

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
Національний університет «Запорізька політехніка»

Машинобудівної
 (повне найменування інституту, факультету)

Обробка металів тиском
 (повне найменування кафедри)

Пояснювальна записка

до дипломного проекту (роботи)

магістр
 (ступінь вищої освіти)

на тему Аналіз методів стримування високих, великогабаритних, порожнистих деталей методами холодного штампування

Виконав: студент(ка) II курсу, групи МЗ-818М

Спеціальності 131 Прикладна механіка
 (код і найменування спеціальності)

Освітня програма (спеціалізація)

Обладнання та технології" класичного формування конструкцій машинобудування
 (прізвище та ініціали)

Керівник Широкобоков В.В.
 (прізвище та ініціали)

Рецензент Кочан С.Я.
 (прізвище та ініціали)

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
Національний університет «Запорізька політехніка»
 (повне найменування закладу вищої освіти)

Інститут, факультет Машинобудівний
 Кафедра Обробка металів широким
 Ступінь вищої освіти магістр
 Спеціальність 131 Прикладна механіка
(код і найменування)

Освітня програма (спеціалізація) Владнання та технології металочастинок
(назва освітньої програми (спеціалізації))
формування конструкторської машинобудівництва

ЗАТВЕРДЖУЮ

Завідувач кафедри К.П.Н., доцент Шерокобоков В.В.
 « 12 » 20 19 року

ЗАВДАННЯ
НА ДИПЛОМНИЙ ПРОЕКТ (РОБОТУ) СТУДЕНТА(КИ)

Савушкіної Вікторії Анатоліївни
(прізвище, ім'я, по батькові)

1. Тема проекту (роботи) Аналіз методів виготовлення високих, великогабаритних, короткочасних деталей методами холодного штампування

керівник проекту (роботи) к.т.н. доцент Шерокобоков В.В.
(прізвище, ім'я, по батькові, науковий ступінь, вчене звання)

затверджені наказом закладу вищої освіти від « 14 » листопада 20 19 року № 399

2. Строк подання студентом проекту (роботи) 16 грудня 2019р.

3. Вихідні дані до проекту (роботи) тема, креслення деталей, результати дослідницьких робіт,

4. Зміст розрахунково-пояснювальної записки (перелік питань, які потрібно розробити) 1. Аналіз способів виготовлення порожнистих деталей.

2. Завдання на методика дослідження

3. Характеристика способів холодного видавлювання і матеріалів для холодного видавлювання.

4. Техніко-економічне порівняння двох процесів виготовлення і видавлювання аналогічних деталей. 5. Оцінка праці і безпека в надзвичайних ситуаціях.

5. Перелік графічного матеріалу (з точним зазначенням обов'язкових креслень)

презентація 23 слайда

6. Консультанти розділів проекту (роботи)

Розділ	Прізвище, ініціали та посада консультанта	Підпис, дата	
		завдання видав	прийняв виконане завдання
Аналіз способів	Широкобоков В.В., к.т.н., доцент		
Завдання та методика дослідження	Широкобоков В.В., к.т.н., доцент		
Характеристика способів	Широкобоков В.В., к.т.н., доцент		
Техніко-економічне порівняння	Широкобоков В.В., к.т.н., доцент		
Охорона праці	Несмеров О.В., к.т.н., доцент		
Нормоконтроль	Мамлюхін А.Ю., доц. каф. ОПТ		

7. Дата видачі завдання « 30 » вересня 2019 року.

КАЛЕНДАРНИЙ ПЛАН

№ з/п	Назва етапів дипломного проекту (роботи)	Строк виконання етапів проекту (роботи)	Примітка
1.	Аналіз способів виготовлення профільованих деталей	30.09.19 - 13.10.19	
2.	Завдання та методика дослідження	14.10.19 - 28.10.19	
3.	Характеристика способів холодного видавлювання і матеріалів для холодного видавлювання	29.10.19 - 17.11.19	
4.	Техніко-економічне порівняння двох процесів виготовлення і видавлювання шпильованих деталей.	18.11.19 - 01.12.19	
5.	Охорона праці і безпека в надзвичайних ситуаціях.	02.12.19 - 15.12.19	

Студент(ка)

Керівник проекту (роботи)

(підпис)

(підпис)

Савушкіна В.А.
(прізвище та ініціали)

Широкобоков В.В.
(прізвище та ініціали)

ЗМІСТ

ВСТУП	6
ОСНОВНІ ТЕРМІНИ ТА ПОЗНАЧЕННЯ	8
1 АНАЛІЗ СПОСОБІВ ВИГОТОВЛЕННЯ ПОРОЖНИСТИХ ДЕТАЛЕЙ.....	11
1.1 Аналіз способів виготовлення порожнистих деталей	11
1.2 Енергоємність штампування порожнистих виробів на кривошипних пресах	17
1.3 Силовий режим холодного штампування порожнистих виробів	24
1.4 Мастило.....	34
1.5 Тепловий ефект при зворотному видавлюванні порожнистих виробів	35
1.6 Порівняльна техніко-економічна оцінка штампування аналогічних деталей витяжкою та видавлюванням	40
2 ЗАВДАННЯ ТА МЕТОДИКА ДОСЛІДЖЕННЯ.	42
2.1 Теоретичне дослідження термомеханічного режиму зворотного видавлювання.....	47
2.2 Теоретичне дослідження силового режиму зворотного видавлювання	50
2.3. Оцінка умов тертя о поверхню видавлюючого інструменту.....	62
2.4 Тепловиділення при зворотному видавлюванні.....	67
2.5 Вплив температури, величини і швидкості деформації на істинний опір.	77
2.5.1 Залежність напруги плинності від величини пластичної деформації.	77
2.5.2 Вплив температури деформації на величину напруги плинності.	79
2.5.3 Вплив температури деформації і величини деформації на величину напруження плинності.	79
2.5.4 Залежність межі плинності від швидкості деформації.....	81
2.5.5 Залежність істинного опору від ступеня температури і швидкості деформації.....	82
3 ХАРАКТЕРИСТИКА СПОСОБІВ ХОЛОДНОГО ВИДАВЛЮВАННЯ І МАТЕРІАЛІВ ДЛЯ ХОЛОДНОГО ВИДАВЛЮВАННЯ.....	84
3.1 Способи холодного видавлювання	84
3.2 Теоретичні основи процесу холодного видавлювання.	89
3.2.1 Напружено-деформований стан при видавлюванні.....	89
3.2.2 Кінематика процесу видавлювання.	91
3.2.3 Питоме зусилля деформування при холодному видавлюванні.....	92
3.3 Опис конструкції штампу для холодного видавлювання з напрямком пуансону по матриці.	94
3.4 Характеристика виготовлення великогабаритних стаканів методами витяжки і зворотного холодного видавлювання.....	95
3.4.1 Визначаємо розмір заготовки для витягування.....	95

3.4.2	Визначаємо розмір заготовки для холодного видавлювання.....	97
3.4.3	Визначення роботи, потужності і швидкості при витягуванні.	98
3.4.4	Змащення при витяжці	102
3.4.5	Змащення при холодному видавлюванні	102
3.4.6	Силовий режим витяжки.....	102
3.4.7	Силовий режим видавлювання.....	106
3.5	Розрахунок зусилля видавлювання стаканів на кривошипних пресах.	111
4	ТЕХНІКО-ЕКОНОМІЧНЕ ПОРІВНЯННЯ ДВОХ ПРОЦЕСІВ ВИТЯГУВАННЯ І ВИДАВЛЮВАННЯ АНАЛОГІЧНИХ ДЕТАЛЕЙ	114
5	ОХОРОНА ПРАЦІ І БЕЗПЕКА В НАДЗВИЧАЙНИХ СИТУАЦІЯХ	118
5.1	Аналіз потенційних небезпек.	118
5.2	Заходи по забезпеченню безпеки.	119
5.2.1	Загальні вимоги безпеки до виробничого обладнання	119
5.2.2	Організація робочих місць	122
5.2.3	Заходи щодо забезпечення електробезпеки	123
5.3	Заходи по забезпеченню виробничої санітарії та гігієни праці.	123
5.3.1	Забезпечення якості повітря робочої зони.....	124
5.3.2	Захист від шуму та вібрації.	124
5.3.3	Організація освітлення приміщень.	125
5.4	Заходи з пожежної безпеки.	126
5.5	Заходи по забезпеченню безпеки у надзвичайних ситуаціях.	127
	ПЕРЕЛІК ПОСИЛАНЬ.....	130

ВСТУП

Серед найважливіших завдань сучасної науки особливе значення має вдосконалення технології виробничих процесів, і, зокрема, розвитку різних способів холодного штампування.

Зростаючі потреби в середніх і великогабаритних порожнистих деталях з кольорових металів і сплавів в різних галузях економіки, зокрема швидкі темпи розвитку легкої промисловості, ставлять широкі завдання по впровадженню найбільш економічного способу їх виготовлення.

Основними способами виготовлення порожнистих деталей є: обробка різанням на металорізальних верстатах, глибока витяжка на кривошипних і гідравлічних пресах, токарно-давильний, витяжка з використанням імпульсних навантажень, що створюється при вибуху, та інші.

Усім їм, поряд з певними перевагами, властиві й недоліки: низька продуктивність, великі відходи металу та інші.

Труднощі застосування та недоліки подібних методів особливо істотні у випадках масового виробництва порожнистих деталей середнього і великого розмірів. Тому роботи зі створення і впровадження нових технологічних процесів виготовлення порожнистих деталей, позбавлених перерахованих недоліків, заслуговує великої уваги.

В цьому плані увагу дослідників та практиків приваблює холодне видавлювання порожнистих виробів на кривошипних пресах. Цей процес холодної пластичної деформації має (в ряді випадків) незаперечні переваги в порівнянні з іншими процесами металообробки. Холодне видавлювання дозволяє досягти за одну операцію виключно великого ступеня деформації (до 99%), знизити трудомісткість і собівартість деталей за рахунок скорочення кількості операцій і зайнятого обладнання, зменшити відходи металу, дозволяє збільшити продуктивність праці завдяки комплексній механізації і автоматизації процесу.

Однак, незважаючи на переваги холодного видавлювання, виготовлення порожнистих виробів середніх розмірів діаметром 80-200мм методом видавлювання на кривошипних пресах ще досить обмежено. Це пояснюється недостатнім обсягом теоретичних та експериментальних досліджень і відсутністю відповідних даних для розробки технологічного процесу. Все це зумовило необхідність проведення комплексу робіт в цій області, включаючи дослідження термомеханічного режиму процесу, енергетики та к.к.д. кривошипних пресів при виконанні операції зворотного видавлювання та

втяжки, аналіз техніко-економічної ефективності кожного процесу з встановленням меж оптимальної технології в залежності від розмірів виробів.

Вирішенню зазначених питань присвячується магістерська робота, при цьому дослідження силового режиму, відпрацювання технології та інструменту при холодному видавлюванні деталей середніх розмірів типу порожнистих стаканів були проведені експериментально.

Експериментальна частина роботи проводилася в ковальсько-штампувальній лабораторії кафедри «Обробка металів тиском».

ОСНОВНІ ТЕРМІНИ ТА ПОЗНАЧЕННЯ

У різних літературних джерелах, особливо зарубіжних, для найменування однієї й той самої технологічної операції застосовуються різні терміни, або навпаки, одним і тим же терміном користуються для визначення істотно різних операцій. Так, наприклад, операція, за допомогою якої отримують деталі типу стаканів, в різних джерелах має такі назви: пресування, вдавнення, видавлювання, ударне видавлювання, виток, закрита прошивка, екструдінг-процес, екструдкування. В зв'язку з цим, для попередження можливих помилок, необхідною умовою є тлумачення деяких термінів, що використовуваних в даній роботі.

Визначення термінів взяті з найбільш авторитетних джерел, посилання на які подані нижче.

Холодне видавлювання – є операцією по виготовленню деталей з заготовки в результаті пластичного виток металу в проміжок між пуансоном та матрицею [1].

Зворотне холодне видавлювання – є операцією по виготовленню порожнистих деталей типу стаканів з товстої заготовки в результаті пластичного виток металу в проміжок між пуансоном та матрицею, при цьому виток металу іде в напрямі зворотному робочому ходу пуансону [1].

Витяжка – представляє собою процес перетворення плоскої заготовки в порожнисту деталь будь-якої форми [1].

Осередок деформації – частина заготовки, що пластично деформується, в межах якої метал зазнає великі пластичні деформування, які можливо надійно фіксувати експериментальними методами [2].

Жорстка зона – частина заготовки, в межах якої залишкові (пластичні) деформації не спостерігаються [2].

Швидкість деформації – зміна ступеню деформації за одиницю часу [3].

Швидкість деформування – лінійна швидкість переміщення деформуючого інструменту [3].

Осьова швидкість – осьова компонента швидкості зміщення частинки заготовки, що деформується [3].

Радіальна швидкість – радіально компонента швидкості зміщення частинки заготовки, що деформується [3].

Питоме зусилля деформації – активна зовнішня сила, що відноситься до одиниці поверхні металу, що деформується, через яку ця сила передається. [3].

Тепловий ефект деформації – енергія, що витрачається на пластичну деформацію, перетворюється на тепло, яке може підвищувати температуру тіла, що деформується [4].

Ступінь деформації – відношення різниці площин вихідної заготовки і видавленої частини деталі до площі вихідної заготовки [4].

Основні позначення, геометричні величини

а) Інструмент та метал, що деформується:

- r2, D - радіус і діаметр калібрувального отвору матриці;
- r1, d - радіус і діаметр робочої частини пуансону;
- F0 - площа поперечного перерізу вихідної заготовки;
- f - площа поперечного перерізу заготовки, що деформується;
- $\Delta\varepsilon = \frac{F_0 - f}{F_0}$ - ступінь деформації;
- S - товщина ступеня деталі, що деформується, $S = r_2 - r_1$;
- H - висота деталі, що деформується;
- h0 - висота вихідної заготовки;
- hx - висота осередку деформації;
- L - висота калібрувального пояску пуансона;
- U ∂ - абсолютна осьова деформація (обтиск) заготовки;
- Ur, Uz - компоненти переміщення частинки тіла, що деформується в циліндричній системі координат;
- V - обсяг деформованого металу;
- ε - відносна величина пластичної деформації, $\varepsilon = \frac{U_{\partial}}{h}$;
- h - поточне значення товщини дна.

б) Кривошипний прес.

- S - хід повзуна;
- α_0 - кут повороту колінчастого вала;
- R - радіус кривошипу;
- r0, rA, rB - радіус опорних шийок
- λ - коефіцієнт шатуна;
- mK - наведене плече сили PD, що діє на повзун пресу.

Фізичні та механічні величини

- PH - номінальне зусилля кривошипного пресу;
- PD - зусилля деформації;
- w - потужність деформації;
- AD - робота деформації;
- N - потужність електродвигуна кривошипного пресу;

- МК - крутний момент на кривошипному валу;
 T, t - температура деформованого металу;
 τ - час деформації;
 μ - коефіцієнт тертя у обертальних парах кривошипного пресу.

Швидкості

- $v\partial$ - швидкість деформування;
 v_r, v_z - компоненти швидкості переміщення частки тіла, що деформується, в циліндричній системі координат;
 $\dot{\epsilon}$ - швидкість деформації;
 $\dot{\epsilon}_r, \dot{\epsilon}_\theta, \dot{\epsilon}_z$ - компоненти швидкостей деформації тіла, що деформується, в циліндричній системі координат;
 $\dot{\epsilon}_r$ - інтенсивність швидкостей деформації.

Напруги

- $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ - головні нормальні напруги;
 σ_b, σ_S - межа міцності і межа плинності матеріалу заготовки, що деформується;
 τ_S - межа плинності на зрушення матеріалу заготовки, що деформується [1];
 σ_r - радіальна напруга;
 σ_θ - тангенціальна напруга;
 σ_z - осьова напруга;
 σ_i - інтенсивність напруги;
 σ_m - осереднена за обсягом осередку деформації величина опору деформації;
 $\sigma\partial$ - справжній опір деформації.

Різні показники і коефіцієнти

- p - питоме зусилля деформації;
 $n\phi$ - відносне питоме зусилля деформації, віднесене до межі плинності заготовки, що деформується, $n\phi = \frac{p}{\sigma_S}$;
 $x = \frac{D}{d} = \frac{r_2}{r_1}$ - відносний показник деформації;
 $\eta_{\text{ц}}$ - циклової к.к.д. кривошипного пресу;
 $\eta_{\text{р}}$ - к.к.д. робочого ходу кривошипного пресу;
 ξ_x, ξ_v - відносні енергетичні показники роботи кривошипного пресу;
 c - технологічна собівартість деталі.

1 АНАЛІЗ СПОСОБІВ ВИГОТОВЛЕННЯ ПОРОЖНИСТИХ ДЕТАЛЕЙ

1.1 Аналіз способів виготовлення порожнистих деталей

Холодне штампування порожнистих виробів об'єднує велику кількість різноманітних деталей, які можуть бути класифіковані:

- а) за складністю форми;
- б) за габаритними розмірами;
- в) за способами виготовлення.

За складністю форми порожнисті вироби можна поділити на чотири основні групи (рис. 1.1).



- а) циліндричні порожнисті вироби;
- б) призматичні порожнисті вироби;
- в) призматичні порожнисті вироби з внутрішніми ребрами і перегородками;
- г) вироби складної форми з довільним перетином в площині і в плані.

Рисунок 1.1 – Класифікація порожнистих виробів.

Перша група об'єднує всі порожнисті вироби циліндричної форми. Другу групу складають порожнисті вироби, що мають в плані форму багатогранника з бічними стінками у вигляді призми з «n»-сторонами. Третя група об'єднує порожнисті вироби з внутрішніми перегородками та ребрами. До четвертої групи відносяться інші порожнисті вироби складної та несиметричної просторової форми. Типовими деталями четвертої групи є так звані облицювальні деталі кабін та кузовів автомобілів.

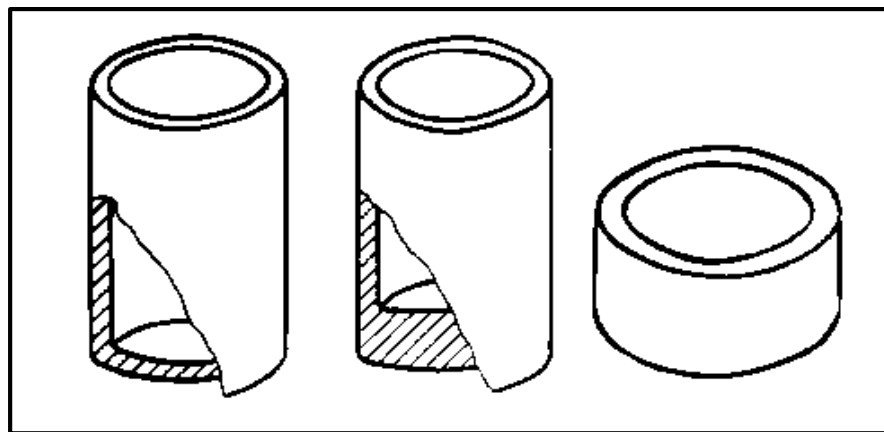
Найбільш широке застосування в різних галузях економіки знаходять порожнисті вироби першої групи.

Порожнисті вироби в залежності від габаритних розмірів можна поділити на три підгрупи. До першої підгрупи можна віднести порожнисті вироби діаметром від 5 до 50мм. До другої підгрупи можна віднести порожнисті

вироби, діаметр яких коливається від 50 до 200мм. Третю підгрупу складають вироби діаметром понад 200мм.

Як видно з рисунку 1.2, основними способами отримання циліндричних порожнистих виробів першої підгрупи є: видавлювання, витяжка, механічна обробка; виробів другої підгрупи – видавлювання, витяжка, складання штампуванням, токарно-давильний спосіб, механічна обробка; третьої підгрупи – витяжка, складання штампуванням, токарно-давильний спосіб.

Циліндричні порожністі вироби



I група Ø5÷50мм	II група Ø50÷200мм	III група Ø200÷1000мм і більше
Мех. обробка	Мех. обробка	Токарно-давильний
Видавлювання	Видавлювання	Зборка штампуванням
Витяжка: - без потоншення - з потоншенням	Обтяжка Зборка штампуванням Витяжка: - без потоншення - з потоншенням - резиною - гідравлічна - тиском вибуху - електро-гідравлічним розрядом	Витяжка: - без потоншення - резиною - гідравлічна - тиском вибуху - електро-гідравлічним розрядом

Рисунок 1.2 – Класифікація методів і засобів виробництва порожнистих виробів.

Сучасний стан розвитку економіки вимагає збільшення продуктивності виробництва, зниження собівартості, застосування нових матеріалів і технологій. Все це пов'язано з впровадженням нових економічних способів виготовлення порожнистих виробів. Таким прогресивним способом, що дозволяє отримувати порожністі вироби, різні за складністю форми та габаритними розмірами, є холодне зворотне видавлювання.

Холодне зворотне видавлювання є операцією по виготовленню порожнистих тонкостінних деталей із заготовки в результаті пластичного витоку металу в зазор між пуансоном і матрицею. Товщина стінок при видавлюванні деталей із кольорових металів зазвичай становить від 0,8 до 1,5мм при відношенні висоти до діаметра до 8:1, а для інших деталей від 1,5 до 5мм при відношенні 5:1.

Холодне видавлювання володіє в ряді випадків характерними перевагами в порівнянні з іншими процесами металообробки. Основна перевага холодного видавлювання полягає в тому, що впровадження цієї технології дозволяє усунути повністю або ж знизити до мінімуму втрати металу в відходи, наприклад, стружку або облой. Холодне видавлювання дозволяє досягти за одну операцію виключно велику міру деформації (до 99%), знизити трудомісткість і собівартість деталей за рахунок скорочення кількості операцій і залученого обладнання, збільшити продуктивність праці завдяки комплексної механізації і автоматизації процесу. Деталі, отримані холодним видавлюванням, відрізняються підвищеною міцністю, надійністю і довговічністю. Чистота поверхні деталі після видавлювання коливається від 1 до 6мк. Безумовно, що поряд з певними перевагами цьому процесу властиві і недоліки: обмеженість числа сплавів, що піддаються обробці холодним видавлюванням, великі питомі зусилля деформації.

Однак, незважаючи на перераховані недоліки, процес холодного видавлювання при масовому виробництві деталей (10000шт. і більше) відрізняється високою економічною ефективністю

Такі показники як собівартість виготовлення однієї деталі і капітальні вкладення скорочуються у багато разів в порівнянні з іншими способами виготовлення порожнистих деталей. Так, наприклад, за даними [5] переведення деталі, що отримуються обробкою різанням, на холодне видавлювання дає зниження витрати металу на 40-70% і трудомісткість виготовлення в 2-4 рази. За даними [6], переведення деталей, виготовлених витяжкою, на холодне видавлювання дає зниження трудомісткості виготовлення в 3-4 рази.

Як показує закордонна практика, холодним видавлювання отримують деталі найрізноманітніших форм, різних розмірів в кількості від одиниць до мільйонів штук. Металева тара, деталі електронної і радіотехнічної промисловості, вироби оборонної промисловості, безліч деталей автомобілів і тракторів виготовляється холодним видавлюванням.

Слід зазначити, що в іноземних джерелах, як правило, наводяться неповні відомості, з яких дуже важко отримати чітке уявлення про методику і умови виготовлення деталей методом зворотного видавлювання.

Всі дослідні роботи вітчизняних авторів, що проводились по холодному видавлювання порожнистих виробів, стосувалися в основному деталей першої підгрупи.

Використання наведених в літературі питомих зусиль деформацій призводить до вибору пресу вельми великих номінальних значень, причому вартість таких машин складає багато десятків тисяч рублів, що ставить під сумнів економічну доцільність виготовлення великогабаритних деталей холодним видавлюванням.

Особливістю проведених досліджень по холодному видавлювання як вітчизняних, так і зарубіжних вчених є розгляд технологічної сторони процесу без вивчення динаміки самих машин, на яких здійснюється даний процес. Це в значній мірі ускладнює вибір найбільш раціонального типу і конструкції обладнання. Між тим питання про вибір обладнання з енергетичної точки зору заслуговує на ретельне дослідження.

Холодне видавлювання проводиться на кривошипних і гідравлічних пресах універсального і спеціального призначення. Перевага віддається кривошипним пресам, які більш продуктивні і часто мають меншу вартість у порівнянні з гідравлічними. Однак, особливості характеристики міцності ланок приводу, обмежений запас роботи системи двигуна-маховика, різна жорсткість системи прес-штамп вимагає аналізу придатності таких пресів для холодного видавлювання.

[5] вказує, що універсальні кривошипні і кривошипно-колінні (карбувальні) преси є найбільш підходящими видами обладнання для холодного видавлювання. Однак, проведений енергетичний аналіз карбувальних пресів різного тоннажу від 200тс 2500тс показав, що вони найменш придатні для холодного видавлювання. Застосування їх для видавлювання деталей із кольорових металів та їх сплавів обмежується малою номінальною величиною їх робочого ходу і всього ходу.

[7] вважає, що універсальні кривошипні преси непридатні для холодного видавлювання через недостатню міцність і малу потужність.

[1], навпаки, вважає, що універсальні кривошипні преси цілком можуть бути придатні для холодного видавлювання за умови, якщо величина робочого ходу (глибина вдавлення пуансону) не перевищує 5мм, і рекомендує вибирати ці преси з номінальним зусиллям в два рази більше розрахункового. Деякі

дослідники вказують, що спеціальні кривошипні преси, вертикальна жорсткої в яких становить 250-400тс/мм, найбільш придатні для холодного видавлювання. Крім холодного видавлювання при виготовленні порожнистих тонкостінних виробів в практиці металообробки знаходять застосування інші методи, що мають свої переваги і недоліки.

Механічний спосіб виготовлення порожнистих виробів забезпечує отримання деталей високої точності і якості поверхні, що неможливо отримати не одним з інших способів, зазначених вище. Останнім часом в області механічної обробки металів були досягнуті великі успіхи: стало, наприклад, можливим завдяки використанню верстатів з програмним керуванням виготовити найскладніші вироби з високим ступенем точності при незначних втратах на брак. Однак процес різання металів досі є процесом дорогим та трудомістким, при якому значна кількість металу іде в стружку, і досить великі витрати електроенергії і людської праці. В зв'язку з цим механічний спосіб не може бути рекомендований при масовому випуску порожнистих виробів середніх і тим більше великих розмірів діаметром 80-200мм.

Одним з найпростіших способів отримання порожнистих виробів є збірка штампуванням (штампування дна, згинання, згортання циліндричної частини з клепанням або паянням по шву). Даний спосіб значно спрощує технологію виготовлення, для нього потрібно порівняно менша кількість машин, ніж при механічному способі, в результаті чого виходить додаткова економія коштів на капітальні вкладення на обладнання, що є важливим критерієм при виборі методу виготовлення порожнистих виробів. Поряд з цим він має ряд негативних сторін: малопродуктивний і дуже трудомісткий при масовому випуску виробів, собівартість виготовлення деталей висока в зв'язку з застосуванням ручної праці і труднощами механізації і автоматизації процесу. Він може бути використаний при дрібносерійному виробництві або в серійному виробництві у разі відсутності дорогого устаткування, необхідного для інших способів виготовлення порожнистих деталей. Більш прогресивним способом отримання порожнистих виробів другої і третьої підгрупи є токарно-давильний. Цей метод отримав в даний час широке застосування в дрібносерійному та одиничному виробництві при виготовленні порожнистих виробів з кольорових і чорних металів, важкооброблюваних металів. Його перевагою є підвищення межі міцності матеріалу в результаті його обробки і незначні капітальні вкладення на обладнання. Недоліком є низька продуктивність через використання ручної праці.

Для виробництва порожнистих виробів також застосовується гідравлічне штампування, при якому деформація металу здійснюється рідиною (водою або маслом) під тиском 60кгс/см² і більше. Даний процес не вимагає застосування пресів, але він малопродуктивний, трудомісткий і тому зустрічаються відносно рідко.

Для отримання деталей першої і другої групи також застосовується безпуансоне глибоке штампування-витяжка силами тертя (гумою). Застосування такого методу дозволяє значно скоротити число переходів за рахунок збільшення граничного коефіцієнта витяжки на першому переході. Значні зусилля і малі швидкості деформації викликають необхідність використовувати для даного процесу гідравлічні преси, продуктивність яких на сьогоднішній день залишається низькою порівняно з кривошипними пресами. Тому в умовах масового виробництва порожнистих виробів цей спосіб використовувати вряд чи раціонально.

Деякими дослідниками для виготовлення порожнистих виробів з важкооброблюваних сплавів була запропонована витяжка з підігрівом фланця заготовки і витяжка охолодженням пуансона до температури 150-180°. До переваг обох методів слід віднести скорочення трудомісткості за рахунок скорочення кількості операцій і деяке зниження собівартості при незначних капітальних вкладеннях на обладнання. Однак, через обмеження допустимих швидкостей витяжки необхідності часу на нагрів або охолодження, обидва методи мають загальну малу продуктивність, що не дозволяє використовувати їх при масовому випуску деталей.

Прогресивним способом виготовлення порожнистих деталей є глибока витяжка без підігріву і охолодження заготовки на кривошипних пресах простої дії при $H \ll 0,5D$ і на пресах подвійної дії при $H \ll (1,5 \div 2,5)D$. Витяжка порожнистих виробів на кривошипних пресах простої дії забезпечує високу продуктивність, низьку собівартість при незначних капітальних вкладеннях на обладнання, дозволяє механізувати і автоматизувати процес.

Цей спосіб досить широко застосовується при масовому випуску деталей (особливо при витяжці різних кришок з відносними розмірами $\left(\frac{H}{D} \ll 0,2 \div 0,5\right)$). Витяжка середніх і великогабаритних порожнистих виробів на кривошипних пресах подвійної дії та на гідравлічних пресах менш продуктивна, ніж на пресах простої дії через допустимі швидкості витяжки ($v=250-300$ мм/с). Число ходів преса подвійної дії приблизно 2-4 рази менше, ніж число ходів преса простої дії такого ж зусилля. Але, незважаючи на це,

глибока витяжка на кривошипних пресах подвійної дії є на сьогоднішній день єдиним економічно доцільним способом при масовому виготовленні різноманітних порожнистих виробів завдяки низькій собівартості і більш високій продуктивності, чим при механічному, токарно-давильному, складальному способі, гідравлічній витяжці, витяжці вибухом.

Аналіз способів виготовлення порожнистих виробів показує, що видавлювання і витяжка є найбільш продуктивними і економічними способами, на яких і буде зосереджена увага при подальшому викладі матеріалу Проте, до цих пір межа оптимальної технології виготовлення порожнистих деталей в залежності від їх розмірів не встановлена. Тому необхідно провести аналіз техніко-економічної ефективності кожного процесу з визначенням не тільки економічних показників: собівартості, витрат капітальних вкладень на обладнання, термінів окупності їх, а також абсолютних і відносних показників роботи машини, на якій здійснюється процес: силовий режим і витрата енергії на процес деформації металу, на переміщення механізмів машини обладнання, в даному випадку кривошипного преса.

1.2 Енергоємність штампування порожнистих виробів на кривошипних пресах

Як відомо, повний енергетичний баланс машини характеризується рівнянням такого виду:

$$T_2 - T_1 = A_{\partial v} - A_{пс} - A_{вс} \pm A_t, \quad (1.01)$$

де T_1 - кінетична енергія машини, що дорівнює сумі живих сил всіх її ланок, для моменту часу t_1 ;

T_2 - теж саме для подальшого моменту часу t_2 ;

$A_{\partial v}$ - робота рушійних сил за проміжок часу $(t_2 - t_1)$;

$A_{пс}$ - робота корисного опору;

$A_{вс}$ - робота сил шкідливого опору (тертя, опір середовища);

A_t - робота сили тяжіння ланок.

Для будь-якого проміжку часу не рівноважного руху

$$T_1 \neq T_2 \quad \text{та} \quad A_{\partial v} \neq A_{пс} + A_{вс} \pm A_t, \quad (1.02)$$

для циклу

$$T1 = T2 \text{ та } A\delta v = A_c, \quad (1.02a)$$

де A_c - робота всіх сил опору, $A_c = A_{pc} + A_{vc} \pm A_t$.

Циклом називається проміжок часу, через який повторюються робочі процеси машини. Для кривошипних пресів проміжку часу, що розглядається, повинен бути період одного технологічного циклу, протягом якого підсумковий приріст кінетичної енергії дорівнює нулю.

Повний енергетичний баланс машини з не рівноважним сталим рухом, до яких відносять кривошипні преси, на основі рівнянь (1.01) та (1.02) представляється у вигляді:

$$A\delta v - A_{pc} - A_{vc} \pm A_t = 0 \text{ або } A\delta v = A_{pc} + A_{vc} \pm A_t. \quad (1.03)$$

Стосовно кривошипного преса баланс енергії у приводі за один технологічний цикл можна уявити як суму робіт

$$A_c = A_{vkl} + A_x + A_p + A_{pa}, \quad (1.04)$$

де A_c - робота, що витрачається на один технологічний цикл;

A_{vkl} - робота, що витрачається на тертя між дисками при включенні муфти, на розгін нерухомих частин виконавчих механізмів та приводу;

A_x - робота, що витрачається на холосте переміщення механізмів пресу;

A_p - робота, що витрачається на виконання робочого ходу;

A_{pa} - робота, що витрачається на подолання втрат в передачах в період активного навантаження.

Для таких процесів, які широко впроваджені у виробництво як: вирубка-пробивання, неглибока витяжка, гаряче об'ємне штампування існуючі методи по розрахунку енергетики кривошипних пресів дозволяють з достатнім ступенем точності визначити кількісну сторону енергобалансу преса, оцінити правильність вибору обладнання. Зокрема, визначення абсолютних і відносних величин витрат енергії при вирубці-пробиванні, неглибокій витяжці і карбуванні на кривошипних пресах займалися [8], [9], [10].

Розглянемо існуючі методи визначення складових енергобалансу технологічного циклу та визначимо їх смислове значення.

1. Витрата енергії на включення муфти.

Ця енергія витрачається, по-перше, на подолання тертя при проходженні дисків муфти в першій період включення від моменту зіткнення дисків до того моменту, коли кутові швидкості провідних дисків стануть однаковими, $A_{тр} \cdot \delta$, і, по-друге, на розгін нерухомих частин приводу преса, що йдуть за муфтою, і головного виконавчого механізму – Аразг.

$$A_{вкл} = A_{тр} \cdot \delta + A_{разг}. \quad (1.05)$$

В літературі [10] вказано, що у пресів з зусиллям понад 100тс, що мають проміжні вали і фіксовану муфту, що встановлена на швидкохідному валу, ця робота може досягати значної величини, в ряді випадків, перевищуючи корисну роботу і пропонує визначити повну витрату енергії на включення муфти за такою формулою

$$A_{вкл} = j_{nu} \cdot \frac{\omega_c^2}{2} \cdot \frac{1+2K'}{1+K'}, \quad (1.06)$$

де j_{nu} - момент інерції рухомих частин преса, що розганяються при включенні муфти, приведених до валу електродвигуна;

ω_c - синхронна кутова швидкість електродвигуна в сек-1;

$K' = \frac{j_{nu}}{j_M}$; j_M = момент інерції маховика, приведений до валу електродвигуна.

Однак, через відсутність чисельних значень j_{nu} , j_M в паспортах пресів, користуватися формулою (1.06) не завжди зручно (а іноді і зовсім неможливо через відсутність креслень деталей кінематичного ланцюга від електродвигуна до повзуна).

Щоб виключити помилку в порівняльних дослідженнях, поза всяким сумнівом, слід виходити з експериментальних даних для конкретних моделей пресів, що застосовуються.

2. Витрата енергії на холосте переміщення механізмів преса.

Витрата енергії в приводі кривошипного преса під час холостих пробігів обумовлюється:

а) втратами потужності на подолання шкідливих опорів тертя в опорах і направляючих головного виконавчого механізму $A_{xг}$ і маховика $A_{xм}$, викликаних силами інерції і силами тяжіння;

б) втратами потужності на подолання опору в зачепленні і опорах зубчастих передач – $A_{xз}$;

в) втратами потужності в клиноремінній передачі на розгін маховика до мінімального числа обертів і прослизання ременів $A_{xкл}$;

$$A_x = A_{xг} + A_{xм} + A_{xз} + A_{xкл}. \quad (1.07)$$

Складові $A_{xг}$, $A_{xм}$, $A_{xз}$, $A_{xкл}$ можна визначити за формулами [11].

Але величина втрат холостого ходу залежить, крім конструктивних розмірів деталей, від якості оброблених поверхонь, мастила, натягу ременів, регулювання гальма і т.д., тому преси, виготовлені за одними і тими ж кресленнями, можуть мати різну величину втрат на холостий хід.

При цьому відхилення від середнього значення можуть становити для пресів однієї й тієї же моделі до 15%, для пресів рівного тоннажу до 40%.

Як показали дослідження, проведені [10] по визначенню втрат холостого ходу для гамми листоштампувальних кривошипних пресів простої дії, робота A_x може досягати значної величини, у ряді випадків перевищуючи корисну роботу.

Експериментальні дані про величину втрат холостого ходу для кривошипних пресів подвійної дії в літературі взагалі відсутні, незважаючи на те, що витяжка порожнистих виробів найрізноманітніших деталей здійснюється на даних пресах досить давно і в широких масштабах.

Відсутність даних про втрати в передавальних ланках пресів подвійної дії не дозволяє провести зіставлення двох технологічних процесів витягування і холодного видавлювання аналогічних деталей з енергетичної точки зору, але дозволяє вибрати оптимальний спосіб отримання виробів з точки зору енергоємності.

3. Втрати в передачах в період активного ходу.

Втрати в клиноремінній передачі у зв'язку зі зміною силового режиму повинні бути віднесені до середнього крутного моменту електродвигуна, навантаження на валу якого змінюється в період активного ходу від M_n до M_{max} [11]. Величину втрат знаходимо за формулою:

$$A_{na} = (1 - \eta_z) (n_0 A_{вкл} + A_p) + 1,5(1 - \eta_{нкл}) \cdot \psi_n \cdot M_{кmax} \cdot \alpha_a, \quad (1.08)$$

- де η_z - к.к.д. зубчастої пари, $\eta_z = 0,94 + 0,97$;
 n_0 - число включення муфти;
 $A_{вкл}$ - робота, витрачена на включення муфти;
 A_p - витрата енергії на робочий хід;
 $\eta_{нкл}$ - к.к.д. клиноремінної передачі;
 ψ_n - коефіцієнт кратності, $\psi_n = 0,015 \div 0,065$;
 α_a - кут повороту ведучого кривошипа за період активного ходу в радіанах;
 $M_{кmax}$ - максимальний крутний момент, $M_{кmax} = P_n \cdot m_k(\alpha)$.

4. Витрати енергії на робочий хід.

Енергія роботи в період робочого ходу витрачається на пластичне деформування металу A_D , на тертя в головному виконавчому механізмі $A_{тр}$, пружну деформацію преса та штампа A_y :

$$A_p = A_D + A_{тр} + A_y. \quad (1.09)$$

При заданому графіку зусиль деформування $P_D = f(\Delta h)$, побудова діаграми крутних моментів на провідному валу головного виконавчого механізму в період робочого ходу не викликає складностей і виконується за відомою залежністю:

$$M_k(\alpha) = P_D(\alpha) \cdot m_k(\alpha). \quad (1.10)$$

Обробляючи діаграму крутних моментів $M_k(\alpha)$ на ділянці робочого ходу α_p і графік зусиль деформацій $P_D = f(\Delta h)$, встановлюють величину витрати енергії на ведучому валу A_p і роботу пластичної деформації A_D :

$$A_p = \int_{\alpha_{кр}}^{\alpha_{нр}} P_D \cdot m_k \cdot d\alpha, \\ A_D = \int_0^{\Delta h_{max}} P_D \cdot d(\Delta h) = \int_{\alpha_{кр}}^{\alpha_{нр}} P_D \cdot m_k^u \cdot d\alpha, \quad (1.11)$$

де $\alpha_{нр}$ і $\alpha_{кр}$ - кути повороту кривошипу, відповідні початку і кінцю робочого ходу;

m_k^u і m_k - відповідно приведені радіус і сили, що діють на повзун ідеального і реального механізму.

Роботу A_p можна знайти шляхом визначення окремих складових рівняння (1.09). При цьому A_D визначаємо за формулою (1.11). Роботу, що витрачається на тертя A_{mp} можна визначити за формулою, яку пропонує [10] для операції вирубки і неглибокої витяжки, через к.к.д. кривошипно-шатунного механізму:

$$A_{mp} = (A_D + A_y) \frac{1 - \eta_{кш}}{\eta_{кш}}, \quad (1.12)$$

$$\text{де } \eta_{кш} = \frac{1}{1 + \frac{1,8 \cdot m_k^\mu}{(1 + \lambda)\sqrt{R}h}}, \quad (1.13)$$

m_k^μ - приріст наведеного радіусу, обумовлений тертям,

$$m_k^\mu = \mu [(1 + \lambda)r_A + \lambda r_B + r_0];$$

λ - коефіцієнт шатуна;

R - радіус кривошипа;

h - робочий хід;

r_A, r_B, r_0 - радіуси опорних шийок;

μ - коефіцієнт тертя.

Роботу, що витрачається на пружну деформацію преса і штампа A_y легко знайти за формулою 1.14.

$$A_y = \frac{1}{2} P \Delta l = \frac{C_c P^2}{2}. \quad (1.14)$$

Наведену жорсткість системи прес-штамп [12] пропонує визначати за формулою

$$C_c = \frac{C_{пр} \cdot C_{инст.}}{C_{пр} + C_{инст.}}; \quad C_{пр} = \frac{P}{\Delta_{пр}}; \quad C_{инст.} = \frac{P}{\Delta_{инст.}} \quad (1.15)$$

де $\Delta_{пр}, \Delta_{инст.}$ - відповідно величина деформації преса і інструменту при прикладеному навантаженні P .

[10] для операції вирубки-пробивки пропонує визначати витрати на пружні деформації системи прес-штамп за формулою:

$$A_y = \frac{1}{2} P_{max} \cdot \Delta - A_1 \quad (1.16)$$

де P_{max} - максимальне зусилля преса при виконанні операції;

Δ - сумарна деформація системи прес-штамп;

A_1 - повернута в привод робота на ділянці графіку $P = f(\Delta h)$ при зменшенні зусилля.

Із сказаного вище видно, що якщо відомий типовий графік зміни зусиль для зазначеного процесу або аналітичні вирази, що дозволяють досить точно визначити зусилля деформування P_D , то визначення A_p не становить труднощів і проводиться за згаданими вище формулами і графіками. Але визначення A_p для зворотного видавлювання великогабаритних деталей на кривошипному пресі ускладнюється тим, що форма навантажувального графіка зусиль для зазначеного процесу нерозкрита з усією вірогідністю.

Типові графіки зміни зусиль при холодному видавлювання деталей першої підгрупи та аналітичні залежності для визначення зусилля деформації P_D не можуть бути використані, так як не враховують особливостей термомеханічного режиму при зворотному видавлюванні великогабаритних деталей на кривошипних пресах. Тому необхідно провести дослідження по силовому режиму і тепловому ефекту процесу зворотного видавлювання великогабаритних деталей, які дозволять з'ясувати особливості термомеханічного режиму даного процесу, форму навантажувального графіку, оцінити правильність висновку нової формули для визначення P_D .

Для правильної оцінки експлуатації обладнання дуже зручним є цикловий к.к.д., що представляє відносну частку корисної роботи, що використовується, на пластичну деформацію.

$$\eta_{\text{ц}} = \frac{A_D}{A_{\text{вкл}} + A_x + A_p + A_{\text{на}}}. \quad (1.17)$$

Дуже зручним для дослідження енергетики преса є так званий к.к.д. робочого ходу

$$\eta_{\text{р}} = \frac{A_D}{A_D + A_{\text{мп}} + A_y}. \quad (1.18)$$

К.к.д. кривошипних пресів залежить від форми і розмірів виробу, що штампується на пресі, виду технологічного процесу, режиму роботи.

Дані про к.к.д. кривошипних пресів, на яких здійснюються операції: вирубка-пробивання, витяжка, гаряче об'ємне штампування, карбування – наводяться в роботах [13], [14]. Порівняння к.к.д. кривошипних пресів простої і подвійної дії, що використовуються відповідно для холодного видавлювання

та глибокої витяжки, особливо стаканів досить великих розмірів, поки що ніким не виконувалося.

1.3 Силовий режим холодного штампування порожнистих виробів

Витяжка є однією з найбільш поширених і вивчених операцій листового штампування. Аналіз процесу витяжки досить докладно наводиться в роботах [15], [4], [2] і ряду інших авторів. Згадані вище роботи дозволяють з достатнім ступенем точності для практичних цілей визначити вплив ряду параметрів на силовий режим штампування витяжкою.

Аналіз процесу видавлювання міститься в роботах [4], [3] та інших.

Однак технологічні можливості зворотного видавлювання ще недостатньо повно досліджені, не з'ясований досконально вплив ряду факторів на силовий режим видавлювання.

Нижче з урахуванням наявних робіт по зворотному видавлюванню викладений аналіз силового режиму при видавлюванні порожнистих виробів з висвітленням питань, що підлягають з'ясуванню при дослідженні в даній роботі.

Теоретичні дослідження процесу холодного штампування порожнистих виробів засновані на загальних методах вирішення завдання про напружено-деформований стан та пластичну течію твердих тіл.

Теоретичні дослідження процесів витяжки і холодного видавлювання включають два завдання:

а) аналіз силового режиму, тобто отримання формул, що дають можливість визначити в кожен момент часу величину зусилля деформації (або величину питомого зусилля деформації);

б) аналіз формозміни, тобто встановлення меж осередків деформації і напрямків течії металу.

Рішення першого завдання дає можливість правильно підібрати обладнання (як по зусиллю деформації, так і по запасу роботи) і розрахувати на міцність основні деталі штапу.

Вирішення другого завдання дозволяє визначити кінцеві розміри деталі після деформації.

Для визначення зусилля деформації при витяжці і холодному видавлюванні запропоновано значну кількість формул. Виходячи з прийнятого методу і спрощуючих припущень, всі формули можна розділити на чотири групи.

До першої групи належать формули, отримані методом характеристик. Метод характеристик є математично найбільш суворим при вирішенні плоских завдань. Стосовно до аналізу процесу витяжки і холодного видавлювання цей метод широко використовується в роботах [4]. Методом лінії ковзання можна отримати рішення в замкнутому вигляді тільки при відсутності тертя на контактних поверхнях або при $\tau_K = \tau_S$. Для вирішення завдань з контактним тертям при $\tau_K < \tau_S$ доводиться використовувати числові методи інтегрування рівнянь характеристик.

[3] цілком справедливо вказав, що в результаті вельми трудомістких обчислень виявляється можливим побудувати для певного конкретного випадку графік кривих розподілу нормальних і дотичних напружень на контактній поверхні, однак, без наочних даних для аналізу, як впливає на величину і розподіл напружень той чи інший параметр.

Замкнуті рішення [4], отримані за умови $\tau_K = 0$, можуть служити для визначення нижньої оцінки зусилля деформації при холодному видавлюванні. Для обліку тертя [4] пропонує приймати втрати на тертя рівними 25%, незалежно від умов зовнішнього тертя, і питома зусилля деформації для холодного видавлювання визначати за формулою:

$$p = 3,75 \cdot \sigma_m \cdot x^2 \cdot \ln \frac{x}{x-1}, \quad (1.19)$$

де $x = \frac{r_2}{r_1}$; σ_m - дійсний опір деформації, осереднений за обсягом осередку деформації, що визначений по лінеаризованій діаграмі зміцнення.

[16] пропонує для завдання впровадження сферичного пуансона в пластичну середу брати поправку на тертя, що залежить від коефіцієнта тертя в формі

$$P = P_0 \sqrt{1 + 2\mu}. \quad (1.20)$$

Формули, отримані методом характеристик, дають можливість порівняно просто визначити деформуюче зусилля для холодного видавлювання, незалежно від зусиль зовнішнього тертя або, якщо і враховують, то через поправочний коефіцієнт, який приблизно може оцінити вплив коефіцієнта зовнішнього тертя μ на зусилля. При зворотному видавлюванні великогабаритних деталей з відносними розмірами $\frac{t}{S} = 3 - 30$, $\frac{D}{S} = 10 - 40$ користування цими формулами для визначення питомих зусиль деформації

призводить до завищених результатів в порівнянні з експериментальними даними. Цей метод не дозволяє провести аналіз формозміни процесу.

Формули, отримані з використанням методу спрощених рівнянь рівноваги, можна віднести до другої групи. Диференціальні рівняння рівноваги, взяті в формі і координатах, що відповідають умовам завдання, спрощують, вважаючи, що нормальне напруження змінюється тільки по одній з координат. Таке спрощення дозволяє отримати рішення в закритому вигляді. Точність кінцевих формул визначається вибором наближення для рівняння рівноваги і умов пластичності.

[17] виконав детальний теоретичний аналіз можливості введення різних спрощуючих припущень і розробив метод деформуючих зусиль, який в літературі отримав назву інженерного методу.

Типовими рішеннями, отриманими інженерним методом, є рішення [4]. Для визначення питомого зусилля деформації при закритій прошивці рекомендує формулу для визначення питомих зусиль деформації при закритій прошивці [4] пропонує наступну формулу:

$$p = \sigma_s \left(2 + \frac{4\mu h}{D-d} + \frac{\mu d}{3h} \right). \quad (1.21)$$

[17] для визначення питомих зусиль деформації при закритій прошивці пропонує наступну формулу:

$$p = \sigma_s \left(e^{\frac{2\mu d}{s}} + 1 \right) \left(1 + \frac{\mu d}{3h} \right). \quad (1.22)$$

Як свідчить сам автор [4], формули (1.21) і (1.22) дають дещо перебільшене значення p в порівнянні з експериментальними даними. На нашу думку, пояснення цьому слід шукати в тому, що для вирішення прийнято два спрощуючі припущення, що не узгоджуються з дійсною картиною деформації.

[4] і [17] при виведенні формул (1.21) і (1.22) допускають, що весь обсяг металу, що лежить між гнітючої поверхнею пуансону і дном матриці з початкової і до кінцевої стадії прошивки, рівномірно охоплений пластичною деформацією. Це суперечить не тільки експериментальним даним [18], [6], але і твердженням самого автора [4].

[6] для визначення питомих зусиль деформації при зворотному видавлюванню рекомендує формулу:

$$p = k\sigma_B \left[2 + \frac{0,5 \mu D}{s} \right]. \quad (1.23)$$

Але ця формула, як і попередні (1.21) і (1.22), придатна тільки для визначення питомих зусиль деформації на стаціонарній стадії процесу, так як вона не враховує глибини осередку пластичної деформації.

Враховуючи реальний характер плинності металу і спираючись на результати своїх досліджень, [18] робить спробу уточнити формулу (1.21). Він вважає, що в усталеній стадії процесу, коли зусилля видавлювання не залежить від висоти центральної частини заготовки, питома зусилля деформації може бути розрахована за формулою з використанням дослідної величини поширення осередку пластичної деформації h_x .

[18] для визначення зусилля зворотного видавлювання пропонує формулу:

$$p = c \sigma_S \left(2 + \frac{4\mu h_x}{D-d} + \frac{\mu}{0,3} \right), \quad (1.24)$$

де $h_x = (0,1-0,2) D_n$ - дослідні значення, отримані для видавлювання лише тонкостінних стаканів з співвідношенням $\frac{D_n}{D_M}$ близьким до одиниці.

Незважаючи на це, в праці [3] приймаючи $h_x = 0,167D_n$, вважаємо це значення справедливим для всього діапазону відношення $\frac{D_n}{D_M}$. Пропонується для визначення зусилля видавлювання наступну формулу:

$$\frac{p}{\sigma_S} = 2 + (1 + c^2) \ln \frac{c^2}{c^2 - 1}, \quad (1.25)$$

де $c = \frac{D_M}{D_n}$, яку слід вважати справедливою тільки для діапазонів відношень $\frac{D_M}{D_n}$ близьких до одиниці.

Однак, як буде показано нижче, величина h_x є неперервною функцією відношення $\frac{D_M}{D_n}$ і тому кожне із зазначених вище рішень справедливо лише для окремих випадків відношень $\frac{D_M}{D_n}$. Інженерний метод розрахунку дозволяє визначити зусилля при видавлюванні, але отримані результати за формулами значення, завищені в порівнянні з експериментальними даними (в особливості

при зворотному видавлюванні великогабаритних деталей). Формули для зусиль, отримані інженерним методом, непридатні для розрахунку формозміни при обробці тиском. Крім того, відсутні досить надійні способи оцінки точності теоретичного рішення.

Математичний аналіз осесиметричних завдань досить важкий навіть при багатьох припущеннях. Методу, подібного до методу характеристик, в цьому випадку немає, так як при осесиметричній деформації диференціальні рівняння для напруг і швидкостей деформації не гіперболічні. Це значить, що неможливо механічно, крок за кроком, побудувати поле ліній прослизання жорстко-пластичних зон. Тому в останні роки вчені почали залучати для аналізу процесу об'ємного штампування метод робіт.

Метод робіт, заснований в кінцевому підсумку на законі збереження енергії, застосовували багато дослідників. Вихідним положенням цього методу є наступне: при пластичній деформації робота зовнішніх сил на відповідних їм переміщеннях дорівнює роботі внутрішніх сил.

[19] використовував цей метод в основному для визначення зусиль деформації при прямому пресуванні суцільних профілів. Він замінив гіпотезу плоских поперечних перерізів пластичної зони гіпотезою сферичних поперечних перерізів, яка значно ближче до дійсності; облік, що виключає можливість великих неточностей в обліку цих сил, застосував в якості характеристики міцності не межу плинності при розтягуванні, а максимальне зсувне напруження.

Спираючись на результати своїх досліджень, [19] пропонує визначати глибину осередку пластичної деформації за емпіричною формулою:

$$h_x = \frac{D+d}{2D} \sqrt{D^2 - d^2}, \quad (1.26)$$

яка при великих ступенях деформації дає завищені значення. Для визначення повного зусилля деформації при зворотному видавлюванні, [19] пропонує використовувати наступну залежність:

$$P = \pi D^2 \cdot K_{MC} \cdot \ln \frac{D^2}{D^2 - d^2} + \pi(D + d) \cdot M f_{к.п.} \cdot K_{MK} \cdot l_n + \frac{\pi}{2} D h_x \cdot M f_{к.кр.} \cdot K_{кр} + \frac{\pi d^3}{24 h_1} \cdot f_{к.кр.} \cdot K_{кр} + \frac{\pi D^3}{24 h_2} \cdot f_{к.кр.} \cdot K_{кр} \quad (1.27)$$

де M - витяжка, $M = \frac{D^2}{D^2 - d^2}$;

- $f_{к.кр.}$ - осереднений коефіцієнт тертя на бічній поверхні контейнера по напрузі пластичного зсуву;
 K - максимально зсуваюча напруга.

Користування формулою (1.27) не завжди зручно на практиці, так як чисельне значення K в довідковій літературі наводиться для небагатьох умов деформацій. Експериментальне визначення максимальних дотичних напружень τ_{max} викликає складності. Тому при відсутності повних даних для величини K [19] пропонує за величину дійсного опору приймати наближене значення $K \approx 0,5\sigma_b$, що при постановці у формулу (1.27) призводить до завищених результатів в порівнянні з експериментом. [19] при визначенні зусилля видавлювання не враховує контактних сил тертя між пластичною і жорсткою зонами, що дещо віддаляє схему плинності металу від дійсності.

Також є енергетичний метод, заснований на принципі «мінімуму повної енергії». Стосовно до обробки металів тиском цей принцип може бути сформульований так: в заданих умовах обробки метал деформується так, що з всіх кінетично можливих полів переміщень дійсне поле відповідає мінімуму повної потужності (енергії) системи, або, що робота зовнішніх сил, що здійснюють деформацію, мінімальна.

Важлива перевага цього методу полягає в тому, що кінематичні (формозміна) і силові умови пластичної деформації розглядається в їх нерозривній єдності. За допомогою цього методу одержують для багатьох прикладних задач теоретичні рішення, які ніякими іншими відомими методами практично отримати неможливо, особливо при аналізі тривимірних задач, до числа яких відноситься процес холодного видавлювання.

Що стосується аналізу процесу в закритій прошивці енергетичний метод використовується в працях [16] та інших.

Для визначення питомої зусилля деформації при прошивці дається формула:

$$p = \sigma_s \cdot \left\{ 1 + \frac{B}{\sqrt{3}} + \frac{1+2\mu}{3\sqrt{3}} \cdot \frac{R_{II}}{h_x} + 1,15 \frac{R_{II}}{h_x} \cdot \frac{\frac{2R}{3R_{II}} + \frac{1R_{II}^2}{3R^2} - 1 + \frac{1h_x^2}{2R_{II}^2} \left(1 + 2\mu \frac{R_{II}}{R}\right)}{1 - \frac{R_{II}^2}{R^2}} \right\} \quad (1.28)$$

де

$$B = \frac{\ln \left[\frac{1}{3} \left(\frac{R^2}{R_{II}^2} + \sqrt{3 + \frac{R^4}{R_{II}^4}} \right) \right] - \sqrt{3 - \frac{R_{II}}{R} + 1 + 2}}{1 - \frac{R_{II}^2}{R^2}}, \quad (1.28a)$$

$\sigma_s, R, R_{ц}, B$ - постійні процесу,

h_x - глибина поширення осередку пластичної деформації, яка знаходиться з умови мінімуму енергії деформації

$$\frac{\partial p}{\partial h_x} = 0. \quad (1.29)$$

Рішення рівняння (1.29) щодо h_x виражається рівнянням:

$$\frac{h_x}{D_{ц}} = \sqrt{\frac{\frac{1+2\mu}{12} \left(1 - \frac{D_{ц}^2}{D^2}\right) + \frac{1}{2} \left(\frac{2D_{ц}^2}{3D^2} - 1\right)}{1+2\mu \frac{D_{ц}}{D}}} \quad (1.30)$$

Формула (1.28) стосується в основному аналізу закритої прошивки. Ототожнення процесу зворотного видавлювання з закритою прошивкою, на наш погляд, не завжди виправдано.

Іноді таке ототожнення (особливо в формулах для розрахунку питомих зусиль деформації) не приводить до єдиних висновків при дослідженні різними авторами одних і тих же факторів процесу. Ці відмінності у висновках і тлумаченнях факторів, що впливають на процес, пояснюються складністю явищ, що відбуваються в металі заготовки при зворотному видавлюванні великогабаритних деталей. Так, наприклад, геометрія інструменту при закритій прошивці при зворотному видавлюванні тонкостінних великогабаритних деталей різна (рис. 1.3). У практиці зворотного видавлювання прийнято робити робочу частину матриці конічною, невеликої глибини, так щоб поверхня видавленої частини заготовки зазнавала вплив тертя стінки матриці не на всій ділянці, як допускається при закритій прошивці, а на невеликій ділянці h_b (рис. 1.3). Робоча частина пуансона при зворотному видавлюванні має калібрувальний поясок для зменшення тертя поверхні видавленої частини заготовки об пуансон, що не має місця при закритій прошивці.

При зворотному видавлюванні великогабаритних деталей в металі заготовки справжнє опір деформації помітно падає за рахунок теплового ефекту. Цього не спостерігається так помітно при закритій прошивці. Наприклад, при зворотному видавлюванні стакану $\varnothing 85$ мм зі ступенем деформації $\varepsilon=98\%$ (товщина стінки $S=0,45$ мм) на кривошипному пресі середня температура нагріву металу заготовки за рахунок теплового ефекту становить

150°C, а при закритій прошивці склянки Ø85мм зі ступенем деформації $\varepsilon=58\%$ (товщина стінки $S=10\text{мм}$) середня температура нагріву металу заготовки становить 36°C для одного і того ж матеріалу – алюмінію АО.

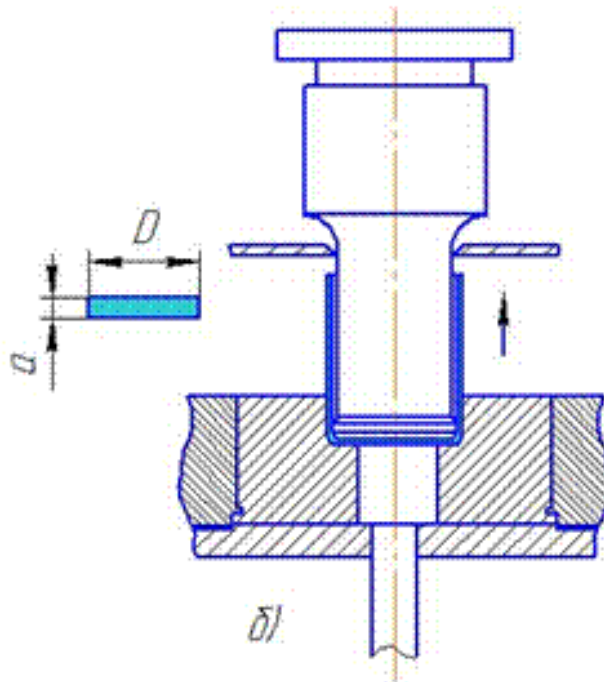


Рисунок 1.3 – Схема зворотного видавлювання

У формулі (1.28) межа плинності тіла, що деформується, σ_s застосовується під час процесу як постійна величина. Таке припущення є неточним, так як метал при холодному видавлюванні зазнає зміцнення, викликане підвищенням швидкості і збільшенням ступеня деформації і розміцнення, викликане тепловим ефектом.

Деякі автори, враховуючи зміцнюючий ефект і зусилля деформації, розраховують по осередненому значенню дійсного опору деформації σ_m , яке визначається по кривим зміцнення при стисканні в координатах σ - ε . Але розміцнюючий ефект, який викликаний тепловим ефектом, ніким належним чином не приймався в розрахунок, що призводило до завищених результатів значення істинного опору деформації σ_m . В зв'язку з цим величина зусилля деформації, обчислена за формулою (1.28) для зворотного видавлювання великогабаритних порожнистих виробів зі ступенем деформації ($\varepsilon=90-98\%$) виходить дещо більшою в порівнянні з експериментальними даними.

Напівемпіричні формули для визначення питомих зусиль деформації при холодному видавлюванні у вигляді

$$p = \sigma_s \left(a \cdot \ln \frac{F_0}{F} + b \right) \quad (1.31)$$

широко використовуються в різних джерелах. Але ці формули придатні для визначення зусиль на стаціонарній стадії холодного видавлювання для строго фіксованих умови деформації. Враховуючи, що формула (1.31) не описує зміну деформуючого зусилля в процесі деформації, застосування їх не можна вважати за доцільне, тим більше, що різні автори рекомендують різко протилежні значення постійних величин a та b .

Застосовувані методи вирішення завдань пластичності, засновані на сучасному вирішенні рівнянь рівноваги з умовою пластичності, не дають можливості з'ясувати картину пластичної течії, визначити рух частинок металу і врахувати інерційні сили, що, однак, в ряді випадків може бути істотно необхідним, беручи до уваги значну інтенсифікацію процесів обробки металів тиском, в першу чергу за рахунок зростання швидкості деформування. В зв'язку з цим заслуговує на увагу встановлений роботами [15] напрямок у вирішенні завдань обробки металів тиском з використанням рівнянь механіки суцільного середовища.

Використовуючи відомі рівняння руху суцільного середовища, записані в напрузі, які дозволяють врахувати інерційні сили, що виникають при високошвидкісних процесах обробки металів і оцінити вплив характеристик обладнання на процес деформації, [15] дає замкнуте рішення для визначення зусиль деформації.

Стосовно до теорії штампування-витяжки, волочіння, осадки – метод його дає достатню збіжність фактичних величин з розрахунковими. В процесі зворотного видавлювання порожнистих деталей цей метод не був розглянутий не самим автором, не іншими дослідниками.

При дослідженні процесу зворотного видавлювання вивчення характеру формозміни має не тільки теоретичний інтерес, а й прикладне значення.

З відомим наближенням можна вважати, що осередок деформації відділяється від жорсткої зони площиною, перпендикулярною до вісі заготовки. Глибина поширення осередку деформації визначається розміром h_x (рис. 1.3).

Побудовою полів ліній ковзання для різних відносин $x = \frac{D}{d}$ [2] визначив глибину поширення осередку деформації при зворотному видавлюванні і висловив його розміри такою формулою:

$$h_x = 0,5R \left(1,4 - \frac{r}{R}\right) \quad (1.32)$$

[20] запропонував іншу формулу:

$$h_x = \sqrt{r(R - r)} \quad (1.33)$$

Недоліком обох формул є те, що в них не враховується вплив умов зовнішнього тертя. [21] дає для визначення висоти осередку деформації формулу, в якій враховуються не тільки розміри інструменту, а й умови зовнішнього тертя.

$$h_x = r \sqrt{1,6\mu \left(1 - \frac{r^2}{R^2}\right)} \quad (1.34)$$

Для визначення розмірів осередку пластичної деформації експериментальним шляхом використовувалися: метод координатної сітки і метод вимірювання твердості.

За даними [22], що проводив дослідження осередку пластичної деформації на зразках з алюмінію, дюралюмінію, латуні і сталі методом координатної сітки видно, що в початковій стадії вдавлювання пуансона в метал в ньому поблизу пуансона розвивається пластична зона інтенсивної деформації. Решта металу в пластичної деформації майже не бере участі.

Досягнувши певних розмірів в поперечному і осьовому напрямках, ця пластична зона інтенсивної деформації з подальшим вдавлюванням пуансона практично вже не змінюється ні за величиною, ні за формою, а як би зміщуються в осьовому напрямку разом з пуансоном. Безпосередньо під торцем пуансона утворюється загальмована зона невеликої товщини, деформована значно менш інтенсивно, ніж примикаючи до неї ділянки. Ця зона вступає в інтенсивну деформацію лише коли товщина дна стакану, що утворився, наближатися до товщини його стінки, тобто коли загальмована зона стає основним джерелом харчування стінок. Товщина загальмованої зони в основному залежить від сил тертя, що виникають коло торцевої поверхні пуансона.

Аналогічне дослідження форми і розмірів пластичної зони були проведені [19] та іншими, які підтвердили розміри осередку деформації, обчисленні теоретично. Характерною рисою проведених досліджень по формозміні було те, що вони були проведені на заготовках з відносно невеликими розмірами,

діаметр яких не перевищував 40-45мм, а ступінь деформування був не більше 80%. Необхідно з'ясувати дані, що підтверджують прийняті розміри осередку деформації для заготовок, діаметр яких перевищує 85-90мм і ступінь деформації досягає 98%.

Характер формозміни, напруженого стану і силовий режим штампування виключно залежить від умов тертя по поверхні контакту деформуючого інструменту з металом.

1.4 Мастило

Основним призначенням змащення є зменшення безпосереднього контакту між поверхнями заготовки та інструменту і тим самим зменшення коефіцієнта контактного тертя. Мастило в умовах пластичної деформації працює при високому тиску, який може привести до руйнування мастильного шару. Останнє погіршується тим, що навіть при холодному деформуванні мастило схильне до теплового впливу внаслідок теплового ефекту пластичної деформації. Так як зазвичай площа поверхні виробу перевищує площу поверхні заготовки, то шар мастила уточнюється. Тому одним з важливих і необхідних властивостей мастила є здатність відновлювати захисний шар в місцях його порушення. Вважають, що подібні якості мастила будуть визначатися характеристиками його в'язкості в залежності від тиску і температури.

Нині підбір мастил для зворотного видавлювання кольорових металів і сплавів не є проблемою і цьому питанню присвячено багато досліджень. Хочеться звернути особливу увагу на взаємозв'язок форми інструменту, тертя і мастила. На рисунку 1.04 показано розподіл мастила при холодному видавлюванні стаканів залежно від форми торця пуансона. Виявляється, що найкращі результати виходять при застосуванні пуансона з конічним торцем з кутом близько 6° . Наявні дані лабораторних випробувань показують, що не для всіх металів можуть бути застосовані одні й ті ж з мастила. Крім того встановлено, що рясне використання мастила шкодить процесу плинності металу, збільшує кількість бракованих деталей. Кращі результати по мастилу дали: для алюмінію – тваринний жир, для міді – графіт пластинчастий з машинним мастилом в пропорції 5:2, для цинку – тальк.

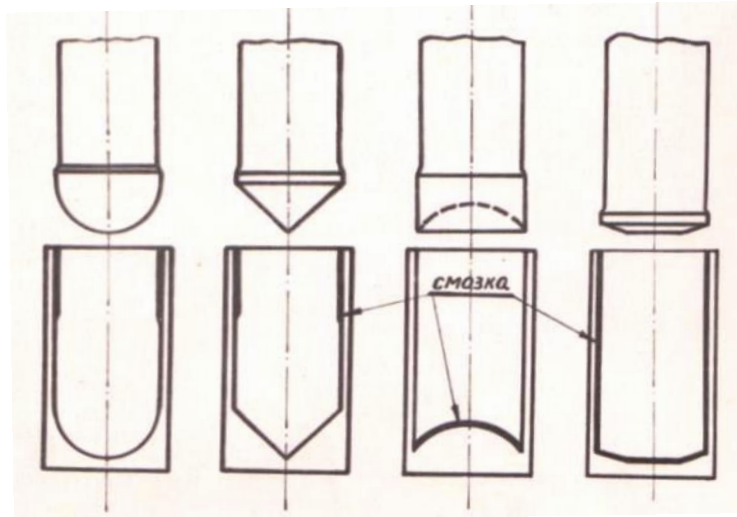


Рисунок 1.4 – Розподіл мастила при холодному видавлюванні стаканів в залежності від форми торця пуансона.

Величина коефіцієнту тертя пов'язана з багатьма факторами: станом працюючих поверхонь, якістю мастила, величиною витраченої роботи і так далі. Істотним фактором, який впливає на величину коефіцієнта тертя, є тиск. Дослідження деяких авторів показують, що в разі, коли працюють змащені поверхні по мірі збільшення тиску коефіцієнт тертя падає. Крім того, чим вище межа міцності металу, тим величина коефіцієнта тертя менше. Для практичних розрахунків тиску при холодному видавлюванні значення коефіцієнта тертя μ можна брати по таблиці 1.1.

Таблиця 1.1 – Коефіцієнт тертя при використанні різних видів металу і мастила.

Найменування металу	Мастило, що використовується	Коефіцієнт тертя
Алюміній	Тваринний жир	0,1-0,18
Мідь	Графіт з машинним мастилом	0,11-0,13

1.5 Тепловий ефект при зворотному видавлюванні порожнистих виробів

Більшість процесів холодного штампування металу вимагає значних витрат механічної роботи при високих значеннях питомих навантажень і виконується на машинах з різними характерами прикладання зусилля і швидкостями деформування. Як відомо, механічна робота деформації в основному перетворюється в теплову енергію. Відношення кількості енергії A ,

що перетворилась в тепло, до енергії A_D , що прийняло деформоване тіло, носить назву виходу тепла:

$$\eta = \frac{A}{A_D}. \quad (1.35)$$

За даними [24], вихід тепла при лінійному стисканні для дюралюмінію становить 79%. На підставі експериментів, проведених [4] з магнієм, залізом, алюмінієм, міддю і сплавами цих металів, він вважає за можливе для розрахункових цілей приймати як мінімум при кімнатній температурі вихід тепла $\eta_{\text{вих}} = 0,85 \div 0,9$.

Тепло, що є результатом роботи пластичної деформації, може в залежності від умов деформації розсіюватися в навколишньому середовищі, але може і залишатися в деформованому тілі. Якщо все тепло, що виділилось, відводиться в навколишнє середовище, то такий процес пластичної деформації можна назвати ізотермічним. Якщо все тепло, що виділилось, залишається в деформованому тілі, то такий процес деформації можна назвати адіабатичним. Тепло, що залишається в деформованому тілі, підвищує його температуру. Температурний ефект в результаті виділеного при деформації тепла може бути представлений виразом

$$\alpha = \frac{T_M - T_0}{T_0}, \quad (1.36)$$

де T_M - середньостатистична температура тіла, що розвивається в процесі деформації

T_0 - температура тіла до деформації.

Температурний ефект тим більше, чим більше кількість тепла виділяється в одиниці об'єму тіла, що деформується, і чим більше його залишається в тілі. Температурний ефект тіла, що деформується, визначається не тільки кількістю тепла, що виділилося в результаті роботи пластичної деформації, але і кількістю тепла, що виділилося в результаті роботи контактної тертя, якщо останнє має місце при пластичній деформації. Таким чином, температурний ефект в процесі деформації може досягати досить високих значень, особливо при холодному штампуванні порожнистих виробів, коли деформація протікає в короткий проміжок часу, протягом якого тепло не буде розсіюватися в навколишнє середовище.

[4] експериментально встановили підвищення температури дюралюмінієвого зразка діаметром і висотою 11,1мм при ударі його бойком масою 50кг з висоти 3м (ступінь деформації $\varepsilon = 89,2\%$). При цьому було

відмічено підвищення температури зразка з 13° до 317°. При пресуванні на гідравлічному пресі суцільних деталей зі свинцю, олова та алюмінію з різними швидкостями деформування експериментально встановлено, що ефект тепловиділення визначається швидкістю і ступенем деформації. При постійній швидкості деформування тепловиділення зростає зі збільшенням ступеня деформації. При цьому інтенсивність зростання температури визначається швидкістю деформування. Тепловий ефект неоднаковий в обсязі деформованого тіла. Областями локалізації теплового ефекту є області локалізації пластичної деформації.

Дослідження, проведені [2] і [18], показують, що підвищення температури металу при холодному видавлюванні порожнистих виробів з різних матеріалів на кривошипному пресі досягає значних величин. Однак дані, що приводяться цими авторами, носять характер занадто загальний. Використовувані [18] термофарби при вимірі температури заготовки не дають можливості побудувати графік зміни температури металу в процесі його деформування, термофарби є високо інерційними датчиками. Тому отримані експериментальні дані потребують уточнення. Це підтверджують і надмірні розбіжності даних, отриманих експериментальним і теоретичним шляхом в роботі [4].

Температурний ефект в залежності від умов може викликати наступні наслідки:

1. Зміни властивостей деформованого металу, зокрема його пластичності і опору деформування. Як правило, тепловий ефект знижує опір деформуванню.

2. Зміни виду процесу деформування: наприклад, холодна деформація може перейти в неповну холодну і так далі.

3. Зміна структури деформованого металу.

4. Зміна в'язкості мастильних засобів, отже і зміна умов змащування й тертя.

5. Підвищення температури заготовки та інструменту може чинити негативний вплив на точність розмірів штампування і на стійкість інструменту.

Внаслідок цього, в деяких випадках обробки металу тиском (особливо при зворотному видавлюванні великогабаритних деталей) необхідно враховувати вплив температурного ефекту, що дозволить правильно вибирати оптимальні швидкості деформування, відповідне обладнання для забезпечення найбільш вигідних умов деформування металу і робота

інструменту і вид технологічного мастила, що застосовується. [4] показав, що збільшуючи ступінь і швидкість деформації (тобто збільшуючи тепловий ефект) можна уповільнити охолодження тіла, що деформується, а іноді навіть підняти його температуру. Варіюючи ступенем і швидкістю деформації, можна послабити або посилити ступінь розміцнення. Теоретичне визначення кількісної сторони теплового ефекту і побудова температурного поля в осередку деформації при зворотному видавлюванні представляє дуже складну задачу. Середнє за обсягом зростання температури деформованого металу пропорційно роботі пластичної деформації. Тому в своїх розрахунках [18] при визначенні середнього за обсягом зростання температури тіла ΔT , що деформується, скористалися такою формулою:

$$\Delta T = \frac{\eta_{\text{вих}} \cdot A_D \cdot 10^3}{427 m \cdot c} \quad (1.37)$$

[25] за наступною формулою:

$$\Delta T = \frac{\eta_{\text{вих}} \cdot A_D}{427 (\rho V) c'} \quad (1.38)$$

де роботу (нормальних контактних питомих зусиль) пластичної деформації представляють у вигляді

$$A_D = \int_t \int_f (X_n V_n + Y_n V_y + Z_n V_z) \partial t \cdot \partial f. \quad (1.38a)$$

[2] пропонує для визначення ΔT скористатися емпіричної формулою вигляді:

$$\Delta T = \frac{1,9}{\rho \cdot c} \cdot p = k p. \quad (1.39)$$

Теоретичний аналіз показує, що чим більше швидкість деформування, тим швидше настає момент розплавлення металу в результаті тепловиділення при одному і тому ж ступеню деформації. Тепловиділення знижує вплив ступеня деформації на середнє питомих зусилля деформації, тобто при певних умовах зусилля видавлювання може не тільки не збільшуватися зі зростанням ступеня деформування, але навіть знизиться або залишитися незмінним. Звідси випливає, як важливо знати вплив кожної змінної (швидкості і ступеня деформації) на абсолютне значення тепловиділення. Але формула (1.39) не дозволяє прямо враховувати ці змінні при визначенні ΔT . У формулі (1.39) k – постійна величина для даного матеріалу, p – середнє питомих зусилля

деформування приймається практично постійним для даного ступеня деформування незалежно від зміни швидкості деформування.

Формули (1.37) і (1.38) в чисельнику містять роботу пластичної деформації A_D , яку не завжди вдається точно обчислити теоретично. Ці формули не дозволяють визначити розподіл температури в деформованому тілі. Необхідно нове рішення по визначенню ΔT через одну з характеристик деформованого стану металу, яку легко можна визначити теоретичним шляхом в будь-якому випадку зворотного видавлювання, яка враховувала би зміни ступеня і швидкості деформування.

За експериментальним визначенням теплового ефекту все методи можна розділити на три групи:

1. Непрямі методи визначення температури деформованого металу:

а) вивчення мікроструктури металу після його деформації. Цей метод дозволяє лише приблизно визначити максимальні температури, що відповідають температурам фазових перетворень;

б) калориметрія, метод, що дозволяє визначати тільки осереднену температуру усього досліджуваного об'єму металу;

в) використання термофарб.

Загальним недоліком перерахованих методів є те, що вони не дають можливості побудувати графік зміни температури металу в процесі його деформування.

2. Методи визначення температури поверхні металу:

а) природними термопарами (при деяких операціях листового штампування);

б) штучними термопарами, вставленими в інструмент в близькості від місця контакту останнього з металом, що деформується;

в) штучними термопарами, що підводяться до металу при виході його з інструментів (при прямому пресуванні).

Дані методи дозволяють визначити лише сумарну температуру металу, що виходить в результаті пластичної деформації і контактного тертя.

3. Методи визначення температури металу за допомогою термопар, вставлених безпосередньо в зону деформування. Цей метод дозволяє визначити температуру металу, що виходить в результаті однієї пластичної деформації без урахування тертя. Цим методом можливе визначення тільки при відкритому штампуванні і різанні металу.

При закритих процесах, таких як холодне видавлювання, виникають великі труднощі вставляння термопар в тіло, що деформується, що

знаходяться в порожнині матриці, тому цей метод не може бути рекомендований для визначення температури при зворотному видавлюванні.

Загальним недоліком описаних в літературі методів є те, що більшість дослідників для реєстрації сигналу термопар використовували високо інерційну реєструвальну апаратуру, що не давало можливості точно визначити температуру металу в процесі його деформування.

Останнім часом було зроблено кілька спроб реєстрації сигналів термопар, що швидко змінюються, за допомогою електронних осцилографів, але результати цих експериментів недостатньо достовірні, так як температуру вимірювали не знаючи властивостей і характеру роботи термопар, не знаючи інерційність термопар в умовах динамічного прикладання навантаження.

1.6 Порівняльна техніко-економічна оцінка штампування аналогічних деталей витяжкою та видавлюванням

Порівняльна техніко-економічна ефективність різних варіантів технологічних процесів визначається собівартістю продукції, що випускається, капітальними вкладеннями, продуктивністю, терміном окупності капітальних вкладень. Ці основні показники, які узагальнюють всі витрати, пов'язані із застосуванням даного технологічного процесу і відображають всі технічні та організаційні зміни, що вносяться цим процесом у виробництво. Найбільш ефективний той технологічний процес, який дозволяє отримати найменшу собівартість продукції при інших рівних умовах.

Оцінка економічної ефективності застосування процесу витяжки та холодного видавлювання для аналогічних деталей наближено була проведена [6]. При зіставленні двох процесів він не брав до уваги одноразових витрат на проектування штампів для витяжки і зворотного видавлювання, амортизаційні відрахування, витрати на електроенергію, ремонт та обслуговування обладнання, що застосовуються для витяжки та холодного видавлювання.

Спрощені розрахунки економічної ефективності, проведені [6], не дозволяють досить точно вибрати найбільш доцільний технологічний процес виготовлення порожнистих виробів середніх розмірів.

При оцінці економічної ефективності холодного видавлювання іншими дослідниками [1], [5] також використовувалися наближені підрахунки очікуваної економічної ефективності, які приводили до помилкового висновку найбільш доцільного в технічному і в економічному відношенні процесу. Так як вартість обладнання, що застосовується для холодного видавлювання

великогабаритних деталей, витрати на електроенергію, ремонт і обслуговування у багато разів відрізняється від витяжки аналогічних деталей, то необхідно встановити межі оптимальної технології в залежності від габаритних розмірів виробів на основі аналізу техніко-економічної ефективності кожного процесу.

Висновок

Вивчення літератури, присвяченої теоретичному і експериментальному дослідженню енергоємності холодного штампування порожнистих виробів на кривошипних пресах дозволяє зробити наступні висновки:

1. Відсутні порівняльні дані по енергомеханічному режиму роботи кривошипних пресів при витяжці і видавлюванні аналогічних виробів, а також методика вибору кривошипних пресів для холодного видавлювання.

2. Теоретичні дослідження процесу витяжки проведені досить широко і дозволяють аналізувати вплив основних параметрів процесу на силовий режим.

3. Теоретичні дослідження зворотного видавлювання виконані тільки стосовно штампування першої підгрупи порожнистих виробів. Рішення, отримані в згаданих роботах, потребують уточнення і не можуть бути використані для практичних розрахунків зусилля зворотного видавлювання великогабаритних порожнистих виробів другої підгрупи, так як вони не враховують особливості термомеханічного режиму, відповідно і визначення роботи A_D для цих деталей ускладнено.

4. Відпрацьованої методики по експериментальному вимірюванню температури металу стосовно зворотного видавлювання порожнистих виробів на кривошипних пресах немає.

5. Теоретичне визначення температури тіла, що деформується, необхідно здійснити через одну з характеристик деформованого стану металу, наприклад, інтенсивність деформації, які легко можна визначити теоретичним шляхом в будь-якому випадку зворотного видавлювання.

6. Відсутня порівняльна техніко-економічна оцінка процесу витяжки і зворотного видавлювання для аналогічних деталей з урахуванням всіх факторів, що впливають на собівартість продукції.

7. Аналіз процесу зворотного видавлювання великогабаритних виробів з великими ступенями деформації представляє безперечний інтерес з точки зору теорії і з точки зору його практичного застосування для вирішення виробничих питань.

2 ЗАВДАННЯ ТА МЕТОДИКА ДОСЛІДЖЕННЯ.

Переважає більшість досліджень в області холодного штампування порожнистих виробів на кривошипних пресах носили, як правило, чисто технологічний характер, з роздільними вивченням витяжки та зворотного видавлювання, причому в останньому випадку обмежувалися досить малими габаритами виробів, діаметром не більше 45-50мм. Все це не дозволяло правильно оцінити вибір обладнання, необхідного для холодного видавлювання.

У зв'язку з цим в роботі поставлені наступні завдання:

1. Порівняти енергосиловий режим пластичного деформування при глибокої витяжці і зворотному видавлюванні аналогічних деталей, включаючи дослідження теплового ефекту при зворотному видавлюванні.

2. Порівняти енергетику кривошипних пресів простої і подвійної дії при здійсненні процесу зворотного видавлювання і глибокої витяжки аналогічних деталей.

3. Провести порівняльний техніко-економічний аналіз процесу витяжки і зворотного видавлювання.

При порівнянні енергосилового режиму холодного видавлювання необхідно визначити:

а) залежність питомих зусиль деформації і глибини осередку деформації при зворотному видавлюванні від ступеня деформації, швидкості деформації і температури нагріву заготовки, що викликана тепловим ефектом пластичної деформації;

б) характер робочих діаграм при зворотному видавлюванні порожнистих виробів з великими ступенями деформації ($\epsilon=90-98\%$) і витяжці аналогічних виробів;

в) зростання температури металу, що деформується, при зворотному видавлюванні, і зв'язати його з однією з характеристик деформуємого матеріалу, яку легко визначити теоретично (наприклад, інтенсивність деформації).

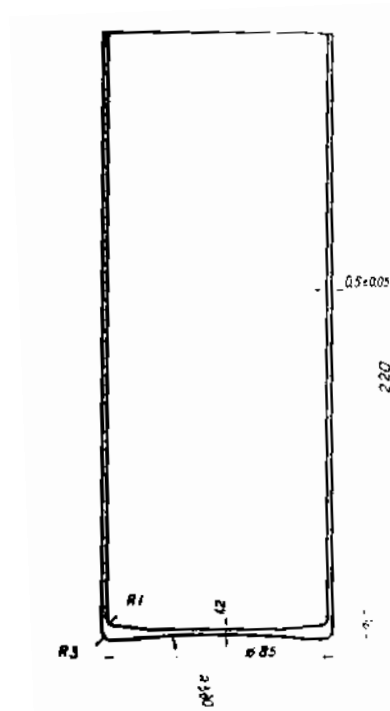


Рисунок 2.1 – Алюмінієва тара

При дослідженні енергетики холодного видавлювання і витяжки, необхідно визначити: абсолютні і відносні показники, що характеризують витрати енергії на процеси деформації металу і на переміщення механізмів кривошипного преса при холодному видавлюванні і витяжці, порівняти енерговитрати для аналогічних виробів та дати рекомендації по вибору кривошипних пресів для холодного видавлювання.

Розробка раціональної технології і вибір оптимальної геометрії інструменту викликає необхідність вирішення наступних питань:

- а) вибір раціональної форми і матеріалу робочого інструмента;
- б) встановлення впливу геометрії інструменту на силовий режим;
- в) вибір методу отримання заготовок і види технологічного змащення.

Техніко-економічний аналіз процесу витяжки і зворотного видавлювання аналогічних деталей вимагає з'ясування:

- а) грошових витрат на капітальні вкладення, собівартості, продуктивності і терміну окупності капітальних витрат для даного процесу;
- б) оптимального способу виготовлення великогабаритних порожнистих виробів в залежності від їх розміру.

Для вирішення поставлених завдань були проведені теоретичні та експериментальні дослідження.

При виборі методики теоретичного дослідження враховувалася необхідність отримання рішення як для силового режиму, так і для

формозміни. В першому розділі показано, що умовам поставленого завдання найбільш повно відповідає енергетичний метод, який і використовується для теоретичного аналізу.

Теоретичні дослідження енергетики кривошипного преса проводилися шляхом аналізу повного енергетичного балансу за методикою, викладеної в першому розділі.

У вивченні процесів штампування особливе місце займають експериментальні дослідження, які нерідко є єдиним джерелом інформації про вплив основних факторів на характер формозміни і енергосиловий режим деформації.

На практиці прийнято вивчення впливу окремих параметрів процесу на характер формозміни і енергосиловий режим деформації металу, який і прийнятий для експериментального аналізу в даній роботі

При експериментальному дослідженні енергетики преса вимірювальними величинами були:

- а) шлях і швидкість повзуна;
- б) кути повороту колінчастого вала;
- в) число обертів електродвигуна і маховика;
- г) зусилля, що розвивається пресом при витяжці і зворотному видавлюванні;
- д) потужність електродвигуна;
- е) крутний момент на колінчастому валу;
- ж) час.

Переміщення повзуна преса реєструвалася ємнісними і індукційними ходографами.

Для запису кутових переміщень кривошипного вала був використаний спеціальний прилад для виміру кутів повороту за допомогою магнітної стрічки.

Вимірювання потужності проводилося за допомогою спеціального ватметра-вібратора потужності, що дозволив проводити запис змін потужності на фотоплівку світлопроменевого осцилографа.

Крутний момент вимірювався за допомогою тензометричних датчиків, які наклеювались на вільну поверхню вала.

Час реєструвався лічильником часу.

Для експериментального дослідження силового режиму при зворотному видавлюванні і витяжці аналогічних деталей були розроблені спеціальні

штампи. Експериментальні штампи відрізнялися від штампів, що застосовуються у виробництві, двома особливостями:

а) можливістю установки різних за формою і розмірами змінних інструментів;

б) наявністю вимірювального елемента, за допомогою якого фіксуються зусилля деформації

На рисунку 2.7 показаний штамп для зворотного видавлювання середніх розмірів деталей $\varnothing 85\text{мм}$ з алюмінієвих заготовок.

В штампі є чотири напрямні колонки 7 і втулки 3, які запресовані в корпусі, попередньо виставлені на гвинтах, а потім приварені до верхньої плити. Верхня і нижня плити штампа товщиною 70мм були вирізані зі слябів (сталь 45), піддані нормалізації і прошліфовані. Механічна обробка отворів в плитах і корпусах під втулки (за другим класом точності) здійснювалася з однієї установки на розточувальному верстаті. Тримач матриці 8 вільно встановлюють на прокладці 10 і закріплюють гвинтами, що прикручуються до плити 11. Спеціального гнізда під матрицю 6 в нижній плиті не передбачено. Матриця посаджена тримач матриці з зазором в 4мм по діаметру. Регулювання положення її здійснюють установочними болтами 9. Таке кріплення матриці, незважаючи на простоту, забезпечує високу точність штампування. Прокладка 10 товщиною 30мм зроблена зі сталі У8А, загартована до твердості HRC 54÷56.

Кріплення пуансона 5 аналогічно кріпленню матриці. Він спирається на прокладку 2 зі сталі У7А (HRC 50÷52). Знімач 4 виконаний у вигляді розрізного кільця, половинки якого зв'язані кільцевою пружиною. Така конструкція знімача дозволяє йому весь час ковзати по пуансону, не допускаючи защемлення тонкостінних деталей між знімачем і пуансоном. На робочій частині кільця не повинно бути заокруглень, інакше стакан затискається і при зйомці рветься.

Для дослідження силового режиму витяжки був виготовлений експериментальний блок штамп, показаний на рисунку 2.8, який дозволяє отримувати за кілька переходів (з заміною матриці 2, притискача 3 і пуансона 4) деталі, аналогічні отриманим зворотним видавлюванням.

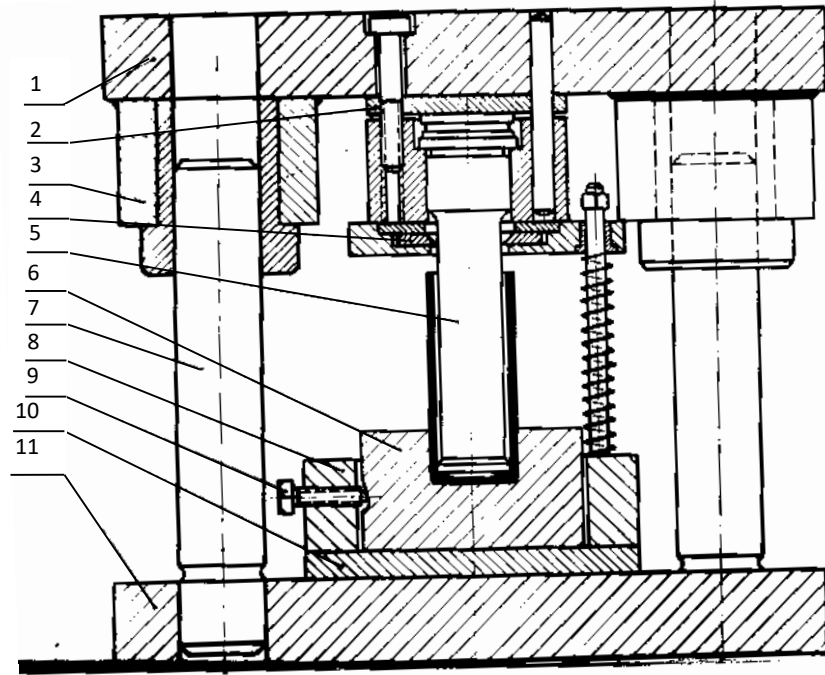


Рисунок 2.7 – Штамп для холодного видавлювання алюмінієвої тари.

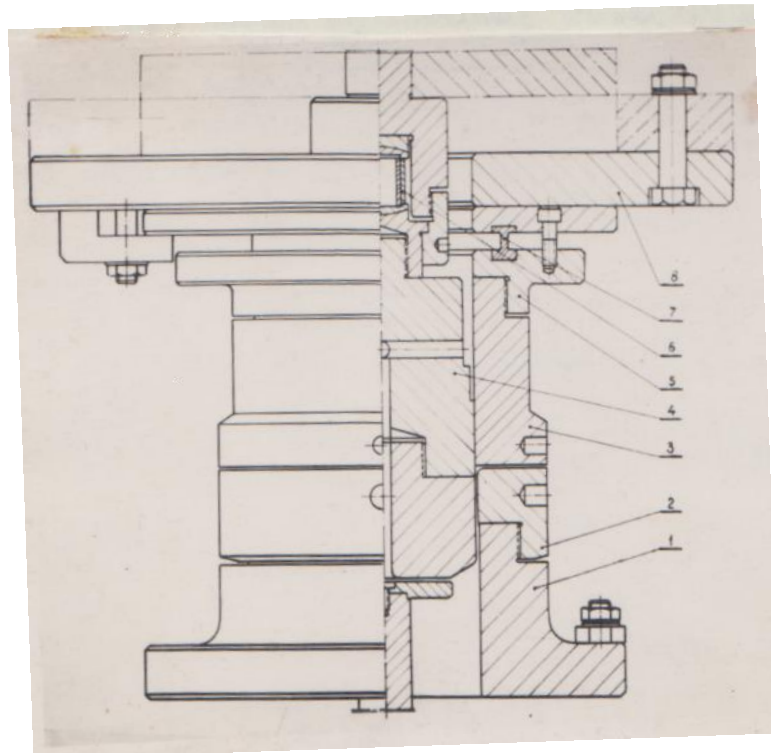


Рисунок 2.8 - Штамп для дослідження силового режиму при витяжці.

Для експериментального дослідження тепловиділення при зворотному видавлюванні був розроблений спеціальний штамп. При його розробці виходили з необхідності одночасного вимірювання зусиль, діючих на пуансон, і температури в деформованого металу. Відмінною рисою цього штампу від

описуваного раніше є наявність вимірювального елемента 2 в матриці 6, за допомогою якого фіксуються температура деформованого металу. Датчик 2 для виміру температури піднімається гумовою прокладкою 1, що дозволяє під час прямого і зворотного ходу пуансона забезпечувати постійний контакт датчика зі стінкою видавленого стакана.

Інші вимоги до конструкції штампа залишаються ті ж, що і для штампа, описаного вище.

Вимірювання зусиль деформації при зворотному видавлюванні і витяжці здійснювалося месдозами з дротяними датчиками.

Експериментальні дослідження силового режиму при зворотному видавлюванні проводилися на зразках з алюмінію марок А0, А00, А1, міді М1, цинку Ц1, свинцю. Вибір цих металів диктувався тим, що вони широко застосовуються для виготовлення порожнистих деталей в радіотехнічній, приладобудівній, авіаційній і деяких інших галузях промисловості. Вплив виду мастила на процес видавлювання не досліджувався, було прийняте одне і те ж мастило (баранячий жир). У деяких випадках для отримання великих коефіцієнтів зовнішнього тертя деформація здійснювалася без мастила, поверхня заготовки і інструмент знежирювався промиванням в ацетоні.

Деформований стан вивчався методом координатної сітки. Координатні сітки з квадратними осередками (с базою 1 і 2мм) наносились за допомогою пристосування методом дряпання на діаметральних площинах складових заготовок.

Визначення зміни механічних характеристик деформованого металу з підвищенням температури проводилося при розтягненні зразків з різними температурами від 20°C до 200°C на спеціальній випробувальній машині. Зразки були виготовлені з одного і того ж матеріалу, який застосовувався при дослідженні силового режиму зворотного видавлювання.

2.1 Теоретичне дослідження термомеханічного режиму зворотного видавлювання

При вивченні механіки процесів обробки металів тиском зазвичай розглядається деяке ідеалізоване суцільне середовище, що володіє комбінацією заданих властивостей. У зв'язку з цим вводяться певні гіпотези, що встановлюють властивості деформованого середовища, а також деякі спрощені допущення, дозволяють створити модель плинності для аналізованої задачі.

Прийняті допущення.

Для аналізу процесу зворотного видавлювання був застосований енергетичний метод. Енергетичний метод заснований на застосуванні екстремальних принципів теорії пластичності і полягає в тому, що дійсне поле лінії ковзання замінюється більш простим, кінематично можливим полем переміщення, що задовольняють лише умовам суцільності тіла і умовам його закріплення (граничним умовам).

Енергетичний метод застосовується для жорстко-пластичного матеріалу, що наділений певними властивостями. В зв'язку з цим прийняті наступні допущення:

1. Матеріал заготовки ізотропний.
2. Матеріал заготовки однорідний.

3. З тим, щоб отримати прийнятні для практичного використання розрахункові формули в вихідних рівняннях приймається умова сталості інтенсивності напружень по всьому об'єму даної деформованої області ($\sigma_i = \sigma_s = \text{const}$). Фактичне зміцнення деформації ϵ_m враховується відповідною корекцією і введенням осередненої величини опору деформації σ_m . Якщо не враховують вплив швидкісного чинника на спрощуючий ефект і розміцнюючий ефект від підвищення температури, то величина σ_s замінюється дійсним опором деформації для даного температурно-швидкісного режиму σ_a .

4. Деформований метал умовно ділиться на кілька елементарних областей (рис. 2.13). Виходячи з робіт [19], [16] вважаємо, що у внутрішній області 1 схема деформації аналогічна рівномірній осадці циліндра, а в зовнішніх областях 2 – радіальному видавлюванню відрізка труби, укладеного в обойму, при цьому пластичні зони 1 і 2 відокремлені від жорстких зон 3 і 4 площинами $z = h_x$ і $z = 0$.

В процесі видавлювання високої заготовки в продовженні встановленої стадії деформації існує площина розділу течії АБ, що розділює пластичні зони 1 і 2 від жорсткої зони 3 (рис. 2.13). В процесі деформації висота жорсткої зони поступово зменшується до нуля.

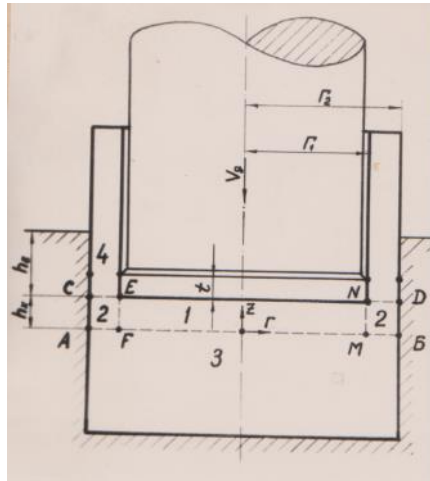


Рисунок 2.13 – Схема деформації при зворотному видавлюванні

На ділянках 1 і 2 вважаємо, що деформація рівномірна, тобто компоненти висотної деформації не залежать від координат, а компоненти переміщень в осьовому напрямку є лінійними їх функціями. При такій схемі течії металу кутові зсуви відсутні, а функції для швидкостей переміщення частинок терплять розриви на межах різних ділянок заготовки, які компенсуються введенням потужностей зрізу на відповідних межах. По суті, потужності зрізу замінюють додаткову потужність деформації ділянок 1 і 2, що викликана нерівномірністю напружено-деформованого стану.

Енергетичний метод є подальшою схематизацією реального процесу деформування, істотно спрощує вирішення складних інженерних завдань обробки металів тиском.

Правомірність прийнятих припущень стосовно до аналізованого процесу може бути обґрунтована такими міркуваннями. В якості вихідних заготовок для холодного видавлювання застосовують прокат круглого профілю або лист в відпаленому стані. Як відомо, в цьому випадку текстура попередньої деформації майже усувається, а механічні властивості в усіх напрямках усереднюються. Це виправдовує припущення про ізотропність деформованого металу.

Гіпотезу про однорідність властивостей слід застосувати до процесу обробки металів тиском обережно. При холодному видавлюванні в осередку деформації спостерігається помітне підвищення температури, залежне як від швидкості, так і від ступеня деформації.

При деформації сплавів кольорових металів підвищення температури в осередку деформації призводить до помітних змін механічних властивостей в різних зонах деформованої заготовки.

Температурне поле в обсязі деформованої заготовки може бути обчислене за формулами, що приводяться нижче, які дозволяють визначити осереднені механічні властивості за обсягом деформованої заготовки і які можуть бути прийняті для подальших розрахунків зусиль деформації.

Осереднення механічних властивостей деформування дає достатню для практики точність рішення. Як свідчить досвід, при холодному видавлюванні спостерігається значне зміцнення деформованих частин вихідної заготовки. Дослідженнями [2], [6], [22] підтверджено, що вирішення задачі про холодне видавлювання при деформації не зміцненого матеріалу може бути використано при деформації зміцнених матеріалів. При цьому межа плинності металу σ_s замінюються осередненою по всьому об'єму пластичної зони величиною істинного опору деформації $\sigma_\partial = f(\epsilon, \dot{\epsilon}, t)$.

Справедливість зазначеного допущення підтверджена при зворотному видавлюванні зразків із свинцю, алюмінію і міді, а також роботами інших дослідників [22], [26].

2.2 Теоретичне дослідження силового режиму зворотного видавлювання

Потужність, що витрачається на пластичну деформацію металу, а також на ковзання його по поверхні інструменту, розраховується виходячи з умови нестискаємості металу й ймовірного поля швидкостей, яка повинна відповідати певним граничним умовам. Потужність, що розвивається зовнішніми силами в процесі пластичної деформації, може бути виражена як сума потужностей внутрішніх сил:

$$W = \int_V \sigma_i \dot{\epsilon}_i dV + \int_F \tau_S \Delta V dF + \int_S \tau_K \Delta V_T dS, \quad (2.06)$$

де ΔV і ΔV_T - тангенціальні швидкості по поверхні розриву швидкостей всередині матеріалу і на деяких поверхнях контакту між інструментом і матеріалом, вони виходять з кінематично допустимого поля швидкостей;

- τ_K - опір тертя на поверхні, що має розрив швидкості; $\tau_K = \mu \cdot \sigma_s$;
- τ_S - інтенсивність дотичних напружень; $\tau_S = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}}$;
- $\dot{\epsilon}_i$ - інтенсивність швидкостей деформації;
- σ_i - інтенсивність напружень (при відсутності зміцнення $\sigma_i = \sigma_s$).

Перше інтегрування в рівнянні (2.06) виконується по всьому об'єму матеріалу V , який деформується безперервно, друге – по всій поверхні розриву швидкостей F , третє – по поверхні контакту деформованого матеріалу з інструментом S .

Як було зазначено, для отримання енергетична оцінки потужності зовнішніх прикладених сил можуть бути обрані деякі довільні поля швидкостей, які задовольняють граничним кінематичним умовам в швидкостях і умові нестискаємості.

Завдання полягає в тому, щоб знайти поле, яке незначно відрізняється від дійсного поля швидкостей і по якому легко можна визначити потужність, що розвивається зовнішніми силами в процесі пластичної деформації. Для аналізу поставленого завдання приймемо модель плинності, представлену на рисунку 2.14. Відповідно до прийнятих допущень у меридіональному перетині видавлююмого металу було намічена 4 зони.

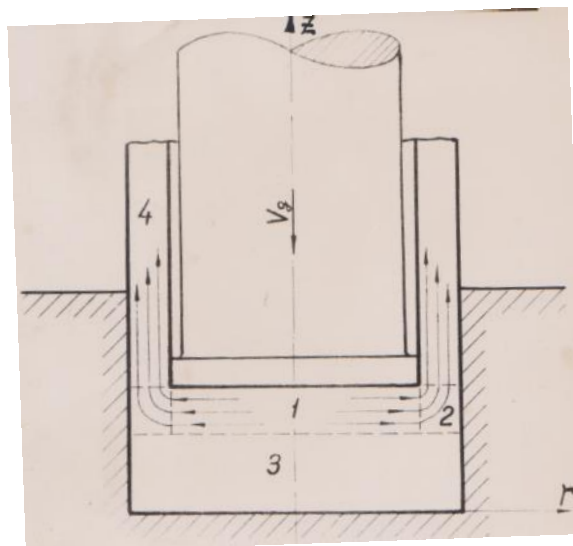


Рисунок 2.14 – Модель плинності, прийнята для аналізу зворотного видавлювання

Напруга і швидкість є незалежними від полярного кута θ і є функцією тільки радіусу r і осі z . Прийнята модель плинності може бути описана наступними залежностями для радіальних і осьових швидкостей:

$$V_{r1} = \frac{1}{2} \cdot \frac{V_0}{h} \cdot r$$

$$V_{r2} = \frac{1}{2} \cdot \frac{V_0}{h} \cdot \frac{r_1^2}{r_2^2 - r_1^2} \cdot \frac{r_2^2 - r^2}{r}$$

$$V_{z1} = -V_0 \cdot \frac{h-z}{h}$$

$$V_{z_2} = \frac{V_{\partial}}{h} \cdot (h-z) \cdot \frac{r_1^2}{r_2^2 - r_1^2} \quad (2.07)$$

де V_{∂} - швидкість деформування заготовок, тобто швидкість переміщення інструменту;

V_{r_1} - радіальна швидкість переміщення частинок в пластичній зоні 1;

V_{z_1} - осьова швидкість переміщення частинок в пластичній зоні 1.

Маючи залежність для радіальних і осьових швидкостей, можна отримати залежності для визначення переміщень

$$\begin{aligned} U_{r_1} &= \frac{1}{2} \cdot \frac{U_{\partial}}{h} \cdot r = \frac{1}{2} \cdot \varepsilon \cdot r; \\ U_{z_1} &= -\frac{U_{\partial}}{h} \cdot z = -\varepsilon (h - z); \\ U_{r_2} &= \frac{1}{2} \cdot \frac{U_{\partial}}{h} \cdot \frac{r_1^2}{r_2^2 - r_1^2} = \frac{1}{2} \cdot \varepsilon \cdot \frac{r_1^2}{r_2^2 - r_1^2} \cdot \frac{r_2^2 - r^2}{r}; \\ V_{z_2} &= \frac{U_{\partial}}{h} (h-z) \frac{r_1^2}{r_2^2 - r_1^2} = \varepsilon (h - z) \frac{r_1^2}{r_2^2 - r_1^2}; \end{aligned} \quad (2.08)$$

де U_{∂} - абсолютна обтиснення заготовки по висоті за малий проміжок часу Δt .

Обтиснення центральній частині заготовки, що видавлюється віднесена до фактичної товщині осередку пластичної деформації становить величину

$$\varepsilon = \frac{U_{\partial}}{h} \quad (2.09)$$

Очевидно, що $\varepsilon_z = -\varepsilon$. Відносні деформації в напрямку інших осей:

$$\varepsilon_{r_1} = \frac{1}{2} \varepsilon; \quad \varepsilon_{\theta} = \frac{1}{2} \varepsilon; \quad \varepsilon_z = -\varepsilon; \quad \gamma_{r_1 z_1} = 0. \quad (2.10)$$

При прийнятій моделі плинності компоненти швидкостей деформації можуть бути представлені такими залежностями:

$$\dot{\varepsilon}_r = \frac{\partial v_r}{\partial r}; \quad \dot{\varepsilon}_{\theta} = \frac{v_r}{r}; \quad \dot{\varepsilon}_z = \frac{\partial v_z}{\partial z}; \quad \dot{\gamma}_{rz} = \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial v_r}{\partial z}; \quad (2.11)$$

а інтенсивність швидкостей деформації

$$\dot{\mathcal{E}}_l = \sqrt{\frac{2}{3} (\dot{\mathcal{E}}_r^2 + \dot{\mathcal{E}}_\theta^2 + \dot{\mathcal{E}}_z^2) + \frac{1}{3} \dot{\gamma}_{rz}^2} \quad (2.12)$$

Скориставшись рівняннями (2.11) і (2.12), ми можемо визначити інтенсивно швидкості деформації для кожної зони.

Зона 1.

Зона 1 являє собою просте стиснення, і тому

$$\dot{\mathcal{E}}_1 = \frac{\partial V_z}{\partial z} = \frac{V_\partial}{h}; \quad (2.13)$$

Зона 2.

$$\dot{\mathcal{E}}_2 = \sqrt{\frac{2}{3} (\dot{\mathcal{E}}_r^2 + \dot{\mathcal{E}}_\theta^2 + \dot{\mathcal{E}}_z^2) + \frac{1}{3} \dot{\gamma}_{rz}^2} = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{V_\partial}{h} \frac{r_1^2}{r_2^2 - r_1^2} \cdot \sqrt{3 + \frac{r_2^4}{r_1^4}}; \quad (2.14)$$

але знаючи, що $\dot{\mathcal{E}}_r = \frac{\partial V_r}{\partial r}$; $\dot{\mathcal{E}}_\theta = \frac{V_r}{r}$; $\dot{\mathcal{E}}_z = -(\dot{\mathcal{E}}_r + \dot{\mathcal{E}}_\theta)$ і $\dot{\gamma}_{rz} = 0$, знаходимо

$$\dot{\mathcal{E}}_z = -\left(\frac{V_r}{r} + \frac{\partial V_r}{\partial r}\right); \quad (2.15)$$

$$\begin{aligned} \dot{\mathcal{E}}_2 &= \sqrt{\frac{2}{3} \left[\dot{\mathcal{E}}_r^2 + \dot{\mathcal{E}}_\theta^2 + (\dot{\mathcal{E}}_r + \dot{\mathcal{E}}_\theta)^2 \right]^{\frac{1}{2}}} = \sqrt{\frac{2}{3} (\dot{\mathcal{E}}_r^2 + \dot{\mathcal{E}}_\theta^2 + \dot{\mathcal{E}}_r \dot{\mathcal{E}}_\theta)^{\frac{1}{2}}} \\ &= \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{V_\partial}{h} \frac{r_1^2}{r_2^2 - r_1^2} \cdot \sqrt{3 + \frac{r_2^4}{r_1^4}}; \end{aligned} \quad (2.16)$$

Як було обумовлено раніше, при переході від однієї зони в іншу на межі відбувається різка зміна напрямку швидкості. Дотична, що складає швидкість уздовж лінії розриву, зазнає розрив при переході з жорсткої зони в пластичну зону зі стрибком рівним

$$\Delta V = V_{T'} - V_T. \quad (2.17)$$

Для пояснення формули (2.17), розглянемо схему деформації чотирикутника ABCD (рис. 2.15), які переміщуються разом з жорсткою зоною з заданою одиничною швидкістю $V_0 = 1$. Після переходу через граничної лінії x-x, він, прийнявши нову форму A'B'C'D', набуває в пластичній зоні швидкість V_1 , спрямовану під кутом α до вектора V_0 . Із полюса 0 проводимо вектор одиничної швидкості V_0 і визначаємо тангенціальну складову V_T

уздовж лінії межі $x-x$ і нормальну до цієї лінії складову V_H з боку жорсткої зони. Вектор швидкості V в пластичній зоні визначається точкою перетину лінії, похилій до вектору V_0 під кутом α , з продовженням вектора V_T .

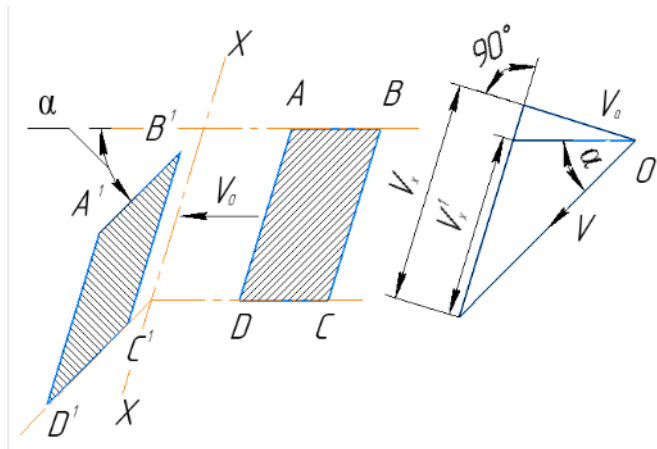


Рисунок 2.15 – Схема деформації елементарного чотирикутника і годограф швидкостей нормальних і тангенціальних чотирикутника ABCD

Можна бачити, що нормальна складова швидкості V_H має однакове значення по обидві лінії $x-x$, в той час як тангенціальна складова швидкості зазнає розрив при переході з жорсткої в пластичну зону зі стрибком рівним $\Delta V = V_{T'} - V_T$.

Визначимо величину стрибка при осесиметричній деформації круглої деталі в циліндричних координатах.

Відомо, що V_r є функція тільки радіусу r , а V_z – функція тільки осі z .

Із умови пластичності і умови сталості об'єму можна написати наступне рівняння:

$$\dot{\epsilon}_r + \dot{\epsilon}_\theta + \dot{\epsilon}_z = 0. \quad (2.18)$$

Умова сталості обсягу (2.18) спільно з рівняннями (2.11) можна представити у вигляді

$$\frac{\partial V_r}{\partial r} + \frac{V_r}{r} + \frac{\partial V_z}{\partial z} = 0. \quad (2.19)$$

Інтегруючи цей вираз з прийнятими припущеннями, отримуємо:

$$V_z = - \left(\frac{\partial V_r}{\partial r} + \frac{V_r}{r} \right) z + f_1(r)$$

$$V_r = -\frac{\partial V_z}{\partial z} \cdot \frac{1}{2} \cdot r + \frac{1}{r} \cdot f_2(z). \quad (2.20)$$

Функції $f_1(r)$ і $f_2(z)$ визначаються швидкісними умовами на поверхні розриву швидкостей, що розділяють блоки. Зокрема, якщо одна гранична поверхня S розділяє ділянку на дві області (1 і 2), то, відповідно до сказаного вище, нормальна швидкість V_H до поверхні S буде як в області 1, так і в області 2 мати однакові значення по обидві сторони поверхні S , в той час як тангенціальна складова швидкості зазнає розрив при переході з однієї області в другу зі стрибком, що визначається наступним співвідношенням:

$$\Delta V = V_{z_2} - V_{z_1} = -(V_{r_2} - V_{r_1}) \cdot \operatorname{tg}\theta, \quad (2.21)$$

де V_{z_2} - проекція тангенціальної складової швидкості в області 2 на ось z ;
 V_{z_1} - проекція тангенціальної складової швидкості в області 1 на ось z ;
 V_{r_2} і V_{r_1} - відповідають проекціям тангенціальної складової швидкості в області 2 і 1 на ось r .

Використовуючи формули (2.06), (2.07), (2.13), (2.14) і (2.21) визначимо потужність внутрішніх і зовнішніх сил при швидкості переміщення інструменту V_∂ для кожної зони.

Розглянемо спочатку випадок, коли поверхня торця пуансона шорстка і контактне дотичне напруження, зумовлене тертям, має постійне максимальне значення $\tau_K = \tau_S = \frac{\sigma_S}{\sqrt{3}}$.

Поверхня матриці ретельно полірована, тертя заготовки об стінки матриці настільки мало, що можна не враховувати його в балансі потужностей.

Тоді потужність внутрішніх сил в зоні 1

$$W_1 = \iiint \sigma_S \dot{\epsilon}_1 dV = \int_0^{2\pi} \int_0^{r_1} \int_0^h \sigma_S \cdot \frac{V_\partial}{h} \cdot r \cdot d\theta \cdot dr \cdot dz. \quad (2.22)$$

Інтегрування і спрощення дає:

$$W_1 = \bar{\pi} \cdot r_1^2 \cdot \sigma_S \cdot V_\partial. \quad (2.23)$$

Потужність внутрішніх сил в зоні 2:

$$W_2 = \iiint \sigma_S \dot{\epsilon}_2 dV = \int_0^{2\pi} \int_0^{r_1} \int_0^h \sigma_S \cdot \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{V_\partial}{h} \cdot \frac{r_1^2}{r_2^2 - r_1^2} \cdot \sqrt{3 + \frac{r_2^4}{r_1^4}} \cdot r \cdot d\theta \cdot dr \cdot dz. \quad (2.24)$$

Інтегрування і спрощення дає:

$$W_2 = \bar{\pi} \cdot \sigma_S \cdot V_{\partial} \cdot \frac{r_1^2}{r_2^2 - r_1^2} \cdot C, \quad (2.25)$$

де

$$C = \left[\frac{2r_2^2}{\sqrt{3}} - \frac{r_2^2}{\sqrt{3}} \cdot \ln \frac{3}{\sqrt{3}} \right] - \left[\sqrt{\frac{r_2^4}{3} + r_1^4} - \frac{r_2^2}{\sqrt{3}} \ln \left(\frac{\frac{r_2^2}{\sqrt{3}} + \sqrt{\frac{r_2^4}{3} + r_1^4}}{r_1^2} \right) \right]. \quad (2.26)$$

Потужність зрізу на межі зон 1 і 2:

$$W_3 = \int_0^{2\pi} \int_0^h \tau_S \cdot \Delta V_{12} \cdot r_1 \cdot d\theta \cdot dz = 2\pi r_1 \cdot \tau_S \int_0^h (V_{z_2} - V_{z_1}) dz. \quad (2.27)$$

Підстановка V_{z_2} і V_{z_1} із формул (2.07) і враховуючи, що інтегрування і спрощення дають:

$$W_3 = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \pi \cdot r_1 \cdot \sigma_S \cdot V_{\partial} \cdot h \cdot \frac{r_2^2}{r_2^2 - r_1^2}. \quad (2.28)$$

Потужність зрізу на межі зон 2 і 3:

$$W_4 = \int_0^{2\pi} \int_{r_1}^{r_2} \tau_S \cdot \Delta V_{23} \cdot r \cdot d\theta \cdot dr = 2\pi \cdot r_1 \tau_S \int_{r_1}^{r_2} V_{r_2} \cdot r \cdot dr. \quad (2.29)$$

Підстановка V_{r_2} із формул (2.07) і враховуючи, що $\tau_S = \frac{\sigma_S}{\sqrt{3}}$, інтегрування і спрощення приводять до вираження:

$$W_4 = \frac{\pi \cdot \sigma_S}{\sqrt{3}} \cdot \frac{r_1^2}{r_2^2 - r_1^2} \cdot \frac{V_{\partial}}{h} \cdot C_1, \quad (2.30)$$

де

$$C_1 = \left[\frac{2}{3} \cdot r_2^3 - r_1 \left(r_2^2 - \frac{1}{3} r_1^2 \right) \right]. \quad (2.31)$$

Потужність сил тертя під торцем пуансона:

$$W_5 = \int_0^{2\pi} \int_0^{r_1} \tau_K \cdot V_{r_1} \cdot r \cdot d\theta \cdot dr = \pi \cdot \tau_K \cdot \frac{V_{\partial}}{h} \int_0^{r_1} r^2 dr. \quad (2.32)$$

Враховуючи в першому наближенні, що контактні дотичні напруження τ_K розподілені по робочій поверхні пуансона рівномірно і мають максимальні значення $\tau_K = \frac{\sigma_S}{\sqrt{3}}$, отримаємо після інтегрування

$$W_5 = \frac{1}{3} \pi \cdot r_1^3 \cdot \tau_K \cdot \frac{V_\partial}{h} = \frac{1}{3\sqrt{3}} \cdot \pi \cdot \sigma_S \cdot r_1^3 \cdot \frac{V_\partial}{h}. \quad (2.33)$$

В тому випадку, коли деформується висока заготовка, осередок деформації має постійну величини h_x до розділу пластичної зони від жорсткої зони (рис. 2.14), доводиться враховувати і потужність зрізу на межі зон 1 і 2 з жорсткою зоною 3.

$$W_6 = \int_0^{2\pi} \int_0^{r_1} \tau_S \cdot V_{r_1} \cdot r \cdot d\theta \cdot dr + \int_0^{2\pi} \int_{r_1}^{r_2} \tau_S \cdot V_{r_2} \cdot r \cdot d\theta \cdot dr. \quad (2.34)$$

Підставляючи V_{r_1} і V_{r_2} із рівняння (2.07) після інтегрування і спрощення приходимо до такого виразу:

$$W_6 = \frac{1}{3} \pi \cdot r_1^3 \cdot \tau_S \cdot \frac{V_\partial}{h} + \pi \cdot \tau_S \cdot \frac{r_1^2}{r_2^2 - r_1^2} \cdot \frac{V_\partial}{h} \cdot C_1. \quad (2.35)$$

Потужність зрізу W_6 необхідно враховувати тільки при стаціонарній стадії деформування високої заготовки, тобто коли $h > h_x$. Після того, як осередок пластичної деформації h_x досягає дна матриці, потужність зрізу W_6 з усіх подальших розрахунків має бути виключена. Тому запишемо потужність зрізу W_6 в такому вигляді:

$$W_6 = \frac{K}{3\sqrt{3}} \cdot \pi \cdot r_1^3 \cdot \sigma_S \cdot \frac{V_\partial}{h} + \frac{\pi K \sigma_S}{\sqrt{3}} \cdot \frac{r_1^2}{r_2^2 - r_1^2} \cdot \frac{V_\partial}{h} \cdot C_1, \quad (2.36)$$

де $K = 1$ при стаціонарній стадії деформації,
 $K = 0$ при нестаціонарній стадії деформації.

Потужність зовнішньої деформуючої сили P , прикладеної до пуансона, може бути виражена таким чином:

$$W = P \cdot V_\partial = \pi \cdot r_1^2 \cdot n_\phi \cdot \sigma_S \cdot V_\partial, \quad (2.37)$$

звідки зусилля деформації

$$P_D = n_\phi \cdot \sigma_S \cdot V_\partial \cdot F, \quad (2.38)$$

тут n_ϕ є відносне питоме зусилля деформації, залежне від розмірів деформованої заготовки, ступеня деформації і умов контактного тертя. Повна потужність деформації дорівнює:

$$W = W_1 + W_2 + W_3 + W_4 + W_5 + W_6 \quad (2.39)$$

Підставляючи значення всіх потужностей з рівнянь (2.22)-(2.37) в рівняння (2.39), отримаємо:

$$W = \pi \cdot r_1^2 \cdot \sigma_S \cdot V_\partial + \pi \cdot \sigma_S \cdot V_\partial \cdot \frac{r_1^2}{r_2^2 - r_1^2} \cdot C + \pi \cdot r_1 \cdot \frac{\sigma_S}{\sqrt{3}} \cdot V_\partial \cdot h_x \cdot \frac{r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} + \frac{\pi \sigma_S \cdot r_1^2}{\sqrt{3} \cdot r_2^2 - r_1^2} \cdot \frac{V_\partial}{h_x} \cdot C_1 + \frac{1}{3\sqrt{3}} \cdot \pi \cdot r_1^3 \cdot \frac{V_\partial}{h_x} + \frac{1}{3\sqrt{3}} \cdot \pi \cdot r_1^3 \cdot \frac{V_\partial}{h_x} + \frac{\pi \sigma_S \cdot r_1^2}{\sqrt{3} \cdot r_2^2 - r_1^2} \cdot \frac{V_\partial}{h_x} \cdot C_1. \quad (2.40)$$

Після перетворення отримуємо:

$$n_\phi = \left(\frac{\rho}{\sigma_S} \right) = 1 + \frac{2}{3\sqrt{3}} \cdot \frac{r_1}{h_x} + \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} \cdot \frac{h_x}{r_1} + \frac{r_1^2}{r_2^2 - r_1^2} \cdot C + \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \frac{r_1^2}{r_2^2 - r_1^2} \cdot \frac{1}{h_x} \cdot C_1 \quad (2.41)$$

або замінивши $\frac{r_2}{r_1} = \frac{D}{d} = x$, отримаємо:

$$n_\phi = 1 + \frac{C}{x^2 - 1} + \left(\frac{2}{3\sqrt{3}} + \frac{2}{\sqrt{3}} + \frac{C}{x^2 - 1} \right) \cdot \frac{r_1}{h_x} + \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{x^2}{x^2 - 1} \cdot \frac{h_x}{r_1}. \quad (2.42)$$

Чисельне значення коефіцієнта $n_\phi = \left(\frac{\rho}{\sigma_S} \right)$ можна обчислити за формулою (2.42), якщо відома глибина поширення осередку пластичної деформації h_x .

Фізичний зміст поширення осередку пластичної деформації на певну глибину полягає в наступному. Якщо повідомляти кінематично можливі зміни величини h_x , то потужність внутрішніх сил на першій і другій ділянках, як видно з відповідних рівнянь, виявиться незмінною. Значення всіх потужностей сил зрізу і сил тертя, що виникають в горизонтальних площинах, будуть зменшуватися зі збільшенням h_x , так як при цьому зменшуються радіальні швидкості в цих площинах. Значення ж усіх потужностей тертя і зрізу, що виникають на вертикальних поверхнях, будуть збільшуватися, так як збільшуються відповідні поверхні. Тому знайдеться таке положення для прийнятої схеми деформації, при якому сума всіх робіт на можливих переміщеннях в стані рівноваги буде дорівнювати нулю, або, переходячи до

принципу мінімуму повної енергії деформації, значення h_x буде таким, що повна енергія деформації буде мінімальною.

Отже, значення величини поширення осередку деформації h_x можна знайти з умови мінімуму енергії деформації диференціюючи отримуємо Як видно з формули розмір осередку деформації:

$$\frac{\partial n_\phi}{\partial h_x} = 0. \quad (2.43)$$

Диференціюючи (2.42) по h_x , отримаємо:

$$\frac{h_x}{r_1} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{x-1} \quad \text{або} \quad \left(\frac{h_x}{d}\right) = \frac{1}{\sqrt{3}} \sqrt{x-1} \quad (2.44)$$

Як видно з формули (2.44), розміри осередку деформації в процесі видавлювання не змінюються Це означає, що при видавлюванні високої заготовки має місце стаціонарна стадія деформації.

Підставляючи розмір осередку деформації h_x з (2.44) в рівняння (2.42) приводить останнє до виду:

$$n_\phi = \left(\frac{\rho}{\sigma_S}\right) = 1 + \frac{c}{x^2-1} + \frac{(x-1)^{-\frac{1}{2}}}{\sqrt{3}} + \frac{2x^2\sqrt{x-1}}{3(x^2-1)} + \frac{c_1}{(x^2-1)\sqrt{x-1}}. \quad (2.45)$$

Для нестаціонарної стадії видавлювання, без урахування потужності зрізу W_6

$$n_\phi = 1 + \frac{c}{x^2-1} + \frac{1}{2\sqrt{3}\sqrt{x-1}} + \frac{2x^2\sqrt{x-1}}{3(x^2-1)} + \frac{c_1}{2(x^2-1)\sqrt{x-1}}. \quad (2.46)$$

На рисунку 2.17 і 2.18 представлені графіки зміни відносного питомого зусилля деформації n_ϕ і $\frac{h_x}{r}$ від зміни відносного показника деформації $\frac{r_2}{r_1} = \frac{D}{d} = x$, побудовані згідно табл.2.1.

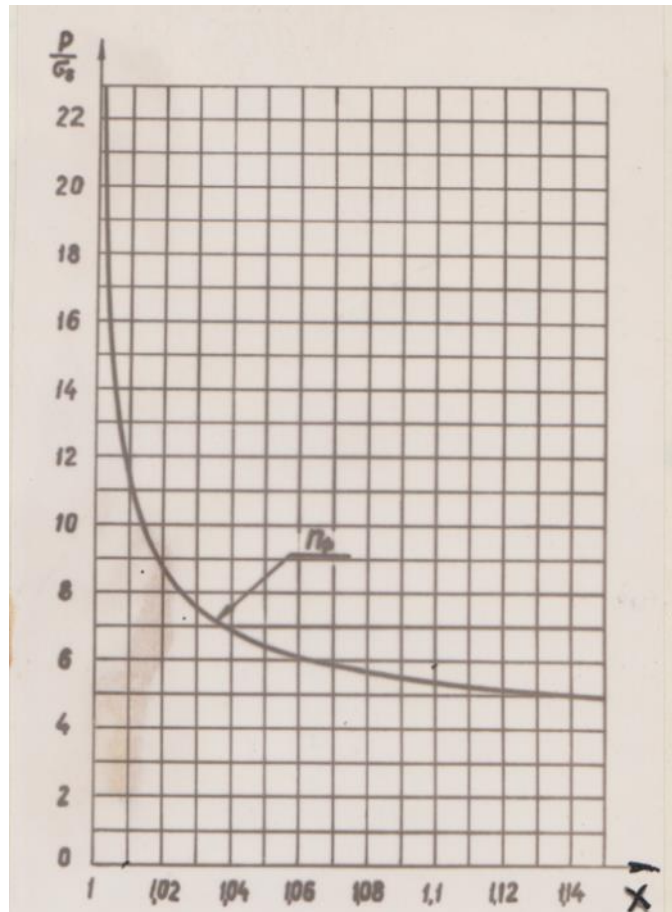


Рисунок 2.17 – Графік для визначення коефіцієнту $n_\phi = \left(\frac{\rho}{\sigma_s}\right)$ при зворотному видавлюванні порожнистих деталей, що мають ступінь деформації від 99% до 80%.

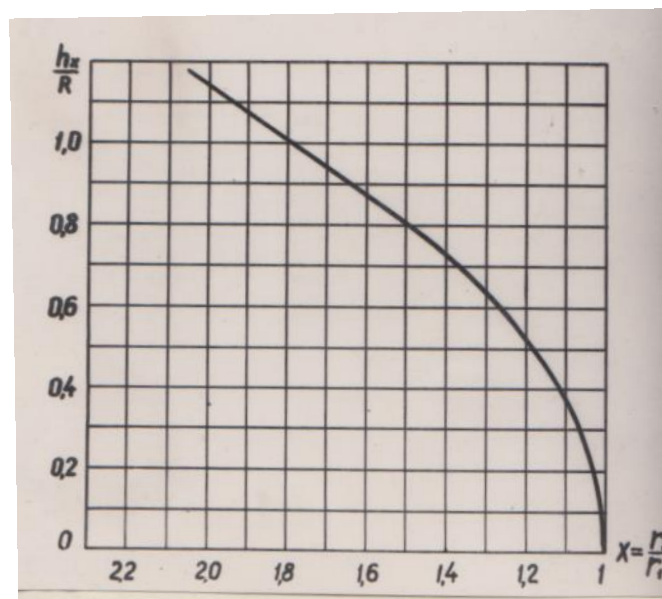


Рисунок 2.18 – Зміна висоти осередку деформації h_x при зворотному видавлюванні від зміни відношення $\frac{r_2}{r_1} = \frac{D}{d} = x$

Таблиця.2.1 - Числові значення відносного питомого зусилля деформації

 n_{ϕ}

$x=\frac{r_2}{r_1}$	n_{ϕ}	$x=\frac{r_2}{r_1}$	n_{ϕ}	$x=\frac{r_2}{r_1}$	n_{ϕ}	$x=\frac{r_2}{r_1}$	n_{ϕ}	$x=\frac{r_2}{r_1}$	n_{ϕ}
1,000		1,033	7,35909	1,066	5,97808	1,099	5,39771	1,132	5,07144
1,001	30,94113	1,034	7,28792	1,067	5,95384	1,100	5,38517	1,133	5,06377
1,002	22,54387	1,035	7,21991	1,068	5,93017	1,101	5,37284	1,134	5,05619
1,003	18,82465	1,036	7,15484	1,069	5,90705	1,102	5,36071	1,135	5,04872
1,004	16,60924	1,037	7,09252	1,070	5,88446	1,103	5,34878	1,136	5,04135
1,005	15,09881	1,038	7,03276	1,071	5,86239	1,104	5,33704	1,137	5,03407
1,006	13,98500	1,039	6,97589	1,072	5,84081	1,105	5,32550	1,138	5,02688
1,007	13,12027	1,040	6,92026	1,073	5,81971	1,106	5,31413	1,139	5,01979
1,008	12,42403	1,041	6,96724	1,074	5,79908	1,107	5,30295	1,140	5,01278
1,009	11,84796	1,042	6,81819	1,075	5,77889	1,108	5,29194	1,141	5,00587
1,010	11,36119	1,043	6,76701	1,076	5,75913	1,109	5,28110	1,142	4,99904
1,011	10,94290	1,044	6,71958	1,077	5,73979	1,110	5,27043	1,143	4,99230
1,012	10,57848	1,045	6,67380	1,078	5,72085	1,111	5,25993	1,144	4,98564
1,013	10,25735	1,046	6,62959	1,079	5,70231	1,112	5,24958	1,145	4,97907
1,014	9,97163	1,047	6,58686	1,080	5,68414	1,113	5,23939	1,146	4,97257
1,015	9,71528	1,048	6,54553	1,081	5,66634	1,114	5,22935	1,147	4,96616
1,016	9,48365	1,049	6,50553	1,082	5,64890	1,115	5,21947	1,148	4,95982
1,017	9,27303	1,050	6,46679	1,083	5,63180	1,116	5,20973	1,149	4,95356
1,018	9,08046	1,051	6,42926	1,084	5,61503	1,117	5,20013	1,150	4,94737
1,019	8,90335	1,052	6,39286	1,085	5,59859	1,118	5,19067	1,160	4,88943
1,020	8,74022	1,053	6,35755	1,086	5,58246	1,119	5,18135	1,170	4,83783
1,021	8,58893	1,054	6,32328	1,087	5,56664	1,120	5,17216	1,180	4,79165
1,022	8,44826	1,055	6,29000	1,088	5,55112	1,121	5,16311	1,190	4,75014
1,023	8,31703	1,056	6,25766	1,089	5,53588	1,122	5,15418	1,200	4,71272
1,024	8,19425	1,057	6,22622	1,090	5,52092	1,123	5,14538	1,210	4,67887
1,025	8,07906	1,058	6,19565	1,091	5,50624	1,124	5,13670	1,220	4,64817
1,026	7,97073	1,059	6,16590	1,092	5,49182	1,125	5,12815	1,230	4,62027
1,027	7,86860	1,060	6,13694	1,093	5,47765	1,126	5,11971	1,240	4,59487
1,028	7,77213	1,061	6,10874	1,094	5,46374	1,127	5,11139	1,250	4,57170
1,029	7,68081	1,062	6,08127	1,095	5,45007	1,128	5,10318	1,260	4,55054
1,030	7,59421	1,063	6,05449	1,096	5,43664	1,129	5,09508	1,270	4,53120
1,031	7,51195	1,064	6,02839	1,097	5,42344	1,130	5,08709	1,280	4,51351
1,032	7,43367	1,065	6,00292	1,098	5,41047	1,131	5,07921	1,290	4,49732

2.3. Оцінка умов тертя о поверхню видавлюючого інструменту.

Коефіцієнт зовнішнього тертя при холодному видавлюванні змінюється в широкому інтервалі від 0 до 0,5. Основними факторами, що визначає його величину є:

- а) чистота поверхні робочого інструменту;
- б) матеріал заготовки;
- в) вид мастила.

Зробимо оцінку впливу зовнішнього тертя на зміну відносного питомого зусилля деформації n_ϕ , для чого скористаємося схемою (рис. 2.14) і формулами, зазначеними вище.

Потужність сил тертя на робочому торці пуансона, коли контактна дотична напруга, зумовлена тертям, не досягає свого максимального значення, визначимо за формулою:

$$W_5 = \int_0^{2\pi} \int_0^{r_1} \tau_K \cdot V_{r_1} \cdot r \cdot d\theta \cdot dr \quad (2.47)$$

Враховуючи в першому наближенні, що контактна дотична напруга τ_K розподілена по робочій поверхні пуансона рівномірно і має значення $\tau_K = \mu \cdot \sigma_S$, отримаємо після інтегрування:

$$W_5 = \frac{1}{3} \pi \cdot r_1^3 \cdot \mu \cdot \sigma_S \cdot \frac{V_\partial}{h}. \quad (2.48)$$

Потужність сил тертя на калібрувальному пояску пуансона і на поверхні матриці, коли контактна дотична напруга, зумовлена тертям, не досягає свого максимального значення, визначимо наступним чином. Потужність сил тертя на калібрувальному пояску пуансона

$$W_7 = \int_0^{2\pi} \int_0^L \tau_K (V_{z_2} - V_{z_1}) \cdot r_1 \cdot d\theta \cdot dz = 2\pi \cdot r_1 \cdot \tau_K \cdot \int_0^L \tau_K (V_{z_2} - V_{z_1}) dz. \quad (2.49)$$

Скориставшись співвідношенням (2.07), отримуємо після інтегрування:

$$W_7 = 2\pi \cdot r_1 \cdot \mu \cdot \sigma_S \cdot L \cdot V_\partial \cdot \frac{r_2^2}{r_2^2 - r_1^2}. \quad (2.50)$$

Потужність сил тертя на поверхні матриці в зоні 2 при $r=r_2$ і $0 \ll z \ll h$

$$W_8 = \int_0^{2\pi} \int_0^h \tau_K \cdot V_{z_2} \cdot r_2 \cdot d\theta \cdot dz = 2\pi \cdot r_2 \cdot \tau_K \cdot \int_0^h V_{z_2} \cdot dz. \quad (2.51)$$

Скориставшись співвідношенням (2.07) отримаємо після інтегрування:

$$W_8 = \pi \cdot r_2 \cdot \mu \cdot \sigma_S \cdot h \cdot V_\partial \cdot \frac{r_1^2}{r_2^2 - r_1^2}. \quad (2.52)$$

Потужність сил тертя на поверхні матриці в зоні 4 при $r=r_2$ і $z = h$

$$W_9 = \int_0^{2\pi} \int_0^{h_B} \tau_K \cdot V_{z_3} \cdot r_2 \cdot d\theta \cdot dz = 2\pi \cdot r_2 \cdot \tau_K \cdot \int_0^{h_B} V_{z_3} \cdot dz. \quad (2.53)$$

Швидкості часток в зоні 4 не залежить від координати z і визначається за формулою (2.07) постановкою $z = 0$

$$V_{z_3} = V_{z_3/z=0} = V_\partial \cdot \frac{r_1^2}{r_2^2 - r_1^2}. \quad (2.54)$$

Після інтегрування і спрощення приходимо до виразу:

$$W_9 = 2\pi \cdot r_2 \cdot \mu \cdot \sigma_S \cdot V_\partial \cdot h_B \cdot \frac{r_1^2}{r_2^2 - r_1^2}. \quad (2.55)$$

Величина h_B визначається з умови сталості об'єму:

$$\pi r_2^2 h_0 = \pi r_2^2 h + \pi (r_2^2 - r_1^2) h_B, \quad (2.56)$$

звідки:

$$h_B = (h_0 - h) \frac{r_2^2}{r_2^2 - r_1^2}. \quad (2.57)$$

Таким чином:

$$W_9 = 2\pi \cdot r_2 \cdot \mu \cdot \sigma_S \cdot V_\partial \cdot (h_0 - h) \cdot \frac{r_1^2}{r_2^2 - r_1^2}. \quad (2.58)$$

Але, враховуючи той фактор, що на практиці прийнято робити робочу частину матриці для зворотного видавлювання конічною з кутом на сторону $30^\circ \div 45^\circ$ [6] для виключення впливу тертя на поверхні видавленої частини

заготовки і для того, щоб видавлена деталь не залишалась матриці, величину h_B з відомим приближенням можна приймати $h_B = L$ як показано на рисунку 2.19.

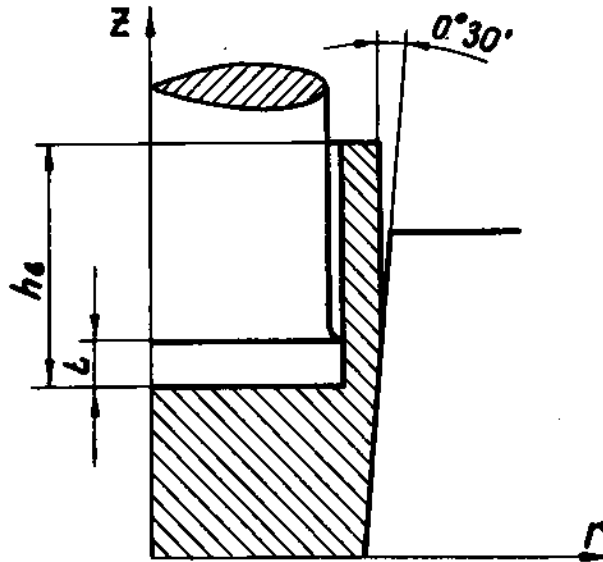


Рисунок 2.19 – Схема зворотного видавлювання в конічній матриці.

Підставив цю величину h_B в формулу (2.55), отримуємо:

$$W_9 = 2\pi \cdot r_2 \cdot \mu \cdot \sigma_S \cdot V_{\partial} \cdot L \cdot \frac{r_1^2}{r_2^2 - r_1^2}. \quad (2.59)$$

Таким чином, повна потужність деформації з урахуванням сил тертя на робочих поверхнях інструментів складе:

$$W = W_1 + W_2 + W_3 + W_4 + W_5 + W_6 + W_7 + W_8 + W_9. \quad (2.60)$$

Підставляючи значення всіх потужностей з рівнянь (2.23-2.37, 2.48-2.55), отримуємо:

$$W = PV_{\partial} = \pi \cdot r_1^2 \cdot \sigma_S \cdot V_{\partial} + \pi \sigma_S \cdot V_{\partial} \cdot \frac{r_1^2}{r_2^2 - r_1^2} \cdot C + \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \pi \cdot r_1 \cdot \sigma_S \cdot V_{\partial} \cdot h_x \cdot \frac{r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} + \frac{\pi \cdot \sigma_S}{\sqrt{3}} \cdot \frac{r_1^2}{r_2^2 - r_1^2} \cdot \frac{V_{\partial}}{h} \cdot C_1 + \frac{K}{3} \cdot \pi \cdot r_1^3 \cdot \frac{\sigma_S}{\sqrt{3}} \cdot \frac{V_{\partial}}{h} + \frac{\pi K \sigma_S}{\sqrt{3}} \cdot \frac{r_1^2}{r_2^2 - r_1^2} \cdot \frac{V_{\partial}}{h_x} \cdot C_1 + \frac{1}{3} \pi \cdot r_1^3 \cdot \mu \cdot \sigma_S \cdot \frac{V_{\partial}}{h_x} + 2\pi \cdot r_1 \cdot \mu \cdot \sigma_S \cdot L \cdot V_{\partial} \cdot \frac{r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} + \pi \cdot r_2 \cdot \mu \cdot \sigma_S \cdot h_x \cdot V_{\partial} \cdot \frac{r_1^2}{r_2^2 - r_1^2} + 2\pi \cdot r_2 \cdot \mu \cdot \sigma_S \cdot L \cdot \frac{r_1^2}{r_2^2 - r_1^2}. \quad (2.61)$$

Зробив перетворення з урахуванням рівняння (2.38) отримаємо:

$$n_{\phi}' = \left(\frac{\rho}{\sigma_S}\right) = a + a_1 \left(\frac{r_1}{h_x}\right) + a_2 \left(\frac{h_x}{r_1}\right), \quad (3.30)$$

$$\begin{aligned} \text{де} \quad a &= 1 + \frac{c}{x^2-1} + 2\mu \cdot K_n \cdot \frac{x}{x^2-1} (1-x); \\ a_1 &= \frac{K}{3\sqrt{3}} + \frac{(1+K)c_1}{\sqrt{3}(x^2-1)} + \frac{\mu}{3}; \\ a_2 &= \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{x}{x^2-1} + \frac{\mu \cdot x}{x^2-1}. \end{aligned}$$

Як видно з формули (2.62) коефіцієнти a , a_1 , a_2 є постійними процесу і визначаються величинами r_1 , r_2 , L , μ .

Використовуючи принцип мінімуму повної енергії деформації, знаходимо величину поширення осередку деформації h_x шляхом диференціювання рівняння (2.62):

$$\left(\frac{r_1}{h_x}\right) = \sqrt{\frac{a_1}{a_2}} = \sqrt{\frac{(x^2-1) + 3(1+K)c_1 + \mu\sqrt{3}(x^2-1)}{3(x^2 + \mu\sqrt{3}x)}}. \quad (2.63)$$

Знаючи величину осередку деформації h_x з (2.63) можна легко визначити значення відносного питомого зусилля деформації для видавлювання з урахуванням умов тертя:

$$n_{\phi}' = a + 2\sqrt{a_1 a_2} \quad (2.64)$$

або підставляючи значення a , a_1 , a_2 з рівняння (2.62), отримаємо:

$$n_{\phi}' = 1 + \frac{c}{x^2-1} + 2\mu \cdot K_n \cdot \frac{x(x-1)}{x^2-1} + 2\sqrt{\left(\frac{K}{3\sqrt{3}} + \frac{(1+K)c_1}{\sqrt{3}(x^2-1)} + \frac{\mu}{3}\right) \cdot \left(\frac{x^2}{\sqrt{3}(x^2-1)} + \frac{\mu \cdot x}{x^2-1}\right)}. \quad (2.65)$$

Відзначимо, що для нестационарної стадії видавлювання, коли $h=h_x$, τ_S в формулі, що визначає потужність зрізу W_6 , замінюється на τ_K , що викликає зміну коефіцієнту n_{ϕ}'

$$n_{\phi}' = 1 + \frac{c}{x^2-1} + 2\mu \cdot K_n \cdot \frac{x(x-1)}{x^2-1} + 2\sqrt{\left(\frac{2}{3}\mu + \frac{(1+K)c_1\mu}{(x^2-1)} + \frac{\mu}{3}\right) \cdot \left(\frac{x^2}{\sqrt{3}(x^2-1)} + \frac{\mu \cdot x}{x^2-1}\right)}. \quad (2.66)$$

Зіставлення величин відносних питомих зусиль деформації при видавлюванні n_{ϕ} і n_{ϕ}' , обчислених за формулою (2.45), отриманої при допущенні, що тертя на стінках матриці відсутнє, а величина тертя між торцем пуансона і заготовкою досягає свого максимального значення і за формулою (2.64), отриманої з розглянутої моделі плинності, що враховує реальні умови тертя між робочим інструментом і заготовкою, приведені в таблиці 2.2.

Таблиця 2.2 - . Зіставлення відносних питомих зусиль деформації n_{ϕ} і n_{ϕ}' .

μ	x	1,05	1,1	1,2	1,3	1,4	1,5	1,6	1,7
0,05	n_{ϕ}	6,46	5,38	4,71	4,48	4,38	4,35	4,36	4,38
	n_{ϕ}'	5,33	4,52	4,02	3,93	3,98	4,98	4	4,05
	n_{ϕ}/n_{ϕ}'	1,21	1,19	1,17	1,4	1,1	1,09	1,08	1,08
0,1	n_{ϕ}	6,46	5,38	4,71	4,48	4,38	4,35	4,36	4,38
	n_{ϕ}'	6,18	6,98	4,3	4,13	4,1	4,08	4,12	4,14
	n_{ϕ}/n_{ϕ}'	1,04	1,07	1,09	1,09	1,08	1,07	1,06	1,05
0,5	n_{ϕ}	6,46	5,38	4,72	4,48	4,8	4,35	4,36	4,38
	n_{ϕ}'	12,8	8,59	6,51	5,68	5,41	5,26	5,25	5,13
	n_{ϕ}/n_{ϕ}'	0,51	0,63	0,72	0,79	0,81	0,83	0,83	0,8
0,57	n_{ϕ}	6,46	5,38	4,71	4,48	4,38	4,35	4,36	4,38
	n_{ϕ}'	13,4	9,32	6,73	5,98	5,62	5,44	5,31	5,17
	n_{ϕ}/n_{ϕ}'	0,485	0,58	0,7	0,75	0,78	0,8	0,82	0,84

Як видно з табл.2.2, при коефіцієнті зовнішнього тертя $\mu=0,1$, що відповідає холодному видавлюванню добре змащеної заготовки, відносне питоме зусилля деформації n_{ϕ} , обчислене за формулою (2.45), практично не відрізняється від відносного питомого зусилля деформації, обчисленого за формулою (2.64).

На рисунку 2.21 представлені теоретичні криві зміни відносного питомого зусилля деформації n_{ϕ} від відносного показника ступеня деформації x . Залежність $\frac{h_x}{r}$ від відносного показника ступеня деформації x , обчислена за формулами (2.44) і (2.63), а також експериментальні та теоретичні дані інших дослідників показані на рисунку 2.22. Як видно з графіків, вплив співвідношення розмірів пуансона і матриці на величину поширення осередку пластичної деформації h_x і на відносне питоме зусилля деформації n_{ϕ} вельми значний. Особливістю рішення поставленого завдання є визначення потужності деформації на ділянках 1 і 2 на основі кінематично можливого

швидкісного поля деформації, на відміну від визначення роботи пластичної деформації на ділянках 1 і 2 на основі кінематично можливого поля переміщення частинок, виконаних.

За результатом проведених досліджень маємо наступне:

1. Відносне питоме зусилля деформації n_ϕ і величина осередку пластичної деформації h_x можуть бути обчислені за більш простими формулами (3.22) і (3.23), які дають результати, що мало відрізняються від експериментальних даних, отриманих при холодному видавлюванні добре змащеної заготовки;

2. Отримані залежності можуть бути використані як при холодному, так і при гарячому видавлюванні, якщо відома величина опору деформації протягом усього процесу.

Для визначення значень дійсного опору деформації необхідно знати середня за обсягом зростання температури деформованого металу, величину деформації, швидкість деформації і вплив кожного параметра на пластичність і опір деформації.

2.4 Тепловиділення при зворотному видавлюванні

Енергетичний метод крім величини питомого зусилля деформації дозволяє визначити зміну температури деформації металу під час процесу видавлювання. Опір деформації, що є функцією нормальної напруги, залежить від ступеня і швидкості деформації, геометрії інструменту, тертя, початкової температури заготовки і температури, що обумовлено деформацією металу.

При відомих величинах ступеня швидкості і температури деформації формула (2.38) дозволяє досить точно визначити зусилля деформації.

При видавлюванні великогабаритних деталей з відносними розмірами $\frac{D}{S}=180-220$ і $\frac{D}{h}=30-100$ (h - товщина дна, S - товщина стінки) на величину зусилля видавлювання справляє помітний вплив величина температури заготовки, викликана тепловим ефектом деформації. Час процесу деформування при великих швидкостях деформації, характерних для зворотного видавлювання на кривошипних пресах становить 0,05-0,3сек. В цьому випадку тепло, що виділилося в деформованому зразку в результаті теплового ефекту деформації, не встигає розсіюватися в навколишнє середовище, температура деформованого металу підвищується, а сам процес

наближається до адіабатичного. При цьому зміна температури знаходиться в прямій залежності від ступеня деформації і швидкості деформації.

При зворотному видавлюванні великогабаритних деталей особливо важливо знати величину пластичної деформації в різних обсягах деформованого металу в загальному балансі зусилля штампування.

Для вирішення поставленого завдання розглянемо рисунок 2.23, на якому показаний області n , k , m жорстко-пластичного тіла, розділені поверхнею S , уздовж якої відбувається розрив тангенціальної складової швидкості. Область N представляє жорстку зону. Матеріал починає текти через елементарну площадку dS_p із жорсткої зони N в пластичну зону n уздовж декількох можливих ліній p .

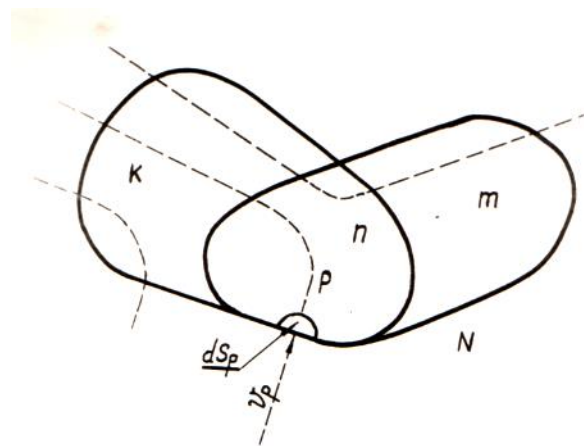


Рисунок 2.23.

Обсяг потоку дорівнюватиме

$$V_p \cdot dS_p. \quad (2.67)$$

де V_p - нормальна швидкість деформації до площадки dS_p .

Витрачена робота на одиницю об'єму при перетині будь-якої поверхні, уздовж якої відбувається розрив тангенціальної складової швидкості, що розділяє області n і k є величина:

$$\tau_S = \frac{\Delta V_{Nk}}{V_N} = \sigma_S \cdot \Delta \epsilon_{Nk}, \quad (2.68)$$

де ΔV_{Nk} - величина стрибка складової швидкості при переході з жорсткої в пластичну зону

V_N - нормальна складова швидкості до поверхні розриву швидкостей.

Величина потужності пластичної деформації в області n пропорційна об'єму цієї області і дорівнює

$$W_n = \sigma_S \cdot \dot{\epsilon}_n. \quad (2.69)$$

Якщо позначити через τ_n тривалість процесу деформації, то загальна пластична робота деформації в даній області буде дорівнювати:

$$A_n = \int_0^{\tau_n} \sigma_S \cdot \dot{\epsilon}_n \cdot d\tau_n, \quad (2.70)$$

а середня величина пластичної роботи деформації в цій області буде дорівнювати половині A_n .

Наступна осереднена сумарна пластична деформація для не зміцненого матеріалу при перетині області k потоком p може бути визначена як:

$$\epsilon_{kp} = \frac{1}{\int_{S_p} V_p \cdot dS_p} \int_{S_p} \left\{ \int_0^{\tau_n} \dot{\epsilon}_n \cdot d\tau_n + \frac{1}{2} \int_0^{\tau_k} \epsilon_k \cdot d\tau_k + \sum_n^k \Delta \epsilon_{Nk} \right\} V_p \cdot dS_p. \quad (2.71)$$

Якщо в області k є сума n таких потоків, то осереднена пластична деформація для цього об'єму області k визначається як:

$$\epsilon_k = \frac{\sum_p^n \left[\epsilon_{kp} \int_{S_p} V_p \cdot dS_p \right]}{\sum_p^n \int_{S_p} V_p \cdot dS_p}, \quad (2.72)$$

Нарешті, якщо є сума Q таких пластичних зон, як k в деформованому матеріалі, то осереднена (середньозважена) пластична деформація по всьому об'єму пластичних зон буде дорівнювати

$$\epsilon_m = \frac{\sum_k^Q V_k \cdot \epsilon_k}{\sum_k^Q V_k}, \quad (2.73)$$

де V_k - об'єм області k .

Величину швидкості деформації можна знайти наступним чином. Потужність зовнішніх сил дорівнює

$$W_p = p \cdot F \cdot V_\partial. \quad (2.74)$$

Якщо $\dot{\epsilon}_m$ є осереднена швидкість деформації для всього об'єму V , то ми можемо записати таку залежність

$$\dot{\epsilon}_m = \frac{p}{\sigma_s} \cdot \frac{F}{V} \cdot V_{\partial}; \quad (2.75)$$

Як відомо, механічна робота деформації в основному перетворюється в теплову енергію. При адіабатичних умовах все тепло, що виділилось в результаті теплового ефекту деформації витрачається на підвищення температури деформованого металу. Зростання температури в елементарному об'ємі тіла, що пластично деформується дорівнюватиме:

$$dt = \int_0^{\epsilon} \frac{\sigma_s \cdot d\epsilon}{\zeta \cdot \rho \cdot c}, \quad (2.76)$$

де c - питома теплоємність деформованого металу;
 ρ - питома вага;
 ζ - механічний еквівалент теплоти;
 σ_s - напруга плинності деформованого матеріалу.

У випадку пластичної деформація зі зміцненням слід враховувати зміну σ_s . Вплив зміцнення на величину σ_s , що діє по всьому об'єму деформованої області, приблизно може бути враховано заміною у встановленій раніше формулі напруги плинності σ_s в середньому для осередку деформації значенням напруги плинності σ_m , що визначається виходячи з осередненої (середньозваженої) пластичної деформації ϵ_m або по середній логарифмічній деформації $\ln \frac{F}{f}$ в припущенні справедливості ступеневої залежності напруги плинності від величини деформації. Тому середнє за обсягом зростання температури деформованого металу з урахуванням зміцнення дорівнюватиме:

$$\Delta t_m = \frac{\sigma_m}{\zeta \cdot \rho \cdot c} \cdot \epsilon_m, \quad (2.77)$$

де ϵ_m - осереднена за об'ємом (середньозважена) пластична деформація, що визначається рівняннями (2.71-2.73);

σ_m - умовна напруга плинності.

Повна температура деформованого металу буде:

$$t_m = t_0 + \Delta t_m. \quad (2.78)$$

де t_0 - початкова температура заготовки.

Якщо допустити, що існує підходящі емпіричні взаємини між істинною напругою σ , загальною величиною деформації ε , швидкістю деформації $\dot{\varepsilon}$ і температурою t в вигляді функції $\sigma = f(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, t)$, то можна знайти середнє значення опору деформації для пластичної області як

$$\sigma_{\partial} = f[\varepsilon_m, \dot{\varepsilon}_m, (t_0 + \Delta t_m)]. \quad (2.79)$$

Знайдемо чисельне вираження ε_m , $\dot{\varepsilon}_m$, Δt_m для операції зворотного видавлювання.

Розбиваємо область деформації (рис.2.24) на 4 зони:

1 і 2 – пластичні зони,

3 і 4 – жорсткі зони.

Робота пластичної деформації в зоні 2 складається з двох складових: перша з них являє собою роботу частинок металу, що перетікають з зони 1 в зону 2, а другу – роботу частинок, що переміщується із зони 3 в зону 2. Виходячи зі схеми (рис.2.24), де прийнято, що заготовка з матрицею рухається зі швидкістю V_{∂} , а при нерухомому пуансоні величина радіальних і осьових швидкостей для кожної зони може бути знайдена за формулою (2.07). Інтенсивна швидкості деформації для кожної зони визначимо за формулами (2.13) і (2.14).

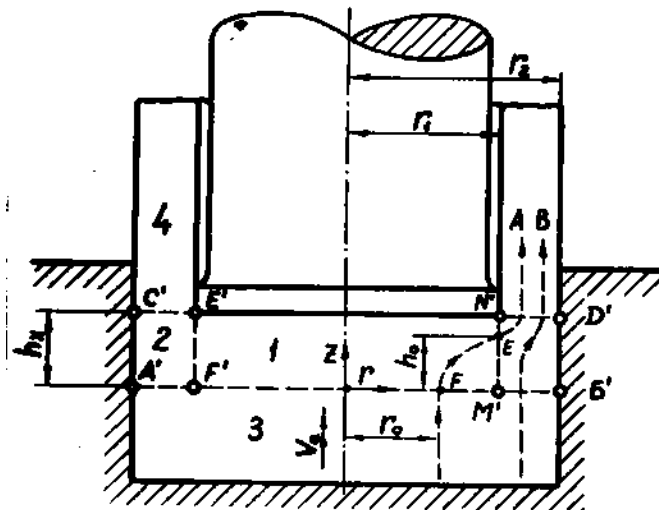


Рисунок 2.24 – Модель плинності, прийнята для аналізу теплового ефекту при зворотному видавлюванні.

Робота пластичної деформації в зоні 2 складається з двох складових: перша з них являє собою роботу частинок металу, що перетікають з зони 1 в зону 2, а другу – роботу частинок, що переміщується із зони 3 в зону 2. Виходячи зі схеми (рис.2.24), де прийнято, що заготовка з матрицею рухається зі швидкістю V_∂ , а при нерухомому пуансоні величина радіальних і осьових швидкостей для кожної зони може бути знайдена за формулою (2.07). Інтенсивна швидкості деформації для кожної зони визначимо за формулами (2.13) і (2.14).

Величину поширення осередку деформації h_x визначимо за формулою (2.63).

Пластична деформація, викликана поверхнею розриву швидкостей на пересічних поверхнях, буде дорівнювати:

$$\begin{aligned}\Delta \varepsilon_{31} &= \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{V_{r1}}{V_\partial} \\ \Delta \varepsilon_{32} &= \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{V_{r2}}{V_\partial} \\ \Delta \varepsilon_{12} &= \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{V_{z2} - V_{z1}}{V_r} \right)_{r=r_1}.\end{aligned}\quad (2.80)$$

Індексами 31, 32, 12 позначені граничні зони.

Для простоти рішення задачі допускають, що в деформованій області можна провести два самостійних потоки частинок А і В (рис.2.24). Оскільки в обох областях 1 і 2 загальна деформація ε приблизно однакова, особливо для великих ступенів деформації, то необхідно визначити середній час перебування елементів (частинок металу) в кожній зоні.

Час перебування потоку А в зоні 1 визначається з виразу:

$$\tau_{A1} = \frac{1}{\pi r_1^2} \int_0^{r_1} \int_{r_0}^{r_1} \frac{dr}{V_{r1}} \cdot 2\pi r_0 dr_0. \quad (2.81)$$

Підстановка V_{r1} з формули (2.07), інтегрування і спрощення призводять до виразу:

$$\tau_{A1} = \frac{h}{V_\partial}. \quad (2.82)$$

Час перебування потоку А в зоні 2 знайдеться із виразу:

$$\tau_{A2} = \frac{1}{\pi r_1^2} \int_0^{r_1} \int_{h_0}^h \frac{dz}{V_{z1}} \cdot 2\pi r_0 dr_0. \quad (2.83)$$

З рис 2.34 видно, що r_0 є поточна координата точки F , в якій елемент (частка металу) починає входити в пластичну зону 1; h_0 – вертикально плинні координати точки E , в якій елемент (частка металу) залишають зону 1. Остання координата легко знаходиться з умови:

$$\int_0^{h_0} \frac{dz}{V_{z_1}} = \int_{r_0}^{r_1} \frac{dr}{V_{r_1}}. \quad (2.84)$$

Підставив значення V_{z_1} і V_{r_1} з формули (2.07), інтегруючи і роблячи деякі спрощення, приходимо до висновку:

$$h_0 = h \left(\frac{r_1^2 - r_0^2}{r_1^2} \right). \quad (2.85)$$

Знаючи тепер значення h_0 , ми зможемо вирішити рівняння (2.83).

$$\tau_{A_2} = \frac{1}{\pi r_1^2} \int_0^{r_1} \int_{h_0}^h \frac{dz}{V_{z_1}} \cdot 2\pi r_0 dr_0 = \frac{1}{\pi r_1^2} \int_0^{r_1} \int_{h_0}^h \frac{dz}{V_{\partial} \left(1 + \frac{r_1^2 - z}{r_2^2 - r_1^2} \right)} \cdot 2\pi r_0 dr_0. \quad (2.86)$$

Інтегруючи роблячи спрощення, приходимо до висновку:

$$\tau_{A_2} = \frac{h}{V_{\partial} r_1^4} (r_2^2 - r_1^2) \left\{ \ln \left(\frac{r_2^2}{r_1^2} \right) + \left(\frac{r_2^2}{r_1^2} - r_1^2 \right) \left[\ln \left(\frac{r_2^2}{r_1^2} - r_1^2 \right) - 1 \right] - \frac{r_2^2}{r_1^2} \ln \frac{r_2^2}{r_1^2} + 1 \right\},$$

або $\tau_{A_2} = \frac{h}{V_{\partial}} (x^2 - 1) \{ \ln x^2 + (x^2 - 1) [\ln(x^2 - 1) - 1] - x^2 \ln x^2 + 1 \}. \quad (2.87)$

Для визначення часу перебування потоку B в області 2 можна використовувати вираз:

$$\tau_{B_2} = \frac{1}{\pi(r_2^2 - r_1^2)} \int_{r_1}^{r_2} \int_0^h \frac{dz}{V_{z_1}} \cdot 2\pi r_0 dr_0. \quad (2.88)$$

Підстановка V_{z_2} з формули (2.07), інтегрування і спрощення призводять до виразу:

$$\tau_{B_2} = \frac{h}{V_{\partial}} \frac{r_2^2 - r_1^2}{r_1^2} \ln \left(\frac{r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} \right)$$

або $\tau_{B_2} = \frac{h}{V_{\partial}} (x^2 - 1) \ln \frac{x^2}{x^2 - 1}. \quad (2.89)$

Осереднене значення загальної пластичної деформації в кожній зоні може бути обчислене за такими формулами:

Потік А зона 1:

$$\varepsilon_{A_1} = \frac{1}{\pi r_1^2} \int_0^{r_1} \Delta \varepsilon_{31} \cdot 2\pi r_0 dr_0 + \frac{1}{2} \dot{\varepsilon}_1 \tau_{A_1}. \quad (2.90)$$

Підстановка $\Delta\mathcal{E}_{31}$ з формули (2.80), $\dot{\mathcal{E}}_1$ з формули (2.13), τ_{A1} з формули (2.81), інтегрування і спрощення призводять до виразу:

$$\mathcal{E}_{A1} = \frac{1}{6\sqrt{x-1}} + \frac{1}{2}. \quad (2.91)$$

Потік А зона 2:

$$\mathcal{E}_{A2} = \frac{1}{\pi r_1^2} \int_0^{r_1} \Delta\mathcal{E}_{31} \cdot 2\pi r_0 dr_0 + \dot{\mathcal{E}}_1 \tau_{A1} + \frac{1}{2\pi r_1 h} \int_0^h \Delta\mathcal{E}_{12} 2\pi r_1 dz + \frac{1}{2} \dot{\mathcal{E}}_2 \tau_{A2}. \quad (2.92)$$

Підстановка $\Delta\mathcal{E}_{31}$ і $\Delta\mathcal{E}_{12}$ з формули (2.80), $\dot{\mathcal{E}}_1$ і $\dot{\mathcal{E}}_2$ з формул (2.13) і (2.14), τ_{A1} і τ_{A2} з формул (2.81) і (2.82), інтегрування і спрощення призводять до виразу:

$$\mathcal{E}_{A2} = \frac{1}{6\sqrt{x-1}} + 1 + \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{x^2}{x^2-1} \cdot \left(\frac{h}{r_1}\right) + \frac{F_1(x)}{2} \left(\frac{x^4}{3} + 1\right)^{\frac{1}{2}}, \quad (2.93)$$

де $F_1(x) = \ln x^2 + (x^2 - 1)[\ln(x^2 - 1) - 1] - x^2 \ln x^2 + 1;$

$$\frac{h}{r_1} = \sqrt{\frac{x^2-1+(1+k)3C_1+\mu\sqrt{3}(x^2-1)}{3(x^2+\mu\sqrt{3}x)}}.$$

Потік В зона 2:

$$\mathcal{E}_{B2} = \frac{1}{\pi(r_2^2 - r_1^2)} \int_{r_1}^{r_2} \Delta\mathcal{E}_{32} \cdot 2\pi r_0 dr_0 + \frac{1}{2} \dot{\mathcal{E}}_2 \tau_{B2}. \quad (2.94)$$

Підстановка $\Delta\mathcal{E}_{32}$ з формули (2.80), $\dot{\mathcal{E}}_2$ з формули (2.14), τ_{B2} з формули (2.88), інтегрування і спрощення призводять до виразу:

$$\mathcal{E}_{B2} = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{r_1}{h}\right) \cdot \frac{1}{(x^2-1)^2} \left[\frac{2}{3} x^3 - x^2 + \frac{1}{3} \right] + \frac{1}{2} \left(\frac{x^4}{3} + 1\right)^{\frac{1}{2}} \ln \frac{x^2}{x^2-1}. \quad (2.95)$$

Осереднена пластична деформація для обох потоків і обох зон може бути обчислена з умови сталості об'єму:

$$\pi r_2^2 h_x \mathcal{E}_m = \pi r_1^2 h_x \mathcal{E}_{A1} + \pi h_x \left(\frac{r_2^2 - r_1^2}{r_2^2}\right) [(r_2^2 - r_1^2) \mathcal{E}_{B2} + r_1^2 \mathcal{E}_{A2}],$$

звідки
$$\mathcal{E}_m = \frac{\mathcal{E}_{A1}}{x^2} + \left(\frac{x^2-1}{x^2}\right)^2 \mathcal{E}_{B2} + \frac{x^2-1}{x^4} \mathcal{E}_{A2}. \quad (2.96)$$

Знаючи величину осередненої пластичної деформації для всієї області деформації \mathcal{E}_m і осереднені величини пластичної деформації для кожної зони, можна легко обчислити збільшення температури в кожній зоні деформованого металу, використовуючи рівняння (2.77)

$$\begin{aligned}\Delta t_1 &= \frac{\sigma_m \varepsilon_{A1}}{\zeta \cdot \rho \cdot c}; \\ \Delta t_2 &= \frac{\sigma_m \varepsilon_{A2}}{\zeta \cdot \rho \cdot c}; \\ \Delta t_3 &= \frac{\sigma_m \varepsilon_{B2}}{\zeta \cdot \rho \cdot c};\end{aligned}\quad (2.97)$$

а середнє за об'ємом зростання температури деформованого металу буде:

$$\Delta t_m = \frac{\sigma_m \varepsilon_m}{\zeta \cdot \rho \cdot c}; \quad (2.98)$$

Зростання температури деформованого металу знаходиться в прямій залежності від осередненої величини пластичної деформації для всієї області.

На (мал.2.25) представлені теоретичні криві зміни осередненої пластичної деформації для кожної зони і для всієї пластичної області в залежності від відносного показника ступеня деформації $\chi = \frac{D}{d} = \frac{r_2}{r_1}$.

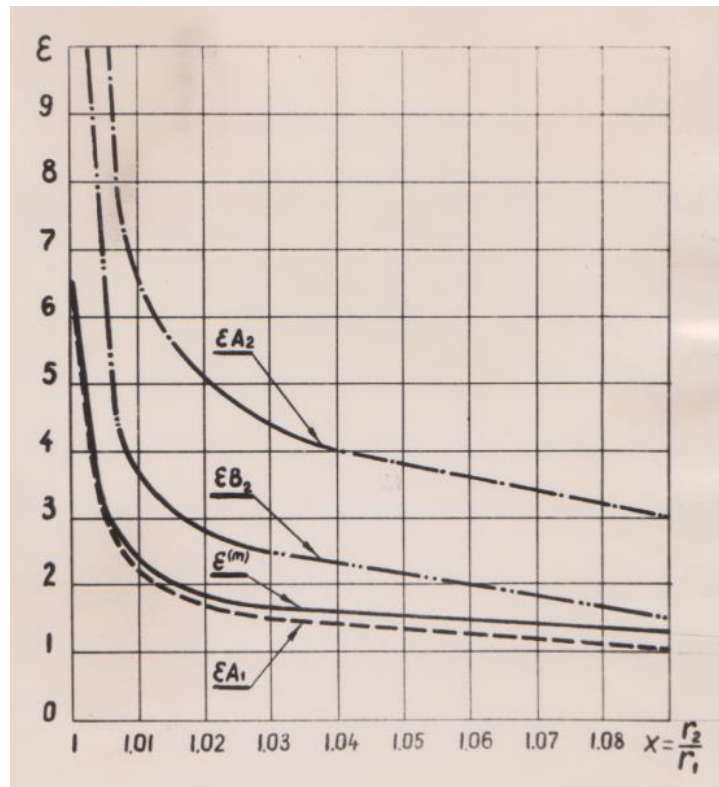
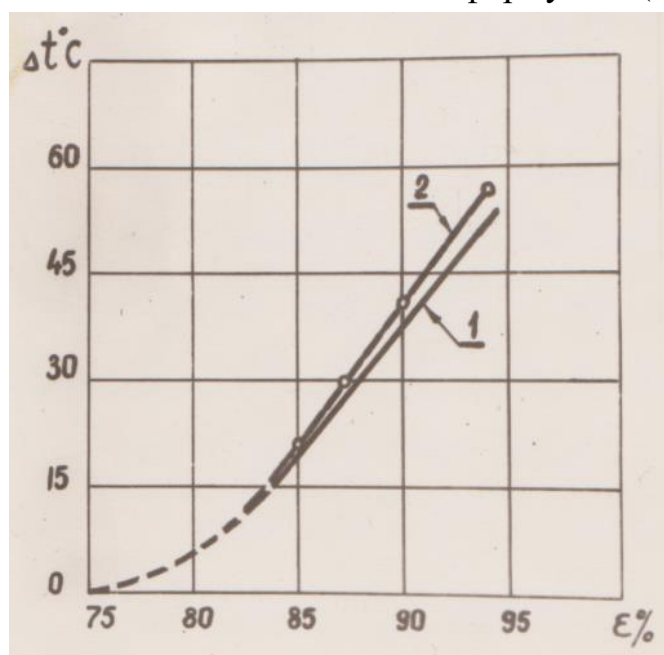


Рисунок 2.25 – Графіки зміни осередненої пластичної деформації для кожної зони в залежності від відношення $\chi = \frac{D}{d} = \frac{r_2}{r_1}$.

Як видно з графіків (мал.2.25) для великих ступенів деформації зона 2 істотно впливу на збільшення величини осередненої пластичної деформації для всієї області деформації не робить, так як обсяг її в 10-60 разів менше зони 1.

Так, наприклад, при зворотному видавлюванні пустотілого стакану $\varnothing 85\text{мм}$ і товщиною стінки $S = 0,5\text{мм}$, обсяг металу, що піддається деформації в зоні 1, в 45 разів більше його об'єму в зоні 2. Це призводить до того, що тепло, що виділилося в результаті пластичної деформації металу в зоні 2, буде надавати дуже малий вплив на зміну умовної середньої температури всього деформованого металу.

Аналіз формули (2.97) показав, що зміна температури деформованого металу при одній і тій же швидкості деформації прямо пропорційна величині пластичної деформації. Порівняння графіків на (мал.2.26) показує, що теоретична крива 1 зміни температури деформованого металу в залежності від зміни ступеня деформації для свинцевих заготовок, побудована за формулами (2.97) і (2.77), і експериментальна крива 2 цілком задовільно узгоджуються і мають розбіжності менше 10% при ступені деформації 94%. При холодному видавлюванні порожнистих склянок із заготовок відносно великої висоти, підвищення температури відбувається не на всій висоті заготовки, а тільки на глибину h_x , значення якої легко визначається за формулою (2.63).

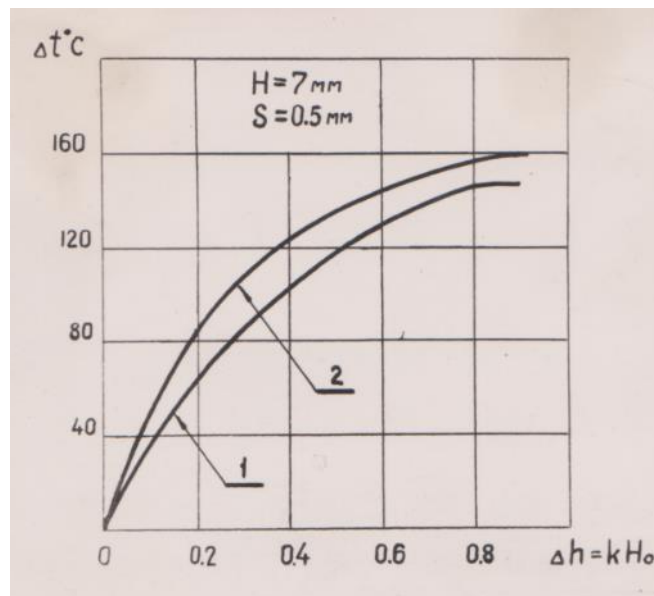


а) теоретична крива; б) експериментальні дані.

Рисунок 2.26 – Графіки зміни температури деформованого металу в залежності від зміни ступеню деформації при постійній швидкості деформації. Матеріал – свинець.

Зростання температури тіла, що деформується відбувається в основному, в початковій стадії деформування, поки осередок пластичної деформації не досягне певного значення, потім процес стабілізується і ступінь підвищення

температури деформованого металу дещо зменшується, незважаючи на триваюче впровадження пуансона в заготовку. Це наочно видно із (мал.2.27), де представлені теоретична крива зростання температури деформованого металу 1 залежно від ходу повзуна для алюмінієвої заготовки і експериментальна крива 2. Експериментальна крива 2 і теоретична 1 узгоджуються цілком задовільно: розбіжність при максимальних температурах не перевищує 10%. За величиною температури деформації можна більш точно визначити істинний опір по наведеним нижче залежностям.



1) теоретична крива; 2) експериментальна крива

Рисунок 2.27 – Залежність температури від ходу повзуна для досліджувальної заготовки

2.5 Вплив температури, величини і швидкості деформації на істинний опір.

2.5.1 Залежність напруги плинності від величини пластичної деформації.

Процес пластичної деформації супроводжується зміцненням металу. Зі зміною величини деформації властивості міцності металу також змінюються. Зміна напруги плинності в залежності від величини деформації носить складний характер. При знаходженні наближених залежностей, що враховують вплив зміцнення на процес деформування, в теорії обробки

металів тиском часто використовують лінійну апроксимацію кривої зміцнення.

В якості прямої, що приблизно характеризує зміни напруження плинності в залежності від деформації, [4] пропонує дотичну, проведену до кривої зміцнення в точці, відповідній початку утворення шийки. Рівняння цієї прямої згідно роботам [4] в координатах $\sigma_S - \varepsilon$ може бути записано у вигляді:

$$\sigma_S = \sigma_{T_0} - \Pi \varepsilon, \quad (2.99)$$

де σ_{T_0} - екстрапольована межа плинності,

Π - модуль зміцнення.

Більш точно відображає дійсну залежність напруги плинності від величини ε статична функція виду

$$\sigma_S = c \varepsilon^n, \quad (2.100)$$

або виду

$$\sigma_S = c(B + \varepsilon)^n, \quad (2.101)$$

При $B=0$ залежність (2.101) набуває вигляду $\sigma_S = c \varepsilon^n$, де c, B, n – константи.

$$c = \frac{\sigma_m}{\psi_m^n}, \quad (2.102)$$

або через межу міцності σ_B

$$c = \frac{\sigma_B}{1-\psi_m} \cdot \psi_m^{-n}; \quad n = \frac{\psi_m}{1-\psi_m}, \quad (2.103)$$

де σ_m, ψ_m – напруга плинності і відносне зменшення площі поперечного перерізу зразка при розтягуванні, що відповідає початку утворення шийки. Константа B характеризує стан матеріалу.

Для матеріалів, що використовуються в промисловості, значення показника n знаходиться в межах від 0,2 до 0,5, а константа B – від 0 до 0,3. Формули (2.100) і (2.101), як показали зіставлення розрахункових значень σ_S з фактичними даними, досить правильно відображають характер і ступінь впливу зміцнення на величину істинного опору.

2.5.2 Вплив температури деформації на величину напруги плинності.

Температура є важливим чинником, що визначає величину опору деформації. Експериментально встановлено, що зміни всіх показників істинного опору через зміну температури (а також межі текучості і тимчасового опору і в більшості випадків істинних опорів, взятих при одній і тій же мірі деформації) підпорядковується приблизно одному і тому ж закону. Відомо, що з підвищенням температури деформування показники опору деформуванню (тимчасовий опір) знижується по деякій експоненціальній кривій. Експоненціальну залежність опору деформації від температури [4] дає в виді

$$\sigma_{\partial_1} = \sigma_{\partial_2} \cdot e^{\alpha(t_2 - t_1)}; \quad (2.104)$$

де σ_{∂_2} і σ_{∂_1} - показники опору деформації при температурах t_2 і t_1 , причому $t_2 > t_1$;

α - температурний коефіцієнт, що залежить від виду показника опору деформації, швидкості деформації, ступеня деформації.

Якщо відомий температурний коефіцієнт α і межа плинності при будь-якій температурі, наприклад, кімнатній $t_1 = t_{\text{кімн}}$, $\sigma_{\partial_1} = \sigma_{S_0}$, то межа плинності σ_S при будь-якій температурі t визначається виразом:

$$\sigma_S = \sigma_{S_0} \cdot e^{-\alpha \Delta t}; \quad (2.105)$$

де $\Delta t = t - t_{\text{кімн}}$.

Температурний коефіцієнт α можна визначити, прологарифмувавши вираз (2.105):

$$\log \sigma_S = \log \sigma_{S_0} - \alpha \Delta t \log e, \quad (2.106)$$

$$\text{звідки } \alpha = \frac{\log \sigma_{S_0} - \log \sigma_S}{\Delta t \log e}. \quad (2.107)$$

2.5.3 Вплив температури деформації і величини деформації на величину напруження плинності.

Виведемо залежність опору деформації від величини деформації ε і температури t .

Вважаємо, що опір деформації є функція двох змінних – величин деформації і температури, зробимо це в такий спосіб.

Напишемо повний диференціал для σ_S :

$$d\sigma_S = \frac{\partial \sigma_S}{\partial \varepsilon_i} d\varepsilon_i + \frac{\partial \sigma_S}{\partial t} dt = \left(\frac{\partial \sigma_S}{\partial \varepsilon_i} + \frac{\partial \sigma_S \cdot dt}{\partial t \cdot d\varepsilon_i} \right) d\varepsilon_i. \quad (2.108)$$

З попередніх пунктів а і б перепишемо вирази (2.101) і (2.105)

$$\begin{aligned} \sigma_S &= c(B + \varepsilon_i)^n \text{ при } t = \text{const} \\ \sigma_S &= \sigma_{S_0} \cdot e^{-\alpha \Delta t} \text{ при } \varepsilon_i = \text{const} \end{aligned} \quad (2.109)$$

Беремо приватні похідні від виразів (2.101) і (2.105)

$$\frac{\partial \sigma_S}{\partial \varepsilon_i} = \frac{n \cdot \sigma_S}{(B + \varepsilon_i)} \quad (2.110)$$

$$\frac{\partial \sigma_S}{\partial t} = -\sigma_{S_0} \cdot \alpha \quad (2.111)$$

З рівняння (2.76) напишемо:

$$\frac{dt}{d\varepsilon_i} = \frac{\sigma_S}{\zeta \cdot \rho \cdot c}. \quad (2.112)$$

Підставляючи значення з рівнянь (2.110), (2.111), (2.112) в вираз (2.108), маємо:

$$\frac{d\sigma_S}{d\varepsilon_i} = \frac{n \cdot \sigma_S}{(B + \varepsilon_i)} - \frac{\alpha \cdot \sigma_S^2}{\zeta \cdot \rho \cdot c}. \quad (2.113)$$

Інтегруючи з дотриманням первинних умов, отримаємо:

$$\int \frac{d\sigma_S}{\sigma_S} = - \int \alpha \cdot \frac{\sigma_S \cdot d\varepsilon_i}{\zeta \cdot \rho \cdot c} + \int \frac{n}{B + \varepsilon_i} \cdot d\varepsilon_i, \quad (2.114)$$

враховуючи рівняння (2.76), де $\frac{\sigma_S \cdot d\varepsilon_i}{\zeta \cdot \rho \cdot c} = dt$ і знаючи, що $\Delta t = t_2 - t_1 = t$, отримаємо:

$$\begin{aligned} \ln \sigma_S &= -\alpha \Delta t + n \ln(B + \varepsilon_i) + c, \\ \sigma_S &= c_1 (B + \varepsilon_i)^n \cdot e^{-\alpha \Delta t} \end{aligned} \quad (2.115)$$

Значення c_1 постійної може бути знайдено з умови $\sigma_S = \sigma_{S_0}$, при $\Delta t = 0$; $\epsilon_i = 0$:

$$c_1 = \frac{\sigma_{S_0}}{B^n} \quad (2.116)$$

де σ_{S_0} - межа плинності металу при $t = 20^\circ$ і $\epsilon = 0$. Константи B , n і α визначено вище.

2.5.4 Залежність межі плинності від швидкості деформації

В даний час є кілька теорій, що встановлюють опір деформації від швидкості деформації. Найбільш поширеною є теорія з [27]. За цією теорією хід пластичного деформування визначаються «конкуренцією» двох процесів: зміцнення і відпочинку. Зміцнення, в основному, визначається ступенем деформації. Під відпочинком слід розуміти зняття зміцнення з плином часу. Ступінь відпочинку при даній температурі визначається часом.

Тут мається на увазі відпочинок, що протікає протягом процесу деформування. В залежності від швидкості деформації або від часу, протягом якого відбувається процес деформування, напруга в тій чи іншій мірі знижується завдяки відпочинку. [27] пропонує формулу для визначення межі текучості в залежності від швидкості деформації в наступному вигляді:

$$\sigma_S = \sigma_{S_0} \left(\frac{l_0}{l} \right)^{b - \frac{\alpha}{\dot{\epsilon}}} \quad (2.117)$$

де σ_S - межа плинності при будь-якої швидкості;
 σ_{S_0} - межа плинності при нульовій швидкості;
 b - коефіцієнт зміцнення, що не залежить від температури;
 α - коефіцієнт, що залежить від температури і речовини;
 $\dot{\epsilon}$ - швидкість деформації.

Формула (2.117) в основному правильно відображає залежність опору деформації від швидкості деформації, але вона має ряд істотних недоліків, на які вказано в [27]. У зв'язку з цим, для визначення значення межі плинності залежності від швидкості деформації була прийнята формула, що виведена на основі експерименту для постійної істинної деформації і температури:

$$\sigma_S - \sigma_{S_1} = D \cdot \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_1} \right), \quad (2.118)$$

де σ_{S_1} - межа плинності, що відповідає швидкості деформації $\dot{\epsilon}_1$;

σ_S - межа плинності, що відповідає швидкості деформації $\dot{\epsilon}$.

Відношення $\left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_1}\right)$ можна представити у вигляді:

$$\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_1} = 1 + \frac{\dot{\epsilon} - \dot{\epsilon}_1}{\dot{\epsilon}_1}. \quad (2.119)$$

І, якщо швидкість деформації $\dot{\epsilon}_1$ вважати повільною (статичною), то проведені випробування при ній дадуть статичну межу плинності σ_{S_0} і

$$\dot{\epsilon} - \dot{\epsilon}_1 \approx \dot{\epsilon}. \quad (2.120)$$

Підставляючи значення рівнянь (2.119) і (2.120) в рівняння (2.118), отримаємо:

$$\sigma_S - \sigma_{S_0} = D \cdot \ln(1 + B' \cdot \dot{\epsilon}), \quad (2.121)$$

де D , B' є емпіричні постійні, що визначаються експериментальним шляхом.

З проведених випробувань на відпаленій міді знайдено, що B' близько одиниці, а $\frac{D}{\sigma_{S_0}}$ близько 0,04; для алюмінію B' теж порядку одиниці, а $\frac{D}{\sigma_{S_0}}$ близько 0,022.

Тоді:

$$\begin{aligned} \text{для відпаленої міді} \quad & \frac{\sigma_S - \sigma_{S_0}}{\sigma_{S_0}} = 0,04 \cdot \ln(1 + \dot{\epsilon}), \\ \text{для відпаленого алюмінію} \quad & \frac{\sigma_S - \sigma_{S_0}}{\sigma_{S_0}} = 0,022 \cdot \ln(1 + \dot{\epsilon}). \end{aligned} \quad (2.122)$$

2.5.5 Залежність істинного опору від ступеня температури і швидкості деформації.

Опір деформації при зворотному видавлюванні (особливо при видавлюванні великогабаритних деталей) визначається, в основному, одночасною дією наступних факторів: температури, ступеню і швидкістю деформації. Тому формули для визначення опору деформації σ_d повинні в явному вигляді враховувати вплив кожного з цих факторів. Враховуючи формули (2.115) і (2.121), можна запропонувати наступний вираз для

елементарного уявлення залежності істинного опору від величини деформації, швидкості деформації і температури:

$$\sigma_{\partial} = c_1(B + \varepsilon_i)^n \cdot e^{-\alpha \Delta t_m} + D \cdot \ln(1 + B' \cdot \dot{\varepsilon}). \quad (2.123)$$

Висновок

В розділі виконаний теоретичний аналіз силового режиму і тепловиділення при зворотному видавлюванні великогабаритних порожнистих виробів і отримані наступні результати:

1. Виведена формула для визначення зусилля деформації P_D і висоти осередку деформації h_x при зворотному видавлюванні.

2. Надане порівняння експериментальних відносних питомих зусиль деформації з відносними питомими зусиллями деформації з літературних джерел в залежності від зміни відносного показника ступеня деформації $x = \frac{D}{d} = \frac{r_2}{r_1}$.

3. Наданий аналіз формули (2.45) для визначення відносного окремого зусилля деформації, що отримане при меншій кількості припущень в порівнянні з висновком формули (2.64), що краще враховує дійсну роботу сила тертя між поверхнею інструменту і заготовкою.

При видавлюванні добре змащеної заготовки коефіцієнт зовнішнього тертя приблизно дорівнює 0,1, питома зусилля деформації, обчислене за формулою (2.45) практично не відрізняється від питомого зусилля деформації, обчисленого за формулою (2.64) і від отриманого експериментальним шляхом.

4. Виведені формули для визначення зростання температури деформованого металу при зворотному видавлюванні.

5. Проаналізована і показана можливість застосування відповідних формул для визначення істинного опору в залежності від деформації, швидкості деформації і температури нагріву заготовки при зворотному видавлюванні.

6. Запропоновано методику побудови графіка зусиль деформації при зворотному видавлюванні заготовок з урахуванням теплового ефекту деформації і без урахування теплового ефекту деформації.

7. Показана задовільна збіжність теоретичних і експериментальних кривих для температури деформованого металу і зусиль деформації при зворотному видавлюванні порожнистих виробів з кольорових металів.

3 ХАРАКТЕРИСТИКА СПОСОБІВ ХОЛОДНОГО ВИДАВЛЮВАННЯ І МАТЕРІАЛІВ ДЛЯ ХОЛОДНОГО ВИДАВЛЮВАННЯ.

3.1 Способи холодного видавлювання

Переваги та недоліки холодного видавлювання.

При деформації в холодному стані створюються сприятливі умови для підвищення точності формоутворення до рівня, відповідного точній обробці різанням, що майже виключає механічну обробку в технологічному процесі виготовлення деталей машин. Однак, ця перевага досягається за рахунок застосування значно більших зусиль для здійснення процесів деформації, ніж при гарячому штампуванні.

Холодне видавлювання в порівнянні з іншими заготівельними процесами є більш економічним завдяки високому коефіцієнту використання металу (КВМ) до 90-98%, високій продуктивності праці, високій точності розмірів деталей (7-8 квалітет точності і 8-9 класу чистоти поверхні). Застосування холодного видавлювання підвищує продуктивність праці в 10-15 раз в порівнянні з обробкою різанням.

Холодне видавлювання помітно скорочує цикл підготовки виробництва. Наприклад, для виробництва колби термоса трилітрового методом витяжки потрібно 4 витяжні операції, а методом видавлювання – одна.

Холодне видавлювання помітно підвищує експлуатаційні якості деталей, підвищує міцність металу після його пластичної деформації. В залежності від ступеня деформації межа міцності σ_B зростає в 1,5-2 рази, а межа плинності σ_S в 2-3 рази, що відповідно може бути враховано в розмірах деталей при розрахунку їх на міцність.

Підвищення міцності низько вуглецевої сталі після деформації дозволяє застосовувати їх замість легованих, що знижує їх вартість за рахунок більш низьких оптових цін одночасно зі зменшенням ваги витрачаємого металу на 10-20%.

Наприклад, заміна легованої сталі 40ХН на сталь 20 у шатуні мотоцикла. При виготовленні пустотілих деталей замість дорогого трубного прокату можна застосовувати суцільний прокат.

Важливою перевагою холодного видавлювання є можливість отримання за одну операцію значних ступенів деформації заготовки до 99%.

Зміцнення, сприятливе розташування волокон і значні ступені деформації, що подрібнюють зерно, дозволяють підвищити такі експлуатаційні характеристики, як опір втомі і віброміцність.

Холодне видавлювання дозволяє успішно виготовляти вакуумні прилади, а також дозволяє замінити збірку, пайку, зварювання.

Холодне видавлювання дозволяє отримувати значний економічний ефект при порівнянні з іншими способами виготовлення деталей литтям, гарячим штампуванням (див табл.3.1) З таблиці видно, що при холодному видавлюванні досягається велика економія металу, тому він особливо ефективний при застосуванні для деталей машин і приладів дорогих кольорових металів і сплавів.

Таблиця 3.1

Способи виготовлення деталей	Середній відсоток економії при холодному видавлюванні в порівнянні з іншими способами виготовлення деталей		
	На витратах металу	На трудомісткості	На собівартості
Механічна обробка з прокату	40-90	30-65	20-75
Лиття з наступною механічною обробкою	10-35	10-20	15-35
Гаряче штампування з наступною механічною обробкою	14-45	20-35	15-40

Максимальні площі перетину (і їх розміри в плані) деталей, що виготовляються холодним видавлюванням, лімітується потужністю застосовуваного обладнання, мінімальна товщина стінок – міцністю формотворчих деталей штампів, найбільша довжина (висота) – максимальним розміром ходу повзуна преса.

До недоліків холодного видавлювання відносяться великі питомі навантаження, що досягають 250-280кг/мм² і не всі сталі і сплави сьогодні можна холодно видавлювати.

Існує 3 способи холодного видавлювання, різні за характером і видом робіт.

Прямий спосіб характеризується тим, що плинність металу відбувається в напрямку прикладання сили тиску – в бік робочого руху пуансона. Застосовується для отримання порожнистих і масивних виробів. Зазвичай цим способом виготовляють гільзи, трубки (циліндричні, квадратні, прямокутні, овальні, зі змінним перетином по всій довжині, ексцентричні різного перетину, конусні) і різні профільні масивні напівфабрикати. Діаметр виробів може бути від 3мм до 100мм.

Операції проводяться в наступному порядку. Заготовку подають на матрицю, що має знизу отвір, відповідний зовнішньому діаметру виготовлюємої деталі; робоча частина пуансона дорівнює внутрішньому діаметру видавлюємої трубки. Радіальний зазор між пуансоном і матрицею в нижній її частині дорівнює товщині стінки трубки. Заплечико пуансона при ударі приводить метал в пластичний стан і змушує його текти в зазор між матрицею і пуансоном, утворюючи тим самим порожнистий виріб. Надлишки матеріалу обрубують в матриці і отримують деталі з рівними і чіткими краями. Відхід, що залишається в матриці, видаляють.

В якості заготовок для видавлювання, в залежності від виду виробу, можуть бути використані: шайба, товстостінна порожниста деталь, суцільна масивна деталь. Співвідношення між товщиною заготовки і товщиною стінки порожнистого виробу повинно складати приблизно від 25:1 до 4:1. Робота повинна проводитися швидко, з метою використання теплоутворення в процесі видавлювання. швидкість витікання металу скрізь матрицю становить 600-700м/хв., а при виготовленні більш дрібних виробів на швидкісних пресах (200-300 ударів в хвилину) може доходити до 1000-1200м/хв.

Процес видавлювання здійснюється в дуже короткий проміжок часу ($\frac{1}{15} \div \frac{1}{60}$ сек) і тепло не встигає передатися інструменту.

При зворотному способі плинність металу відбувається в напрямку, зворотному прикладанню сили тиску, тобто у зворотний бік робочого ходу повзуна. Цим способом виготовляють вироби круглої, квадратної, прямокутної, овальної і іншої складної форми з однаковим поперечним перерізом по всій довжині, діаметром від 8 до 100мм, товщиною стінок від 0,08 до 1,5мм і висотою до 300мм. При малих діаметрах відношення висоти до діаметру не повинна перевищувати $6 \div 8$.

Операція зворотного видавлювання проводиться таким чином. На дно матриці кладуть плоску заготовку. Між пуансоном і матрицею є зазор, рівний товщині стінки пустотілого виробу. Під дією удару пуансона об заготовку метал тече вгору між стінками матриці і пуансона. Видавлена деталь

залишається на пуансоні і при зворотному його русі скидається за допомогою знімача або стисненого повітря, що надходить через пуансон. Для зменшення тертя пуансон має поясок на робочій частині.

Розвинутий в даному випадку тиск набагато більше, ніж при прямому видавлюванні. Крім того, зі зменшенням товщини стінок виробу необхідний тиск збільшується обернено пропорційно цій товщині. Теплоутворення при зворотному видавлюванні також використовується.

Комбінований спосіб видавлювання є комбінацією прямого і зворотного способів видавлювання. Металу тече одночасно в напрямку прикладання сили тиску і в зворотному напрямку. Застосовується для виготовлення порожнистих виробів складної форми, циліндричних, овальних, багатограних, з відростками різного профілю і багатьох інших.

Товщина стінок деталі залежить від зазору між матрицею і пуансоном. Рівномірна стінка виходить в тому випадку, якщо зазор витриманий по всьому периметру. В відношенні товщини і форми дна деталі представляється більша свобода вибору. Товщина дна вибирається незалежно від товщини стінок деталі, що виготовляється і може коливатися від 0,3мм до декількох міліметрів. При виборі форми дна слід враховувати особливості плинності металу. Різкі і швидкі переходи неприпустимі, так як це ускладнює рівномірний плин металу і сприяє швидкому зносу інструменту в цих місцях.

Для холодного видавлювання в дореволюційній Росії застосовувалися лише м'які метали, такі як свинець і олово, з яких виготовлялися виключно парфумерні тубики. Нині для холодного видавлювання застосовують чистий алюміній (марки А00, А0, А1), мідь (марки М1, М2, М3), цинк (марки Ц0, Ц1, Ц2), деякі алюмінієві сплави типу дюралюмінію (Д16), мідно-цинкові типу латуні (марки Л62, Л63).

Чисті метали призначається для тонкостінних і складної форми виробів, а сплави – для виробів більш товстостінних і простіших за формою.

Кращими з точки зору обробки після свинцю і олова є чистий алюміній марки А00. Застосування алюмінієвих та інших сплавів обмежується міцністю інструменту. Чим чистіше метал, тим процес видавлювання протікає краще і з меншими витратами енергії, а вироби виходять високої якості і не вимагають подальшої обробки.

Хороші результати дає обробка видавлюванням алюмінію, покритого міддю гальванічним способом, а також видавлюванням луджених свинцевих тубиків. Можливе отримання видавлюванням виробів з біметалевих матеріалів, поверхня яких покрита захисною протикорозійною плівкою.

Для холодного видавлювання застосовуються також сталі, що володіють можливо низькою межею плинності, малою схильністю до зміцнення і достатньою пластичністю.

Для переважної більшості сталевих деталей, що виготовляються холодним видавлюванням, застосовуються низько вуглецеві і низько леговані конструкційні сталі і тільки в окремих випадках середньо вуглецеві і середньо леговані сталі. Це пояснюється високим опором деформуванню останніх сталей, що призводить до зниження стійкості інструменту.

Сталі холодного видавлювання можна розділити на три основні групи: перша – з низьким опором деформуванню (м'які сталі); друга – із середнім опором деформуванню (сталі середньої твердості); третя – сталі з високим опором деформуванню (тверді).

Експериментальними даними встановлено, що групу м'яких сталей досить повно характеризує сталь 10, сталей середньої твердості - сталі 15X, 20X, групу твердих – сталі 45, 40X.

Крім того, в ряді випадків, холодним видавлюванням виготовляють деталі з нержавіючих і жароміцних сталей і сплавів за кілька переходів при малому ступені деформації, із застосуванням відпалювання напівфабрикату між операціями.

Однак, застосування цих матеріалів досить обмежене внаслідок їх схильності до інтенсивного обертання в процесі деформації, а також необхідності підбору спеціальних мастил і покриттів (солей щавлевої кислоти ті інше).

Найбільш істотне значення при холодному видавлюванні має вміст вуглецю в сталі. Збільшенні вмісту вуглецю на 0,1% призводить до збільшення опору деформації при видавлюванні в середньому на 10-20кг/мм² (в залежності від марки сталі і ступеня деформації).

Легуючі елементи і домішки також значно впливають на властивості сталі. Проте, вплив легуючих елементів на механічні властивості значно менше, ніж вуглецю. Деяким спрощенням можна вважати те, що збільшення вмісту в конструкційних сталях легуючих елементів на 1% рівноцінно зміни вмісту вуглецю на 0,05-0,1%.

На підвищення опору деформації впливають не тільки легуючі елементи, але і шкідливі домішки, наприклад, сірка і фосфор. З підвищенням вмісту азоту сильно зростає крихкість сталі і межа міцності.

Зміст ряду елементів в сталях, кількість і властивості останніх істотно залежить від способу виробництва даної сталі.

Ступінь розкислення також впливає на якість сталі. З точки зору пластичних властивостей і опору деформації кращі результати повинна давати кипляча сталь, що містить невелику кількість кремнію. Однак, ця сталь, як правило, досить неоднорідна по хімічному складу внаслідок великої зональна ліквідації та забруднена включеннями з газовими порами.

Спокійна сталь має більш рівномірний хімічний склад по перетину відливок і рівномірний розподіл неметалевих включень.

Напівспокійні сталі займають проміжне становище.

Крім того, ступінь розкислення помітно змінює деякі показники механічних властивостей сталі. Так, наприклад, ударна в'язкість у киплячій сталі в $2,5 \div 3,5$ разів нижче, ніж у напівспокійній і спокійній сталі при однаковому її хімічному складі.

Проте, пресування стрижнів з головкою і стаканів з цих сталей при ступені деформації $\Delta \epsilon = 0,65 \div 0,75$, не показала суттєвої різниці в доданих зусиллях, а також в пластичності сталі.

Зміст в сталі неметалічних включень також впливає на її властивості. Зазвичай ці включення є шлаками, продуктами розкислення, продуктами взаємодії між ними, газовими бульбашками (в спокійній і напівспокійній сталях). Великі нерівномірно розподілені включення або скупчення дрібних включень є причиною зниження пластичності і можуть служити джерелом утворення тріщин при видавлюванні таких деталей, як стакани, втулки, зубчасті колеса.

Тому кількість і характер включень в сталі для холодного видавлювання слід обмежувати.

З метою підвищення стійкості інструменту і подальшого розвитку процесу холодного видавлювання доцільно розробити кольорові метали і сталі, спеціально призначені для цього процесу.

3.2 Теоретичні основи процесу холодного видавлювання.

3.2.1 Напружено-деформований стан при видавлюванні.

Багато металів під дією певного силового впливу більшою чи меншою мірою деформуються, причому зміна форми відбувається без порушення цілісності металу. Деформування відбувається за рахунок ковзання окремих кристалітів, з яких складається структура металу. Отже, пластичність металу ґрунтується на властивості кристалів допускати при певних навантаженнях

ковзання в певних напрямках без порушення цілісності взаємно ковзаючих шарів. При видавлюванні ці властивості широко використовують.

Перехід тіла з вільного стану в пружне, а потім в пластичне здійснюється під дією виникаючих в тілі напружень, що є наслідком впливу зовнішніх сил, в тому числі і сили тертя. Цей перехід відбувається, як правило, не в повному об'ємі тіла одночасно, а в першу чергу в певних зонах – осередках деформації. При холодному видавлюванні осередок деформації розвивається поблизу калібруючого зазору.

Будь-який нескінченно малий елемент, виділений в осередку деформації, відчуває дію навколишнього металу або стінок інструменту, що приводить до його формозміни.

У загальному випадку, напружений і деформований стан в будь-якій точці тіла визначається тензором напружень і тензором деформацій. Тензор напружень T_σ є сукупністю нормальних σ і дотичних τ напружень, діючих за трьома взаємно перпендикулярними майданчикам нескінченно малого елемента тіла, або що те ж саме, в напрямку осей x, y, z . Тензор деформації T_ε є сукупність лінійних ε і кутових γ деформацій, що відбуваються за тими ж майданчикам виділеного елемента.

Тензор напружень можна представити як суму двох тензорів: кульового тензора і девіатора напруги:

$$T_\sigma = [T_\sigma^\circ] + [D_\sigma]. \quad (3.01)$$

Девіатору напруги відповідає зміна форми елемента тіла без зміни об'єму, тобто пластична формозміна.

Кульової тензор напруги $[T_\sigma^\circ]$ виражає собою виділений із загального напруженого стану середнє всебічне рівномірне розтягування або стиснення.

$$T_\sigma = \begin{vmatrix} \sigma_{\text{ср}} & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{\text{ср}} & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_{\text{ср}} \end{vmatrix} \quad (3.02)$$

Йому відповідає зміна об'єму тіла. Величина $\sigma_{\text{ср}} = \frac{\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z}{3}$ називається середнім (або гідростатичним) тиском в точці.

При деформації кристалічної структури металу при видавлюванні необхідно, щоб діючі дотичні напруги або різниця головних напруг досягали

певного граничного значення (K_f), які зазвичай визначаються як істинна напруга при лінійному статичному розтягуванні.

Таким чином, при видавлюванні справедливою є умова пластичності, за якою

$$\sigma_z - \sigma_x = K_f = 2T_{max}; \quad (3.03)$$

де σ_z - напруга стиснення, діюча уздовж осі;

σ_x - напруга стиснення, діюча в поперечному напрямку;

$\sigma_x = \sigma_y$.

Тіло або його частина переходить в пластичний стан тоді, як інтенсивність напружень стає рівною межі плинності:

$$\sigma_i = \sqrt{\frac{1}{2}(\sigma_x - \sigma_y)^2 + \frac{1}{2}(\sigma_y - \sigma_z)^2 + \frac{1}{2}(\sigma_z - \sigma_x)^2 + 3\tau_{xy}^2 + 3\tau_{yz}^2 + 3\tau_{zx}^2} = \sigma_T. \quad (3.04)$$

Дослідами встановлено, що зі збільшенням напруги всебічного стиснення (збільшення $[T_\sigma]$) пластичність матеріалів (здатність змінювати форму без руйнування) збільшується; наприклад, при великих значеннях гідростатичного тиску стиснення величина граничної пластичної деформації одноосного розтягу, а крихкі в звичайних умовах матеріали поведуться як пластичні.

3.2.2 Кінематика процесу видавлювання.

Сучасний стан теорії обробки металу тиском дозволяє з достатнім ступенем вірогідності описати схеми напружено-деформованого стану при видавлюванні осесиметричних деталей.

Розрізняють чотири стадії холодного зворотного видавлювання.

В першій стадії процесу пуансон осаджує заготовку до повного заповнення обсягу між пуансоном і матрицею. Ця стадія характеризується зміцненням металу, що знаходиться між пуансоном і матрицею, а також вибиранням всіх зазорів, наявних в системі головного виконуючого механізму преса.

Перша стадія називається початком видавлювання.

Друга стадія зворотного видавлювання характеризується подоланням внутрішніх сил опору і сил тертя об інструмент, зростанням внутрішніх

напружень і різким зростанням зусилля видавлювання. Метал витікає в зазор між матрицею і пуансоном, виникає осередок деформації поблизу робочої частини пуансона.

Зусилля видавлювання в другій стадії зростає через величину тертя по мірі просування металу по пуансону до тих пір, поки він не пройде ширини пояску пуансона. Після заповнення вхідної і калібруючої порожнин формування осередку деформації закінчується.

Друга стадія носить назву початок сталого процесу.

В третій стадії зворотного видавлювання осередок деформації зберігає свою форму розміри і безперервно переміщується по висоті заготовки, залишаючись на постійній відстані від гнітючої поверхні пуансона.

Як показали проведені експерименти, зусилля в третій стадії падає на $20 \div 35\%$ за рахунок теплового ефекту деформації.

Третя стадія носить назву усталеного процесу

Четверта стадія відноситься до подальшого вдавнення пуансона в заготовку для отримання товщини дна стакану близького до товщини стінки. В цій стадії зусилля різко зростає через наростання сили тертя між дном матриці, заготовкою і пуансоном, а також різким перегином лінії плинності, тобто вимушеному відхиленні їх від пріоритетних напрямків зрушень в полікристалічному матеріалі, усталеного в третій стадії процесу.

Зусиль видавлювання на четвертій стадії може бути в два рази більше зусилля на другій стадії.

3.2.3 Питоме зусилля деформування при холодному видавлюванні.

Для визначення питомого зусилля при холодному видавлюванні циліндричним пуансоном необхідно виходити з припущення, що ця операція аналогічна операції закритої прошивки.

При видавлюванні метал, як і при прошивці, тече в кільцевий зазор між торцем пуансона і матрицею. При цьому утвореній трубчастій частини заготовки деформація не відбувається і ця частина лише пересувається під впливом деформованого металу, що безперервно надходить в трубчасту частину на рівні торця пуансона.

При циліндричному пуансоні метал не обходить країв його торця у напрямку до осі пуансона.

Питоме зусилля, необхідне для видавлювання металу в зазор між матрицею і пуансоном, визначається наступним чином.

В разі прямого видавлювання питоме зусилля, необхідне для переходу металу в отвір матриці, визначається формулою

$$P = \sigma_s \ln \frac{F}{f}. \quad (3.05)$$

В даному випадку в цій формулі під площею F слід мати на увазі площу матриці $\frac{\pi D^2}{4}$, а під площею f – кільцеву площу f_K .

$$f_K = \frac{\pi D^2}{4} - \frac{\pi d^2}{4} = F - f, \quad (3.06)$$

причому f тут уже площа поперечного перетину пуансону.

Крім того, зусилля видавлювання слід віднести до площі пуансона f . Отже, питоме зусилля збільшується у відношенні $\frac{F}{f}$. Враховуючи зазначене, можна отримати питомий зусилля, необхідне тільки для плину металу в зазор між пуансоном і матрицею:

$$P' = \sigma_s \cdot \frac{F}{f} \cdot \ln \frac{F}{F-f}. \quad (3.07)$$

Крім того, під пуансоном осаджується циліндричний обсяг металу діаметром d і висотою h при наявності бокового тиску.

При прямому видавлюванні питоме зусилля, виражене формулою (3.05) спрямоване паралельно осі z . Його одночасно можна вважати напругою σ_z , а бічну (радіальну) напругу σ_ρ по абсолютній величині більше σ_z . Тому, використовуючи наближену умову пластичності, можна написати:

$$[\sigma_\rho] = \sigma_s \ln \frac{F}{f} + \sigma_s = \sigma_s \left(1 + \ln \frac{F}{f_K} \right). \quad (3.08)$$

Тепер, знаючи бічний тиск на поверхню осаджуваного циліндру, можна отримати питоме зусилля P'' , необхідне для осаджування.

$$P'' = \sigma_s \left[1 + \left(1 + \ln \frac{F}{f_K} \right) + \frac{1}{6} \frac{d}{h} \right] = \sigma_s \left(2 + \ln \frac{F}{f_K} + \frac{1}{6} \frac{d}{h} \right). \quad (3.09)$$

І отже, повне питоме зусилля зворотного видавлювання буде $P = P' + P''$

$$P = \sigma_s \left[2 + \left(1 + \frac{F}{f_K} \right) \ln \frac{F}{F-f} + \frac{1}{6} \frac{d}{h} \right] \quad (3.10)$$

або, ввівши відношення $\frac{F}{f}$, отримаємо:

$$P = \sigma_s \left[2 + \left(1 + \frac{F}{f_K} \right) \ln \frac{\frac{F}{f}}{\frac{F}{f}-1} + \frac{1}{6} \frac{d}{h} \right] \quad (3.11)$$

В формулі (3.11) останній член збільшується по мірі зменшення h . Таким чином, формула показує безперервне збільшення питомого зусилля видавлювання при русі пуансону. Але фактично, як можливо було переконатися в цьому раніше, цього не відбувається і питоме зусилля починає зростати лише при досить малих значеннях h . Це показує, що осередок деформації під торцем пуансону не поширюється на значну глибину.

3.3 Опис конструкції штампу для холодного видавлювання з напрямком пуансону по матриці.

Використання штампів з напрямком пуансона по матриці найбільш ефективно для отримання невисоких деталей типу втулок і стаканів. На таких штампах вдається виготовити деталі з різними стінками, не перевищуючи $0,05 \div 0,1$ мм. Напрямних колонок такі штампи не мають. Для компенсації неточності положення верхньої половини штампа (повзуна) опору пуансона роблять у вигляді двох самовстановлюючихся сферичних прокладок.

Іноді застосовують і плоскі опори. Пуансон в цьому випадку закріплюється в верхній половині штампів з зазором по діаметру. Направляючу частину пуансона виконують по діаметру матриці сполученням А/С. Верхня частина матриці має західний конус. До початку пресування пуансон утримується і направляється матрицею на довжині $0,5d$ і більш. Іноді застосовується напрямок по спеціальному рухомому кільцю, встановленому зверху матриці. Використання такої системи направлень при видавлюванні високих деталей типу втулок і стаканів веде до значного подовження пуансона, що вкрай небажано, так як зменшує їх подовжню стійкість. Крім того, зростає хід виштовхування деталі з матриці і закрита висота штампа.

3.4 Характеристика виготовлення великогабаритних стаканів методами витяжки і зворотного холодного видавлювання.

3.4.1 Визначаємо розмір заготовки для витягування.

Технологічний процес витяжки деталі з алюмінію нічим не відрізняється від витяжки сталевих деталей.

По таблицям [1] визначаємо розмір заготовки.

$$D = \sqrt{d^2 + 4dh} = \sqrt{84,5^2 + 4 \cdot 84,5 \cdot 220} = \sqrt{81500} = 286 \text{ мм.}$$

Відносна висота:

$$\frac{h}{d} = \frac{220}{84,5} = 2,6;$$

По таблицям [1] визначаємо коефіцієнт загального ступеня витяжки:

$$K = \sqrt{1 + 4 \frac{h}{d}} = \sqrt{1 + 4 \cdot 2,6} = \sqrt{11,4} = 3,38.$$

Коефіцієнт загальної витяжки:

$$m = \frac{d}{D} = \frac{1}{K} = \frac{1}{3,38} = 0,296.$$

Відносна товщина заготовки:

$$\frac{s}{d} \cdot 100 = \frac{0,5 \cdot 100}{286} = 0,175$$

По таблицям [1] кількість операцій витяжки дорівнює 4.

Коефіцієнти витяжки по переходах для алюмінію беруться на 1,5÷2% менше, ніж для сталі, і рівні:

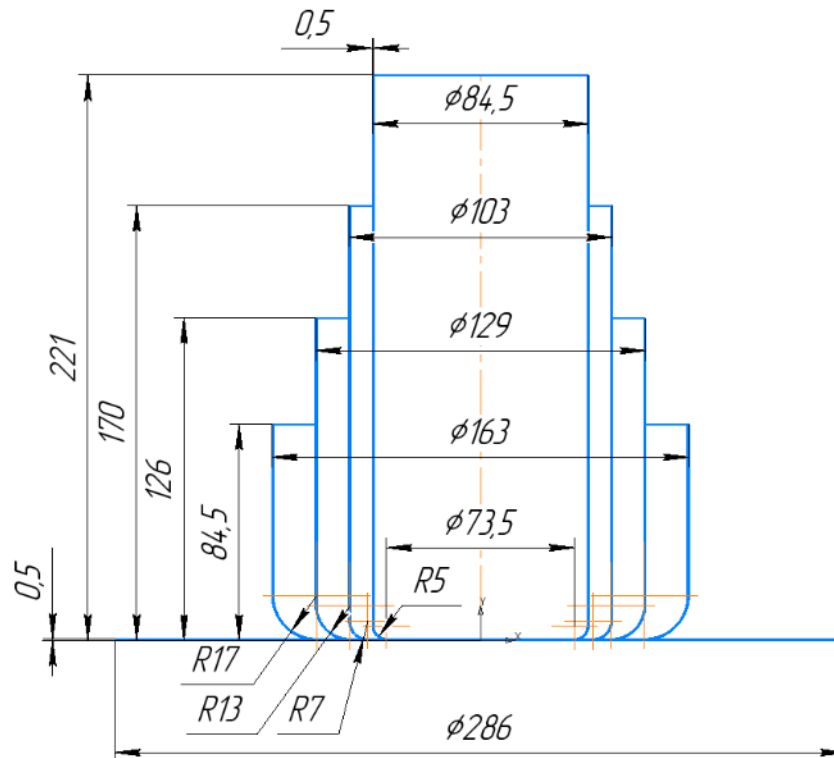
$$m_1 = 0,57; \quad m_2 = 0,79; \quad m_3 = 0,8; \quad m_4 = 0,82.$$

Найбільшу відносну глибину витяжки $\frac{h}{d}$ приймаємо:

$$\frac{h_1}{d_1} = 0,45; \quad \frac{h_2}{d_2} = 0,83; \quad \frac{h_3}{d_3} = 1,3; \quad \frac{h_4}{d_4} = 2,6.$$

Визначаємо діаметри і висоти переходу витяжки по таблицям [1]:

$$\begin{aligned} d_1 &= 0,57D = 0,57 \cdot 286 = 163 \text{ мм}; \\ h_1 &= 0,25 \left(\frac{D}{m_1} - d_1 \right) = 0,25 \left(\frac{286}{0,57} - 163 \right) = 84,5 \text{ мм}; \\ d_2 &= 0,79d_1 = 0,79 \cdot 163 = 129 \text{ мм}; \\ h_2 &= 0,25 \left(\frac{D}{m_1 m_2} - d_2 \right) = 0,25 \cdot \left(\frac{286}{0,57 \cdot 0,79} - 129 \right) = 126 \text{ мм}; \\ d_3 &= 0,8d_2 = 0,8 \cdot 129 = 103 \text{ мм}; \\ h_3 &= 0,25 \left(\frac{D}{m_1 m_2 m_3} - d_3 \right) = 0,25 \cdot \left(\frac{286}{0,57 \cdot 0,79 \cdot 0,8} - 103 \right) = 170 \text{ мм}; \\ d_4 &= 84,5 \text{ мм}; \\ h_4 &= 0,25 \left(\frac{D}{m_1 m_2 m_3 m_4} - d_4 \right) = 0,25 \cdot \left(\frac{286}{0,57 \cdot 0,79 \cdot 0,8 \cdot 0,82} - 84,5 \right) = 221 \text{ мм}; \end{aligned}$$



Визначення зусилля витяжки.

Зусилля витяжки на першій операції:

$$P_1 = \pi \cdot d_1 \cdot S \cdot \sigma_B \cdot k_1 = 3,14 \cdot 163,5 \cdot 0,5 \cdot 35 \cdot 1,1 = 9900 \text{ кг} = 9,9 \text{ т}.$$

Зусилля витяжки на другій операції:

$$P_2 = \pi \cdot d_2 \cdot S \cdot \sigma_B \cdot k_2 = 3,14 \cdot 129 \cdot 0,5 \cdot 35 \cdot 1 = 7000 \text{ кг} = 7 \text{ т.}$$

Зусилля витяжки на третій операції:

$$P_3 = \pi \cdot d_3 \cdot S \cdot \sigma_B \cdot k_{13} = 3,14 \cdot 103 \cdot 0,5 \cdot 35 \cdot 0,99 = 5700 \text{ кг} = 5,7 \text{ т.}$$

Зусилля витяжки на четвертій операції:

$$P_4 = \pi \cdot d_4 \cdot S \cdot \sigma_B \cdot k_4 = 3,14 \cdot 84,5 \cdot 0,5 \cdot 35 \cdot 0,9 = 4600 \text{ кг} = 4,6 \text{ т.}$$

При витяжці циліндричних деталей на пресах подвійної дії з жорстким притискачем важливий не тиск, а встановлення мінімально необхідного для даної товщини листа зазору, що не перетискає заготовку, але який перешкоджає утворенню складок.

Виходячи з габаритів штампованих деталей, для витяжки вибирається прес подвійної дії типу К-460"Б".

3.4.2 Визначаємо розмір заготовки для холодного видавлювання.

Об'єм порожнистого стакану дорівнює:

$$V = \pi(H - t) \left[\frac{D_1^2}{4} - \frac{D_2^2}{4} \right] + \pi \cdot t \cdot \frac{D_1^2}{4} = 3,14 \cdot (220 - 0,5) \cdot \left[\frac{84,5^2}{4} - \frac{83,5^2}{4} \right] + 3,14 \cdot 0,5 \cdot \frac{84,5^2}{4} = 40000 + 2940 = 42940 \text{ мм}^3$$

Площа заготовки в плані:

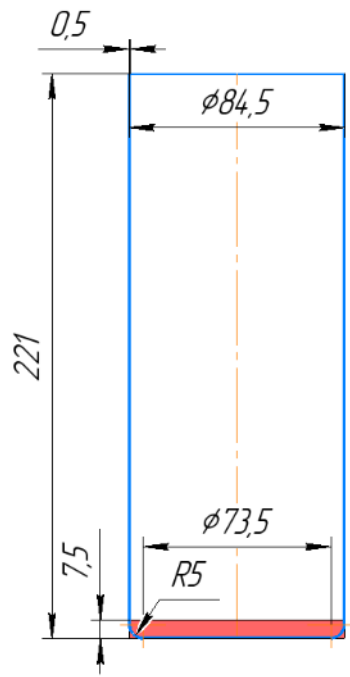
$$S = \pi \cdot \frac{D_1^2}{4} = 3,14 \cdot \frac{84,5^2}{4} = 5880 \text{ мм}^2$$

Так, як $V = S \cdot h$, то h – товщина заготовки, що дорівнює

$$h = \frac{V}{S} = \frac{42940}{5880} = 7,3 \text{ мм.}$$

Приймаємо товщину заготовки 7,5 мм. В якості заготовки береться алюмінієвий пруток $\varnothing 84,5 \text{ мм}$ і висотою 7,5 мм.

Як вказувалося вище, для видавлювання стакану вибирається кривошипний прес простої дії фірми «Пельс» модель DCe 800/1250/



Зусилля видавлювання 650т, потужність, що розвивається електродвигуном, 44кВт.

3.4.3 Визначення роботи, потужності і швидкості при витягуванні.

Робота витяжки визначається за такою формулою [1]

$$A = \frac{P_{ср} h}{1000} = \frac{c \cdot P_{max} \cdot h}{1000};$$

де h - глибина витяжки робота в мм;

$c = 0,7$ (коефіцієнт роботи).

Робота при першій витяжці:

$$A_1 = \frac{0,7 \cdot 10000 \cdot 84,5}{1000} = 590 \text{ кгм.}$$

Робота при другій витяжці:

$$A_2 = \frac{0,7 \cdot 7000 (126 - 84,5)}{1000} = 204 \text{ кгм.}$$

Робота при третій витяжці:

$$A_3 = \frac{0,7 \cdot 5700(170-126)}{1000} = 175 \text{ кгм.}$$

Робота при четвертій витяжці:

$$A_4 = \frac{0,7 \cdot 4600(220-176)}{1000} = 161 \text{ кгм.}$$

Ефективна (корисна) потужність витяжки визначається за операціями:

$$N_{\text{э}} = \frac{A \cdot n}{60 \cdot 75} \text{ л. с.}$$

де A - робота;

n - число ходів в хвилину (для преса К-460"Б" $n = 20$).

Тоді

$$N_{\text{э}1} = \frac{590 \cdot 20}{60 \cdot 75} = 2,64 \text{ л. с.}$$

$$N_{\text{э}2} = \frac{204 \cdot 20}{60 \cdot 75} = 0,91 \text{ л. с.}$$

$$N_{\text{э}3} = \frac{175 \cdot 20}{60 \cdot 75} = 0,78 \text{ л. с.}$$

$$N_{\text{э}4} = \frac{161 \cdot 20}{60 \cdot 75} = 0,715 \text{ л. с.}$$

Потужність на маховику (з урахуванням к.к.д.) визначається за такою формулою:

$$N_1 = k \cdot \frac{N_{\text{э}}}{\eta} = 1,3 \cdot \frac{2,64}{0,7} = 4,9 \text{ л. с.}$$

де $k = 1,3$ - коефіцієнт нерівномірності;

$\eta = 0,7$ - к.к.д. преса потужність.

$$N_2 = 1,69 \text{ л. с.}$$

$$N_3 = 1,45 \text{ л. с.}$$

$$N_4 = 1,33 \text{ л. с.}$$

Потужність електродвигуна:

$$N_{\text{М}} = \frac{N}{\eta \cdot 1,36} = \frac{N}{0,85 \cdot 1,36} = \frac{N}{1,15};$$

де $\eta=0,85$ – к.к.д. передачі до електродвигуна.

Тоді

$$N_{M1} = \frac{4,9}{1,15} = 4,26 \text{кВт.}$$

$$N_{M2} = \frac{1,69}{1,15} = 1,47 \text{кВт.}$$

$$N_{M3} = \frac{1,45}{1,15} = 1,26 \text{кВт.}$$

$$N_{M4} = \frac{1,33}{1,15} = 1,15 \text{кВт.}$$

Визначаємо швидкість витяжки та розглянемо її вплив на процес глибокої витяжки.

Швидкість залежить від кута повороту кривошипа до моменту початку витяжки і визначається такою спрощеною формулою:

$$V = 0,105n\sqrt{h(H - h)}$$

де V - швидкість повзуна на початку витяжки в мм/с (рекомендується до 500мм/с);

h - робоча частина ходу в мм (від початку деформації)

H - величина ходу преса в мм ; $H = 420$ мм.

Тоді

$$V_1 = 0,105 \cdot 20 \cdot \sqrt{84,5(420 - 84,5)} = 354 \text{ мм/с;}$$

$$V_2 = 0,105 \cdot 20 \cdot \sqrt{126(420 - 126)} = 403 \text{ мм/с;}$$

$$V_3 = 0,105 \cdot 20 \cdot \sqrt{170(420 - 170)} = 434 \text{ мм/с;}$$

$$V_4 = 0,105 \cdot 20 \cdot \sqrt{220(420 - 220)} = 448 \text{ мм/с.}$$

Швидкість витяжки і її вплив на процес глибокої витяжки недостатньо вивчені.

Окремі досліди свідчать про можливість деякого збільшення числа ходів преса без погіршення умов витяжки.

Радіуси заокруглень і зазори при витяжці.

Радіуси заокруглень кромок витяжних матриць значно впливають на процес витяжки. Від них залежить:

- а) напруга в деформованих матеріалах і зусилля витяжки;
- б) величина допустимого коефіцієнта витяжки;
- в) утворення обривів або складок.

По таблицям [1] для витяжки порожнистих деталей з відносною товщиною заготовок $\frac{S}{D} \cdot 100 = 0,3 \div 0,1$ (в нашому випадку 0,175), рекомендується радіус заокруглення кромок матриць вибрати в межах $(10 \div 15) S$. Приймаємо $r_M = 10 S = 10 \cdot 0,5 = 5$ мм.

На перших трьох операціях приймаємо кут кромок рівний 30° .

Таким же чином приймаємо радіуси заокруглень і для пуансонів.

Для першої витяжки при $\frac{S}{D} \cdot 100 < 0,3$ радіус заокруглення пуансона приймається рівним $2r_M = 2 \cdot 5 = 10$ мм.

Для проміжних витяжок (другої і третьої) радіус заокруглення пуансона приймається рівним половині зменшення діаметра витяжки на даній операції,

тобто

$$r_{п2} = \frac{163-129}{2} = 17 \text{ мм};$$

$$r_{п3} = \frac{129-103}{2} = 13 \text{ мм}.$$

Радіус заокруглення пуансона на останній операції дорівнює радіусу деталі, тобто $r_{п4} = 5$ мм.

Зазори визначаємо за формулами [1]

Для першої витяжки односторонній зазор:

$$z = S+2a = S+a+b = 0,5+0,1+0,1 = 0,7 \text{ мм}.$$

Для проміжних витяжок (другої і третьої):

$$z = S+b+2a = 0,5+0,1+2 \cdot 0,1 = 0,8 \text{ мм}.$$

Для останньої(четвертої) витяжки:

$$z = S+a = 0,5+0,1 = 0,6 \text{ мм}.$$

3.4.4 Змащення при витяжці

Призначення мастила при витяжці і видавлюванні полягає в зменшенні тертя між матеріалами і інструментом, зниження напруги в металі і запобіганню штампів і виробів від налипання, задирів і подряпин.

Мастило повинно:

- а) створювати міцну плівку;
- б) давати добре прилипання;
- в) легко видаляться з поверхні металу;
- г) не псувати механічно і хімічно інструмент і деталі;
- д) бути хімічно стійкою і нешкідливою.

Для алюмінію коефіцієнт тертя залежить від мастила в такий спосіб: при витяжці без мастила $\mu = 0,25$; при витяжці з мінеральним мастилом $\mu = 0,15$; при витяжці з мастилом з наповнювачем $\mu = 0,1$.

Для витяжки виробів з алюмінію рекомендується вживати для змащення рослинне (соєве) мастило, технічний вазелін.

3.4.5 Змащення при холодному видавлюванні

Мастила, що застосовуються при холодному видавлюванні, крім вимог, перерахованих вище, повинні задовольняти ще двом: витримувати високі робочий тиски і не втрачати в'язкості при нагріванні.

За експериментальними даними при холодному видавлюванні алюмінієвих стаканів найкращі результати дає застосування таких мастил:

- а) тваринні жири (бараняче сало, кістковий, свинячий)
- б) жирова емульсія в складі 0,9кг тальку, 1,1кг циліндрового мастила, 0,03кг гліцерину, 0,3кг топленого сала, і 10л чотири хлористого вуглецю;
- в) суміш в складі 75% циліндрового мастила і 25% бджолиного воску.

3.4.6 Силовий режим витяжки.

Хід повзуна в залежності від кута повороту кривошипа α визначаємо за формулою:

$$S = R \left[(1 - \cos \alpha) + \frac{1}{\lambda} (\sqrt{1 - \lambda^2 \sin^2 \alpha}) \right]$$

де $R = 210\text{мм}$ - радіус кривошипа;

$\alpha = 1400\text{мм}$ - довжина шатуна

$$\lambda = \frac{R}{\alpha} = \frac{210}{1400} = 0,15.$$

Визначаємо значення $S=f(\alpha)$ через кожні 10° від 0° до 180° і результаті обчислень зводимо в таблицю 3.1.

Таблиця 3.1.

№ п/п	Кут $\alpha,^\circ$	$\cos \alpha$	1- $\cos \alpha$	$\sin \alpha$	$\sqrt{1 - \lambda^2 \sin \alpha}$	$\frac{1}{\lambda} \left(\sqrt{1 - \lambda^2 \sin \alpha} \right)$	S, мм
1	2	3	4	5	6	7	8
1	10	0,985	0,015	0,174	0,997	0,02	3,53
2	20	0,94	0,06	0,342	0,995	0,03	13,3
3	30	0,866	0,134	0,5	0,994	0,04	29
4	40	0,766	0,234	0,643	0,993	0,042	47,6
5	50	0,643	0,357	0,766	0,99	0,046	75,5
6	60	0,5	0,5	0,866	0,988	0,08	122
7	70	0,342	0,658	0,94	0,986	0,1	159
8	80	0,174	0,826	0,985	0,983	0,11	175
9	90	0	1	1	0,98	0,13	237
10	100	-0,174	1,74	0,985	0,983	0,11	270
11	110	-0,342	1,342	0,94	0,986	0,1	302
12	120	-0,5	1,5	0,866	0,988	0,08	332
13	130	-0,643	1,643	0,766	0,99	0,046	354
14	140	-0,766	1,766	0,643	0,993	0,042	380
15	150	-0,866	1,866	0,5	0,994	0,04	396
16	160	-0,94	1,94	0,342	0,995	0,03	413
17	170	-0,985	1,985	0,174	0,997	0,02	418
18	180	-1	2	0	1	0	420

Швидкості повзуна в залежності від кута повороту кривошипа α визначаються за такою формулою:

$$V = wR \left(\sin \alpha + \frac{\lambda}{2} \sin 2\alpha \right);$$

де $w = \frac{\pi \cdot n}{30} = \frac{3,14 \cdot 20}{30} = 2,1 \text{ рад/с}$

Результати обчислень зводимо в таблицю 3.2.

Таблиця 3.2

№ п/п	Кут $\alpha, ^\circ$	$\sin \alpha$	$\sin 2\alpha$	$\frac{\lambda}{2} \sin 2\alpha$	$V, \text{ мм/с}$
1	2	3	4	5	6
1	10	0,174	0,342	0,026	8,8
2	20	0,342	0,643	0,048	17,2
3	30	0,5	0,866	0,065	24,5
4	40	0,643	0,985	0,074	31,4
5	50	0,766	0,985	0,074	37
6	60	0,866	0,866	0,065	41
7	70	0,94	0,643	0,048	43,4
8	80	0,985	0,342	0,026	48,5
9	90	1	0	0	44
10	100	0,985	-0,342	-0,026	42,2
11	110	0,94	-0,643	-0,048	39,4
12	120	0,866	-0,866	-0,065	35,4
13	130	0,766	-0,985	-0,074	30,3
14	140	0,643	-0,985	-0,074	25
15	150	0,5	-0,866	-0,065	19,2
16	160	0,342	-0,643	-0,048	13
17	170	0,174	-0,342	-0,026	6,5
18	180	0	0	0	0

Максимальна швидкість повзуна визначається по залежності:

$$V_{max} = wR(1 + \lambda^2)\sqrt{1 + \lambda^2} = 2,1 \cdot 21 \cdot 1 \cdot 0,2 \cdot 1,0225 = 48,5 \text{ см/с},$$

що відповідає куту повороту кривошипа, рівному 80° .

Згідно таблиці 3.2, куту повороту кривошипа 80° відповідає хід повзуна $S = 175 \text{ мм}$.

Прискорення повзуна в залежності від кута повороту кривошипа визначається наступною залежністю:

$$a = w^2 R (\cos \alpha + \lambda \cos 2\alpha).$$

Результати обчислення зводимо в таблицю 3.3.

Таблиця 3.3.

№ п/п	Кут $\alpha, ^\circ$	$\cos \alpha$	$\cos 2\alpha$	$\lambda \cos \alpha$	a, см/с
1	2	3	4	5	6
1	10	0,985	0,94	0,14	92
2	20	0,94	0,766	0,115	88,5
3	30	0,866	0,5	0,075	87,3
4	40	0,766	0,174	0,026	73,5
5	50	0,643	-0,174	-0,026	57
6	60	0,5	-0,5	-0,075	39,5
7	70	0,342	-0,766	-0,225	21
8	80	0,174	-0,94	-0,14	3,02
9	90	0	-1	-0,15	-14
10	100	-0,174	-0,94	-0,14	-28,6
11	110	-0,342	-0,766	-0,115	-42,4
12	120	-0,5	-0,5	-0,075	-53,5
13	130	-0,643	-0,174	-0,026	-62,3
14	140	-0,766	0,174	0,026	-68,5
15	150	-0,866	0,5	0,075	-73,2
16	160	-0,94	0,766	0,225	-76,5
17	170	-0,985	0,94	0,14	-78,5
18	180	-1	1	0,15	-79

Максимальне значення прискорення буде при переході через крайнє положення при куті повороту кривошипа $\alpha = 0$.

$$a_{max} = w^2 R = 2,1^2 \cdot 2,1 = 93 \text{ см/с}^2.$$

Наведений радіус крутного моменту кривошипно-шатунного механізму визначаємо за формулою:

$$m_k = m_k^\alpha + m_k^f,$$

де $m_k^\alpha = R \left(\sin \alpha + \frac{\lambda}{2} \sin 2\alpha \right)$ - змінна частина наведеного радіуса;

$m_k^f = f[(1 + \lambda)r_A + \lambda r_B + r_0]$ - постійна частина наведеного радіуса.

$f = 0,5$ – коефіцієнт тертя в опорах;

$r_A = 7 \text{ см}$, $r_B = 6 \text{ см}$, $r_0 = 7 \text{ см}$ - радіуси опорних шийок.

$$m_k^f = 0,5[(1 + 0,15) \cdot 7 + 0,15 \cdot 6 + 7] = 8 \text{ см} = 0,8 \text{ м}.$$

Крутний момент залежно від кута повороту кривошипа визначається за такою формулою:

$$M_{кр} = P_D \cdot m_k$$

де P_D - зусилля на повзуні.

Результати обчислень зводимо в таблицю 3.4.

Таблиця 3.4

№ п/п	Кут $\alpha, ^\circ$	$\sin \alpha$	$\sin 2 \alpha$	$\frac{\lambda}{2} \sin 2 \alpha$	m_k^α	m_k	$M_{кр},$ КГМ
1	2	3	4	5	6	7	8
1	0	0	0	0	0	8	220
2	10	0,174	0,342	0,026	4,2	12,2	0
3	20	0,342	0,643	0,048	8,15	16,15	0
4	30	0,5	0,866	0,065	11,8	19,8	0
5	40	0,643	0,985	0,074	14,9	22,9	0
6	50	0,766	0,985	0,074	17,6	25,6	0
7	60	0,866	0,866	0,065	19,5	27,5	0
8	70	0,94	0,643	0,048	20,6	28,6	0
9	80	0,985	0,342	0,026	23	31	0
10	90	1	0	0	21	29	0
11	100	0,985	-0,342	-0,026	20,2	28,2	0
12	110	0,94	-0,643	-0,048	18,6	26,6	0
13	120	0,866	-0,866	-0,065	16,8	24,8	0
14	130	0,766	-0,985	-0,074	14,4	22,4	1570
15	140	0,643	-0,985	-0,074	11,9	19,9	1900
16	150	0,5	-0,866	-0,065	9,1	17,1	1500
17	160	0,342	-0,643	-0,048	6,15	14,5	640
18	170	0,174	-0,342	-0,026	3,1	11,1	390
19	180	0	0	0	0	8	220

3.4.7 Силовий режим видавлювання.

Обчислюємо відхилення повзуна від крайнього верхнього положення залежно від кута повороту ексцентрикового вала за такою формулою:

$$S = R \left[(1 - \cos \alpha) + \frac{\lambda}{4} (1 - \cos 2\alpha) \right]$$

де $R = 200\text{мм}$ – ексцентриситет ексцентрика;

$\alpha = 1800\text{мм}$ – довжина шатуна.

$$\lambda = \frac{R}{\alpha} = \frac{200}{1800} = 0,111.$$

Визначаємо значення $S = f(\alpha)$ через кожні 10° кута повороту і результати обчислення зводимо в таблицю 3.5.

Таблиця 3.5.

№ п/п	Кут $\alpha,^\circ$	$\cos \alpha$	$1 - \cos \alpha$	$\cos 2\alpha$	$1 - \cos 2\alpha$	$\frac{\lambda}{4} (1 - \cos 2\alpha)$	$\left[(1 - \cos \alpha) + \frac{\lambda}{4} (1 - \cos 2\alpha) \right]$	S, см
1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	10	0,985	0,015	0,94	0,06	0,002	0,017	0,34
2	20	0,94	0,06	0,766	0,234	0,007	0,067	1,34
3	30	0,866	0,134	0,5	0,5	0,014	0,148	2,96
4	40	0,766	0,234	0,174	0,826	0,023	0,257	5,14
5	50	0,643	0,357	-0,174	1,174	0,032	0,389	7,78
6	60	0,5	0,5	-0,5	1,5	0,041	0,541	10,82
7	70	0,342	0,658	-0,766	1,765	0,049	0,707	14,14
8	80	0,174	0,826	-0,94	1,94	0,053	0,879	17,58
9	90	0	1	-1	2	0,055	1,055	21,1
10	100	-0,174	1,174	-0,94	1,94	0,053	1,793	35,86
11	110	-0,342	1,342	-0,766	1,765	0,049	1,391	27,82
12	120	-0,5	1,5	-0,5	1,5	0,041	1,541	30,82
13	130	-0,643	1,643	-0,174	1,174	0,032	1,675	33,5
14	140	-0,766	1,766	0,174	0,826	0,023	1,789	35,78
15	150	-0,866	1,866	0,5	0,5	0,014	1,88	37,6
16	160	-0,94	1,94	0,766	0,234	0,007	1,947	38,94
17	170	-0,985	1,985	0,94	0,06	0,002	1,987	39,74
18	180	-1	2	1	0	0	2	40

Швидкості повзуна в залежності від кута повороту ексцентрикового вала визначається за такою формулою:

$$V = wR \left(\sin \alpha + \frac{\lambda}{2} \sin 2\alpha \right);$$

де $w = \frac{\pi \cdot n}{30} = \frac{3,14 \cdot 12}{30} = 1,26 \text{ рад/с}$

Результати обчислень зводимо в таблицю 3.6.

№ п/п	Кут $\alpha, ^\circ$	$\sin \alpha$	$\sin 2\alpha$	$\frac{\lambda}{2} \sin 2\alpha$	V, см/с
1	2	3	4	5	6
1	10	0,174	0,342	0,019	4,86
2	20	0,342	0,643	0,035	9,5
3	30	0,5	0,866	0,048	13,8
4	40	0,643	0,985	0,055	17
5	50	0,766	0,985	0,055	20,7
6	60	0,866	0,866	0,048	23
7	70	0,94	0,643	0,035	24,6
8	80	0,985	0,342	0,019	25,3
9	90	1	0	0	25,7
10	100	0,985	-0,342	-0,019	24,4
11	110	0,94	-0,643	-0,035	22,8
12	120	0,866	-0,866	-0,048	20,6
13	130	0,766	-0,985	-0,055	17,9
14	140	0,643	-0,985	-0,055	14,8
15	150	0,5	-0,866	-0,048	11,4
16	160	0,342	-0,643	-0,035	7,74
17	170	0,174	-0,342	-0,019	3,94
18	180	0	0	0	0

Максимальна швидкість повзуна визначається з залежності:

$$V_{max} = wR(1 + \lambda^2)\sqrt{1 + \lambda^2} = 1,26 \cdot 20 \cdot 1,0121 \cdot 1,01 = 26,7 \text{ см/с},$$

що відповідає куту повороту кривошипа, рівному 90° .

Згідно таблиці 3.5, куту $\alpha = 90^\circ$, відповідає хід повзуна $S = 21,1 \text{ см}$.

Прискорення повзуна залежності від кута повороту α визначається за такою залежністю:

$$a = w^2 R (\cos \alpha + \lambda \cos 2\alpha)$$

Результати обчислень зводимо в таблицю 3.7.

Таблиця 3.7.

№ п/п	Кут $\alpha, ^\circ$	$\cos \alpha$	$\cos 2\alpha$	$\lambda \cos 2\alpha$	$a, \text{см/с}$
1	2	3	4	5	6
1	10	0,985	0,94	0,104	34,2
2	20	0,94	0,766	0,085	32,4
3	30	0,866	0,5	0,056	29,1
4	40	0,766	0,174	0,019	24,8
5	50	0,643	-0,174	-0,019	19,7
6	60	0,5	-0,5	-0,056	13,95
7	70	0,342	-0,766	-0,085	11,3
8	80	0,174	-0,94	-0,104	2,22
9	90	0	-1	-0,111	-3,51
10	100	-0,174	-0,94	-0,104	-8,8
11	110	-0,342	-0,766	-0,085	-13,5
12	120	-0,5	-0,5	-0,056	-17,5
13	130	-0,643	-0,174	-0,019	-21
14	140	-0,766	0,174	0,019	-23,6
15	150	-0,866	0,5	0,056	-25,6
16	160	-0,94	0,766	0,085	-27
17	170	-0,985	0,94	0,104	-27,8
18	180	-1	1	0,111	-28,1

Максимальне значення прискорення буде при переході через крайнє положення ексцентрикового вала при $\alpha = 0$.

$$a_{max} = w^2 R = 1,26^2 \cdot 20 = 34,6 \text{ см/с}^2.$$

Приведений радіус крутних моментів кривошипно-шатунного механізму визначаємо по формулі:

$$m_k = m_k^\alpha + m_k^f$$

де $m_k^\alpha = R \left(\sin \alpha + \frac{\lambda}{2} \sin 2\alpha \right)$ - змінна частина наведеного радіуса;

$m_k^f = f[(1 + \lambda)r_A + \lambda r_B + r_0]$ - постійна частина наведеного радіуса.
 $f = 0,1$ – коефіцієнт тертя в опорах;
 $r_A = 45\text{см}$, $r_B = 22,5\text{см}$, $r_0 = 22\text{см}$ - радіуси опорних шийок.

Тоді

$$m_k^f = 0,1[(1 + 0,111)45 + 0,111 \cdot 22,5 + 22] = 7,45\text{см}.$$

Крутний момент залежно від кута повороту ексцентрикового валу знаходиться за формулою:

$$M_{кр} = P_D \cdot m_k$$

Всі розрахунки зводимо в таблицю 3.8.

Таблиця 3.8.

№ п/п	Кут $\alpha, ^\circ$	$\sin \alpha$	$\sin 2 \alpha$	$\frac{\lambda}{2} \sin 2\alpha$	$m_k^\alpha, \text{см}$	$m_k, \text{см}$	$M_{кр}, \text{см}$
1	2	3	4	5	6	7	8
1	10	0,174	0,342	0,019	3,95	11,4	0
2	20	0,342	0,643	0,035	7,6	15,05	0
3	30	0,5	0,866	0,048	10,9	18,35	0
4	40	0,643	0,985	0,055	13,9	21,35	0
5	50	0,766	0,985	0,055	16,4	23,85	0
6	60	0,866	0,866	0,048	18,3	25,75	0
7	70	0,94	0,643	0,035	19,5	26,95	0
8	80	0,985	0,342	0,019	19,8	27,25	0
9	90	1	0	0	20	27,45	0
10	100	0,985	-0,342	-0,019	19,3	26,75	0
11	110	0,94	-0,643	-0,035	18,1	25,55	0
12	120	0,866	-0,866	-0,048	16,4	23,85	0
13	130	0,766	-0,985	-0,055	14,2	21,65	0
14	140	0,643	-0,985	-0,055	11,75	19,2	0
15	150	0,5	-0,866	-0,048	9,04	16,49	0
16	160	0,342	-0,643	-0,035	6,14	13,59	0
17	170	0,174	-0,342	-0,019	3,1	10,55	25000
18	180	0	0	0	0	7,45	90000

3.5 Розрахунок зусилля видавлювання стаканів на кривошипних пресах.

Зворотне видавлювання виробів з кольорових металів і їх сплавів в даний час набуває широкого поширення. Проте виготовлених деталей типу стаканів діаметром 100-150мм заввишки більше 200мм таким методом на кривошипних пресах ще досить обмежене. Це викликано недостатнім обсягом теоретичних і експериментальних досліджень, відсутністю рекомендацій щодо визначення силового режиму видавлювання і вибору устаткування.

Проведені дослідження силового режиму зворотного видавлювання великогабаритні стаканів з алюмінієвих сплавів.

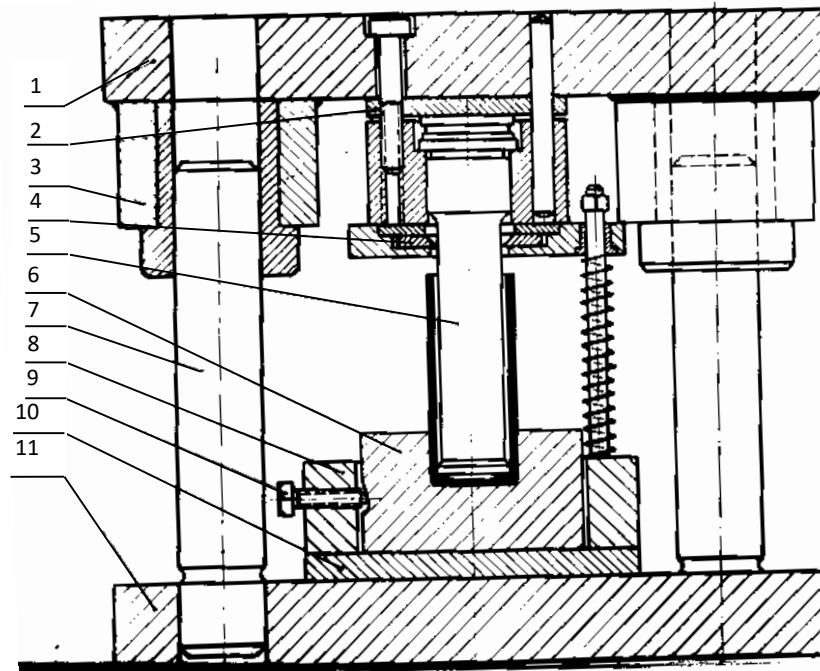


Рисунок 3.1

Одним з важливих факторів при розробці технологічного процесу є визначення максимального зусилля зворотного видавлювання, а також правильний вибір необхідного обладнання.

Для визначення зусилля деформації при зворотному видавлюванні рекомендується формула (3.11)

$$P = n_{\phi} \cdot \sigma_{\text{д}} \cdot F_0 \quad (3.11)$$

де n_{ϕ} - відносне питоме зусилля деформації;

$\sigma_{\text{д}}$ - істинний опір деформованого металу;

F_0 - площа поперечного перерізу пуансона по калібруючому пояску.

Значення n_ϕ було знайдено за допомогою варіаційних рівнянь, що виражають енергетичні принципи механіки суцільних середовищ, зокрема, принципу мінімуму повної енергії деформації:

$$n_\phi = 1 + \frac{C}{x^2-1} + \frac{1}{\sqrt{3(x-1)}} + \frac{2x^2\sqrt{x-1}}{3(x^2-1)} + \frac{C_1}{(x^2-1)\sqrt{(x-1)}}, \quad (3.12)$$

де $x = \frac{D}{d}$ - відносний показник деформації

D і d - відповідні діаметри матриці і пуансона за калібруючим пояском.

$$C = \frac{1}{3} \left\{ \left[2x^2 - x^2 \ln \frac{3}{\sqrt{3}} \right] - \left[\sqrt{x^4 + 3} - x^2 \ln \left(\frac{x^2}{\sqrt{3}} + \sqrt{\frac{x^4}{3} + 1} \right) \right] \right\},$$

$$C_1 = \frac{2}{3} x^2 - x^2 + \frac{1}{3}.$$

Для визначення значень істинного опору деформації необхідно знати середню за об'ємом зростання температури деформованого металу, величину і швидкість деформації.

При видавлюванні великогабаритних порожнистих стаканів на кривошипних пресах з відносними розмірами $\frac{d}{D} = 120 \div 220$ і $\frac{d}{h} = 30 \div 150$ (h - товщина дна виробу) на величину зусилля видавлювання істотно впливає зміна температури заготовки, викликана тепловим ефектом. Однак залежність зміни істинного опору деформації від сукупного впливу теплового ефекту, величини і швидкості деформації не було знайдено.

Тому пропонується наступне рішення для елементарного уявлення залежностей істинного опору деформованого металу від головних факторів, що впливають при зворотному видавлюванні:

$$\sigma_d = K(B + \varepsilon)^n e^{-\alpha \Delta t} + D \ln(1 + B' \dot{\varepsilon}), \quad (3.13)$$

де α - температурний коефіцієнт;

K, B, n - константи, що визначаються дослідним шляхом на одноосьовий розтяг або стискання: для алюмінію $n = 0,25$; $B = 0,222$; $K = \frac{\sigma_3}{B^n}$;

D, B' - константи для алюмінію: $D = 0,12$; $B' = 1,1$.

Δt - зростання температури заготовки внаслідок теплового ефекту,

$$\Delta t = \frac{\sigma_3 \cdot \varepsilon}{\rho \cdot c \cdot l}, \quad (3.14)$$

де ρ - питома вага заготовки;

c - питома теплоємність матеріалу заготовки;

- I - механічний еквівалент теплоти;
 ε - осереднена за об'ємом величина пластичної деформації, що залежить від розмірів інструмента і яка визначається за формулою (3.11);
 $\dot{\varepsilon}$ - швидкість деформації.

Визначив значення n_ϕ і σ_d для ряду положень пуансона при його входженні в заготовку, представляється можливим побудувати графік зусиль деформації і обґрунтувати вибір кривошипного преса в залежності від умов енергосилового режиму зворотного видавлювання.

На рис.3.2 приведені графіки залежності зусиль деформації при зворотному видавлюванні деталі, які отримані на підставі формули (3.11) з урахуванням теплового ефекту деформації і без урахування. Розбіжності експериментальних максимальних значень зусиль видавлювання і теоретичних, отриманих з запропонованої методики з урахуванням теплового ефекту не перевищують 10%, без урахування теплового ефекту в кілька разів перевищують експериментальні.

Таким чином, проведені дослідження підтвердили правильність теоретичних розробок, а промислові випробування штампа – раціональність його конструкції для зворотного видавлювання алюмінієвого стакану діаметром до 125мм і висотою до 280мм. Була підтверджена можливість успішного застосування двостоякових закритих універсальних листоштампувальних пресів для даного процесу.

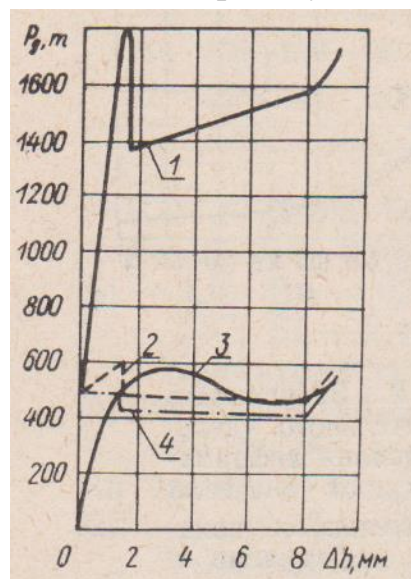
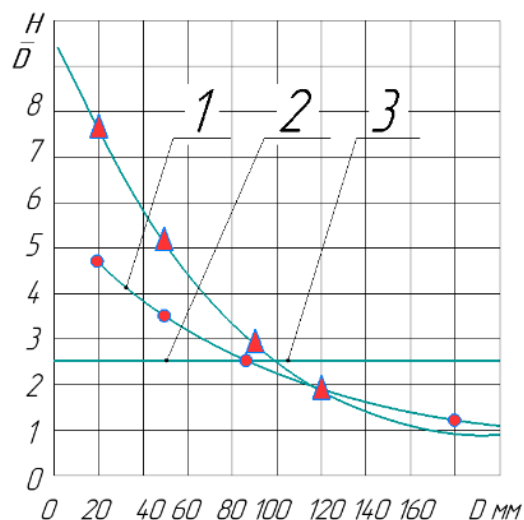


Рисунок 3.2. Графіки залежності зусиль деформації при зворотному видавлюванні деталі, які отримані на підставі формули (3.11) з урахуванням теплового ефекту деформації і без урахування

4 ТЕХНІКО-ЕКОНОМІЧНЕ ПОРІВНЯННЯ ДВОХ ПРОЦЕСІВ ВИТЯГУВАННЯ І ВИДАВЛЮВАННЯ АНАЛОГІЧНИХ ДЕТАЛЕЙ

Розмірні параметри деталей, що виготовлені методом зворотного видавлювання, обмежуються наступними умовами. Потужність існуючого обладнання не дає змоги виготовляти вироби як завгодно великих діаметрів. Мінімальна товщина стінок виробів не може бути занадто малою через обмежені можливості міцності інструменту. Довжина деталі обмежується величиною ходу повзуна існуючих пресів. Точність зовнішніх і внутрішніх розмірів деталей залежить від точності виготовлення інструменту і якості його матеріалу.

При виготовленні аналогічних деталей методом витяжки не всі зазначені причини можуть обмежувати виготовлення деталей. Діаметр і товщина стінок не може обмежувати габаритні розміри виробів у вузьких межах. З аналізу номенклатури порожнистих деталей, що застосовуються в радіотехнічній, електронній, харчовій та інших галузях промисловості, ясно, що встановився певний діапазон для розмірних параметрів виготовлених деталей. Наприклад, товщина стінок виробів, що виготовляються з алюмінію і його сплавів, завжди знаходиться в межах 0,1-0,5мм. Для визначення діаметра виробу в даному діапазоні товщини стінок слід користуватися графіком, показаним на рис. 4.1, що представляє собою залежність відношення від діаметра.



1) крива на основі аналізу порожнистих виробів (○ – радіотехнічна промисловість; Δ - консервна промисловість); 2) умовна середня крива; 3) крива, побудована по [1]

Рисунок 4.1.

Для техніко-економічного аналізу двох процесів витяжки і видавлювання при виготовленні одних і тих же деталей необхідно, щоб зміна відносних розмірів була однаковою. Техніко-економічна ефективність різних варіантів технологічних процесів визначається шляхом порівняння вартісних і натуральних показників одного варіанта з показниками другого варіанта. Показники, що характеризують ефективність нового процесу як з технічного боку, так з економічного, можна розділити на наступні дві групи.

1. Економічні показники:

- а) технологічна собівартість продукції, що випускається за даним технологічним процесом;
- б) капітальні вкладення, необхідні для впровадження даного технологічного процесу;
- в) термін окупності капітальних вкладень;
- г) трудомісткість виробів;
- д) продуктивність праці робітників.

2. Показники що характеризують технічну сторону процесу:

- а) коефіцієнт корисної дії машини, що застосовується для даного процесу;
- б) легкість і швидкість налагодження машин і зміни інструменту;
- в) коефіцієнт використання числа ходів повзуна преса;
- г) продуктивність застосовуваної машини.

Серед економічних показників головними є технологічна собівартість продукції і термін окупності капіталовкладень. Технологічна собівартість узагальнює всі витрати, пов'язані із застосуванням даного технологічного процесу і побічно відображає всі технічні та організаційні зміни, що вносяться цим процесом у виробництво. Найбільш ефективний той технологічний процес, який дозволяє отримати найменшу собівартість продукції при інших рівних умовах. Технологічна собівартість виготовлення порожнистої тонкостінної деталі може бути підрахована за формулою, загальний вид який наводиться нижче:

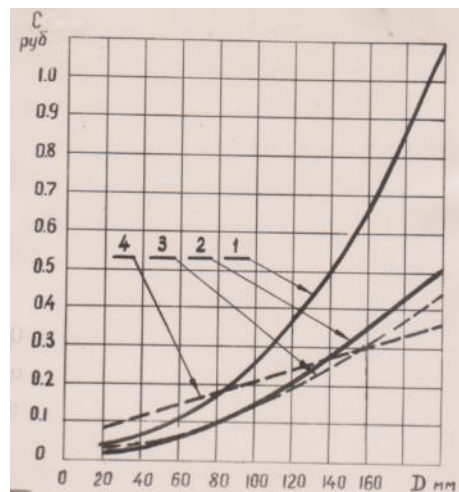
$$C = C_3 + C_m + C_{ш} + C_e + C_a + C_p + C_o + C_d, \quad (4.1)$$

- де C - технологічна собівартість виготовлення деталі в ум. од.;
- C_3 - витрати на заробітну плату працівника при виготовленні деталі в ум. од.;
- C_m - вартість основного матеріалу в ум. од.;
- $C_{ш}$ - вартість виготовлення штампів в ум. од.;
- C_e - вартість електроенергії в ум. од.;

- C_a - вартість амортизаційних відчислень в рік на одну одиницю в ум. од.;
 C_p - вартість поточного ремонту обладнання в ум. од.;
 C_o - вартість обслуговування обладнання в ум. од.;
 C_d - витрати на наступні операції по остаточному виготовленню деталі в ум. од.

Визначивши технологічну собівартість виготовлення однієї деталі витяжкою і видавлюванням для різних відносин $\frac{H}{D}$, будемо графік зміни собівартості в залежності від діаметра виробу щодо розміру $\frac{H}{D}$ (рис.4.02). З графіка видно, що при масовому виробництві виготовлення пустотілих деталей діаметром до 160мм і товщиною стінки 0,2-1,5мм, економічно вигідно зворотним видавлюванням. При діаметрах виробів понад 160мм виготовлення методом зворотного видавлювати стає невигідним. Якщо ж відносний розмір $\frac{H}{D}$ постійний і рівний 2,6, то виготовлення будь-якого діаметру деталі економічно вигідно проводити зворотним видавлюванням (див. рис.4.02).

Зворотне видавлювання є методом масового виробництва деталей. Чим більше серія, тим доцільніше застосування видавлювання, тим більший економічний ефект.



1) витяжка (відношення $\frac{H}{D}=2,6$); 2) видавлювання (відношення $\frac{H}{D}=2,6$); 3) видавлювання (зміна $\frac{H}{D}$ по кривій I на рисунку 5.01); 4) витяжка (зміна $\frac{H}{D}$ по кривій I на рисунку 5.01).

Рисунок 4.02 – Технологічна собівартість однієї деталі, виготовленої витяжкою і зворотним видавлюванням при масовому виробництві.

Зроблені техніко-економічні розрахунки показують, що впровадження зворотного видавлювання великогабаритних деталей на кривошипних у виробництво дає великий ефект.

Застосування зворотного видавлювання не обмежується виготовленням тільки циліндричних деталей. Одним із шляхів подальшого розвитку процесу є, наприклад, розробка технології видавлювання порожнистих деталей складної форми, впровадження яких дозволяє отримати ще більший економічний ефект, ніж видавлювання циліндричних деталей.

Висновок

Техніко-економічний аналіз процесу витяжки і видавлювання аналогічних деталей показав, що економічно раціонально виготовляти методом зворотного видавлювання з алюмінію і його сплавів деталі, діаметр яких знаходяться в межах 10-160мм, при величині партії деталей діаметром 10-50мм – 10000шт, діаметром 60-100мм – 6000шт, діаметром 105-160мм – 10000шт.

5 ОХОРОНА ПРАЦІ І БЕЗПЕКА В НАДЗВИЧАЙНИХ СИТУАЦІЯХ

В розділі надані основні заходи з охорони праці при аналізі способів отримання виробів методами холодного штампування.

5.1 Аналіз потенційних небезпек.

1) невиконання комплексу вимог стосовно безпеки формозмінюючого обладнання, які зазначені у нормативно-правових актах з промислової безпеки;

2) небезпеки, пов'язані з порушенням роботодавцями вимог НПАОП 0.00-7.11-12 «Загальні вимоги стосовно забезпечення роботодавцями охорони праці працівників», а саме:

- неналежне облаштування робочих місць і виробничих, санітарно-побутових та інших приміщень;

- небезпечне використання працівниками засобів праці;

- не проведення організаційних заходів по навчанню і перевірці знань з питань охорони праці працівників;

- не проведення інструктажів і ненадання інформації щодо потенційних небезпек;

3) можливість ураження електричним струмом внаслідок порушень правил з електробезпеки; несправність енергоспоживаючого обладнання, наприклад, відсутність заземлювальних приладів, що може призвести до електричних травм або летального наслідку.

4) небезпеки, які пов'язані з перебуванням в технологічній зоні лабораторії при виготовленні дослідницьких зразків великогабаритних зразків деталей методами холодної штамповки, а саме:

- незадовільні метеорологічні параметри в приміщенні дослідницької лабораторії внаслідок неефективної системи опалення і повітряобігу.

- підвищений рівень шуму та вібрації від штампувальних механізмів;

- недостатній рівень освітлення приміщення дослідницької лабораторії відносно розряду зорових робіт;

5) можливість загоряння внаслідок порушень правил з пожежної безпеки, що може призвести до пожежі;

6) небезпеки, пов'язані з умовами праці в надзвичайних ситуаціях.

5.2 Заходи по забезпеченню безпеки.

Основними вимогами безпеки, що ставляться до конструкцій устаткування, машин і механізмів, є:

- безпека для здоров'я і життя людини на всіх стадіях функціонування обладнання (монтаж, демонтаж, експлуатація, ремонт, транспортування, збереження),
- надійність експлуатації,
- зручність експлуатації,
- безпека для навколишнього середовища (при експлуатації не повинно відбуватися забруднення навколишнього середовища).

5.2.1 Загальні вимоги безпеки до виробничого обладнання

Загальні вимоги безпеки до виробничого обладнання встановлено ГОСТ 12.2. 003-91 . Виконання цих вимог робить машини й механізми безпечними не тільки при експлуатації, але й при монтажі, ремонті, транспортуванні й зберіганні. Відповідно до цього стандарту безпека виробничого обладнання забезпечується:

- вибором безпечних принципів дії, конструктивних схем і елементів конструкції;
- застосуванням у конструкції засобів механізації, автоматизації й дистанційного управління;
- застосуванням у конструкції засобів захисту;
- виконанням ергономічних вимог;
- включенням вимог безпеки в технічну документацію з монтажу, експлуатації, ремонту, транспортування й зберігання;
- застосуванням у конструкції відповідних матеріалів.

Дотримання цих вимог у повному обсязі можливо лише на стадії проектування. У зв'язку із цим прийнятий відповідний порядок постановки продукції на виробництво, відповідно до якого у всіх видах проектної документації повинні бути передбачені вимоги безпеки. Вони розміщуються в спеціальному розділі технічного завдання, технічних умов і стандартів на обладнання, що випускається (ГОСТ 15.001-88).

При виборі принципу дії машини необхідно враховувати всі потенційно можливі небезпечні та шкідливі виробничі чинники. Наприклад, при високих рівнях шуму редукторів слід використовувати спеціальні зубчасті зачеплення зі зниженим шумоутворенням, при високих рівнях вібрації – з елементами,

котрі обертаються рівномірно (замість кривошипношатунних та кулачкових). Вибираючи конструктивну схему обладнання, необхідно всі рухомі частини обладнання розташовувати в корпусах, станинах, котрі повинні бути компактними, мати якомога менше гострих країв, граней, частин, котрі виступають. Необхідно досягати того, щоб захисні пристрої конструктивно суміщались з машиною і були складовою частиною. Наприклад, огороження абразивного круга повинне конструктивно суміщатись з системою місцевої витяжної вентиляції. При виборі елементів, що працюють під навантаженням, важливо враховувати їх надійність та жорсткість. На етапі проектування все такі пристрої та вузли розраховують на міцність з врахуванням їх жорсткості та виду навантажень (статичні, динамічні).

Застосування в конструкціях машин засобів механізації та автоматизації дозволяє суттєво знизити травматизм. Наприклад, в пресовому обладнанні використовуються спеціальні маніпулятори для видалення відштампованих деталей з матриці штампа. Застосування в конструкціях машин засобів захисту – один з основних напрямків забезпечення безпеки обладнання. Використовуються огорожувальні, запобіжні та гальмівні засоби захисту, засоби автоматичного контролю та сигналізації, знаки безпеки та дистанційне керування.

Дистанційне керування дозволяє здійснювати контроль та регулювання його роботи з ділянок, досить віддалених від небезпечної зони. Завдяки цьому забезпечується безпека праці. Дотримання ергономічних вимог сприяє забезпеченню зручності експлуатації, зниженню втомлюваності та травматизму. Основними ергономічними вимогами до виробничого обладнання є врахування фізичних можливостей людини та її антропометричних характеристик, забезпечення максимальної зручності при роботі з органами керування. Вимоги безпеки містяться в технічній документації з монтажу, експлуатації, ремонту, транспортування та зберігання виробничого обладнання.

Дуже важливою умовою забезпечення безпеки обладнання є врахування вимог безпеки в технічній документації з монтажу, експлуатації, ремонту, транспортуванню й зберіганню. Вимоги охорони праці повинні виконуватися на всіх етапах створення нових зразків устаткування, починаючи з розробки технічного завдання на проектування.

Загальні вимоги до виробничих процесів регламентуються ГОСТ 12.3.002-75. Вони передбачають:

- усунення безпосереднього контакту працівників з вихідними матеріалами, заготовками, напівфабрикатами, готовою продукцією та відходами виробництва, котрі справляють небезпечну дію;

- заміну технологічних процесів та операцій, пов'язаних з виникненням небезпечних та шкідливих виробничих факторів, процесами та операціями, при виконанні котрих ці фактори відсутні або мають меншу інтенсивність;

- комплексну механізацію та автоматизацію виробництва;

- застосування дистанційного керування технологічними процесами та операціями за наявності небезпечних і шкідливих виробничих факторів;

- герметизацію обладнання;

- застосування засобів колективного захисту працівників;

- раціональну організацію праці та відпочинку з метою профілактики монотонності та гіподинамії, а також зниження важкості праці;

- своєчасне отримання інформації про виникнення небезпечних та шкідливих виробничих факторів на окремих технологічних операціях;

- запровадження систем керування технологічними процесами, котрі забезпечують захист працівників та аварійне вимкнення виробничого обладнання;

- своєчасне видалення та знешкодження відходів виробництва, котрі є джерелами небезпечних і шкідливих виробничих факторів;

- забезпечення пожежо- та вибухобезпеки.

Значною мірою безпека виробничих процесів залежить від організацій та раціональності планування цехів, дільниць, від рівня облаштованості робочих місць, виконання вимог безпеки до виробничих приміщень зберігання, транспортування, складання вихідних матеріалів, заготовок та готової продукції, а також від видалення відходів, їхньої утилізації, від дотримання вимог безпеки, що ставляться до виробничого персоналу.

Розташування виробничого обладнання, вихідних матеріалів заготовок, напівфабрикатів, готової продукції та відходів виробництва у виробничих приміщеннях та на робочих місцях не повинно бути небезпечним для персоналу. Розташування виробничого обладнання та комунікацій, котрі є джерелами небезпечних та шкідливих виробничих факторів, відстань між одиницями обладнання, а також між обладнанням і стінами виробничих будівель, споруд повинні відповідати діючим нормам технологічного проектування, будівельним нормам і правилам.

Важливе значення для здорових та безпечних умов праці мають раціональне розміщення основного і допоміжного устаткування, правильна

організація робочих місць. Конструкція робочого місця, його розміри та взаємне розташування його елементів повинні відповідати антропометричним, фізіологічним та психофізіологічним характеристикам людини, а також характеру роботи. Облаштоване згідно з вимогами стандартів робоче місце забезпечує зручне положення людини. Це досягається регулюванням положення крісла, висоти та кута нахилу підставки для ніг за умови її використання, або висоти та розмірів робочі поверхні. Повинне забезпечуватись виконання трудових операцій в зонах моторного поля (оптимальної досяжності, легкої досяжності та досяжності) в залежності від необхідної точності і частоти дій. При організації робочих місць керуються вимогами, які викладені в ГОСТ 12.2.049-80 і ГОСТ 12.2.061-81.

5.2.2 Організація робочих місць

Організація робочих місць повинна забезпечувати:

- стійке положення та вільність рухів працівника;
- безпеку виконання трудових операцій;
- виключати або допускати лише в деяких випадках роботу в незручних позиціях, котрі зумовлюють підвищену втомлюваність.

Загальні принципи організацій робочого місця:

- на робочому місці не повинно бути нічого зайвого; всі необхідні роботи предмети повинні знаходитись поряд з працівником, але не заважати йому;
- ті предмети, котрими користуються частіше, розташовуються ближче, ніж ті предмети, котрими користуються рідше;
- предмети, котрі беруть лівою рукою, повинні знаходитись зліва, а ті предмети, котрі беруть правою рукою, повинні знаходитись справа;
- якщо використовують обидві руки, то місце розташування пристосувань вибирається з врахуванням зручності захоплення його двома руками;
- небезпечніше, з точки зору можливості травмування працівника, обладнання повинне розташовуватись вище, ніж менш небезпечне. Однак слід враховувати, що важкі предмети під час роботи зручніше та легше опускати, ніж піднімати;
- робоче місце не повинне захищатися заготовками і готовими деталями;
- організація робочого місця повинна забезпечувати необхідну оглядовість.

Засоби відображення інформації повинні бути розташовані в зонах інформаційного поля робочого місця з врахуванням частоти та значущості

інформації, типу засобів відображення інформації, точності і швидкості спостереження та зчитування.

5.2.3 Заходи щодо забезпечення електробезпеки

Заходи щодо забезпечення електробезпеки регламентуються нормативними вимогами для забезпечення електробезпеки наведеними у ГОСТ 12.1.019-79, ГОСТ 12.1.009-76, ГОСТ 12.1.031-87, ГОСТ 12.1.038-81, НПАОП 40.1-1.07-01, НПАОП 40.1-1.01-97, НПАОП 40.1-1.21-98. Для забезпечення електробезпеки у відповідності з нормативними документами необхідно передбачити наступні засоби захисту:

- застосування малих напруг і захисне розділення мереж;
- застосування посиленої (подвійної) ізоляції;
- захисне заземлення і занулення корпусів електроустаткування і інших конструктивних елементів електроустановок, які можуть виявитися під напругою; металевих конструкцій, на яких встановлюється електроустаткування; приводів електричних апаратів; корпусів електричних машин; трансформаторів; устаткування, розміщеного на рухомих частинах верстатів, машин і механізмів;
- автоматичне захисне відключення частин електроустаткування і пошкоджених ділянок мережі, що випадково виявилися під напругою;
- всі неізольовані токоведучі частини електроустаткування, яке встановлене поза електричними приміщеннями, повинні мати суцільні огорожі, зняття або відкриття яких можливе при допомозі, спеціальних, ключів або інструментів;
- засоби індивідуального захисту;
- організаційні заходи.

5.3 Заходи по забезпеченню виробничої санітарії та гігієни праці.

Заходи щодо виробничої санітарії потрібно розглянути в наступній послідовності:

- забезпечення якості повітря робочої зони;
- захист від шуму, вібрації та випромінювання;
- організація освітлення приміщень.

5.3.1 Забезпечення якості повітря робочої зони.

Нормативні вимоги до якості повітря робочої зони наведено у таблицях ГОСТ 12.1.005-88, ДСН 3.3.6.042-99. Для забезпечення нормативних вимог використовують наступні заходи:

- механізація та автоматизація виробничих процесів, дистанційне управління процесами;
- використання процесів та обладнання, які виключають утворення шкідливих речовин або їх попадання в робочу зону;
- удосконалення обладнання та процесів;
- організація вентиляції та опалення;
- захист від теплового випромінювання;
- використання засобів індивідуального захисту.

При розробці проектів опалювання і вентиляції пресових цехів слід враховувати класифікацію цехів залежно від вигляду деталей, які виготовлятимуться в цеху.

Для забезпечення нормованих метеорологічних умов в приміщеннях цехів, окрім комплексу технологічних заходів, що дозволяють значно скоротити кількість шкідливих речовин, що виділяються, необхідно передбачати вентиляцію, що забезпечує видалення або розчинення залишкової кількості цих речовин. У цехах влаштовують припливно-витяжну вентиляцію. Видалення повітря здійснюється через місцеві відсмоктування від устаткування і шляхом загальнообмінної витяжки (зазвичай з верхньої зони приміщення). Приточна вентиляція проектується у вигляді повітряних душів і загального обміну.

5.3.2 Захист від шуму та вібрації.

Нормативні вимоги до рівнів шуму наведено у таблицях ГОСТ 12.1.003-89, ДСН 3.3.6.037-99.

Для забезпечення нормативних вимог використовують наступні заходи:

- будівельно-акустичні заходи;
- розміщення шумного обладнання в окремих приміщеннях або в окремих частинах цеху зі спеціальним огородженням;
- заміна шумного обладнання менш шумним;
- зменшення шуму у джерелі за рахунок зміни конструкції обладнання або технології;
- зменшення шуму по шляху його розповсюдження (звукопоглинання, ізоляція джерела шуму або робочого місця, використання глушників);

- використання засобів індивідуального захисту.
- санітарно-гігієнічні заходи;

Основні причини шумоутворення при роботі кривошипних пресів пов'язані з їх конструкцією:

- вихлоп повітря з фрикційної пневматичної муфти включення,
- робота шестерень,
- удар планки виштовхувача по упорах,
- удари в з'єднаннях окремих деталей механізму преса,
- робота двигуна.

Перелік лише цих причин свідчить про те, що боротьба з шумом при роботі кривошипних пресів є важким завданням і повинна включати одночасне вирішення всього комплексу питань.

5.3.3 Організація освітлення приміщень.

Нормативні вимоги до освітлення виробничих приміщень наведено у таблиці ДБН В.2.5-28-2006.

Добре освітлення виробничих приміщень є обов'язковою умовою високопродуктивної роботи цехів.

Використовують два види освітлення – природне та штучне. Вибір системи природного освітлення визначається, в основному, призначенням та прийнятим об'ємно-планувальним рішенням будівлі, характеристиками технологічного процесу та зорової роботи, що виконуються в приміщенні, а також географічним розташуванням будівлі та особливостями клімату.

Верхнє та комбіноване освітлення доцільно застосовувати в одно- та двоповерхових (для верхнього поверху) промислових підприємствах. Бокове природне освітлення, застосовується в багатопверхових будівлях.

З метою безпеки дуже важливо створити гарне висвітлення на робочих місцях штампувальників. Поряд із загальним висвітленням цеху зону штампування варто забезпечити місцевим висвітленням, щоб освітленість на поверхні штампа була не менш 500–600 лк, що відповідає нормам освітленості, установленим для робіт середньої точності з малою контрастністю об'єкта на темному тлі встаткування й штампованих деталей. Загальна освітленість у приміщенні штампувальних пресів повинна бути не менш 150–200 лк.

5.4 Заходи з пожежної безпеки.

Пожежа в пресових цехах рідкісне явище, проте при виникненні вона може привести до великого матеріального збитку і людських жертв. Причиною пожежі можуть стати неправильне зберігання запасів палива, загоряння електропроводки. У цехах існує небезпека виникнення пожеж у приймачах під пресами (через скупчення масла).

Пресові цехи по пожежній небезпеці ставляться до категорії Г і мають II ступінь вогнестійкості будинків.

Пожежна безпека підприємств повинна забезпечуватися:

- системою запобігання пожежі;
- системою пожежного захисту.

Система запобігання пожежі повинна розроблятися по кожному конкретному об'єкті з розрахунку, що нормативна ймовірність виникнення пожежі приймається рівної не більше 0,000001 у рік розраховуючи на окремий пожеже небезпечний вузол (елемент) даного об'єкта.

Система пожежного захисту повинна розроблятися по кожному конкретному об'єкті з розрахунку, що нормативна ймовірність впливу небезпечних факторів пожежі на людей приймається рівної не більше 0,000001 у рік розраховуючи на окрему людину.

Безпека людей повинна бути забезпечена при виникненні пожежі в будь-якому місці об'єкта.

Небезпечними факторами пожежі, що впливають на людей, є:

- відкритий вогонь й іскри;
- підвищена температура предметів і т.д.;
- токсичні продукти горіння;
- дим;
- знижена концентрація кисню;
- обвалення й ушкодження будинків, споруджень, установок;
- вибух.

Пожежна профілактика в цехах зводиться до регулярного очищення трубопроводів від сажі, підтримці в справному стані газопроводів, пальників і електропроводки, навчанню робочих правилам пожежної безпеки і так далі.

Для видалення пилу і газів, що утворюються в процесі виробництва, має бути передбачена і постійно утримуватись в справному стані витяжна вентиляція. Особливу обережність слід проявляти при зберіганні, транспортуванні і експлуатації балонів з горючим газом.

Кожен об'єкт повинен мати таке об'ємно-планувальне й технічне виконання, щоб евакуація людей з нього була завершена до настання гранично припустимих рівнів небезпечних факторів пожежі, установлених санітарними нормами.

Для забезпечення евакуації необхідно;

- установити розміри, кількість і забезпечити відповідне конструктивне виконання евакуаційних шляхів, виходів;
- мати можливість безперешкодного руху людей по шляхах евакуації.

Засоби колективного й індивідуального захисту повинні забезпечувати безпеку людей протягом усього часу дії небезпечних факторів пожежі. Колективний й індивідуальний захист повинний здійснюватися в тих випадках, коли евакуація людей утруднена або недоцільна. Засоби індивідуального захисту варто застосовувати також для пожежних, що беруть участь у гасінні пожежі.

Колективний захист повинен бути забезпечений за допомогою притулків, захищених приміщень або конструктивним виконанням об'єкта. Система протидимного захисту повинна забезпечувати незадимлення шляхів евакуації протягом часу, достатнього для евакуації людей, і колективний захист людей.

Кожен об'єкт народного господарства повинен бути забезпечений надійними засобами повідомлення або сигналізації про пожежу в його початковій стадії.

Для забезпечення можливості гасіння пожежі й безпеки людей, що беруть участь у його ліквідації, на об'єктах необхідно передбачати технічні засоби(сходові клітки, захищені ліфти, зовнішні пожежні сходи, аварійні люки й т.п.), які повинні зберігати свої функції протягом розрахункового часу, необхідного для гасіння пожежі.

5.5 Заходи по забезпеченню безпеки у надзвичайних ситуаціях.

З метою забезпечення стійкості роботи об'єктів і галузей народного господарства розроблені Норми ІТЗ ЦО. Норми проектування інженерно-технічних заходів цивільної оборони сприяють вирішенню всіх основних завдань цивільної оборони, спрямованих:

- на забезпечення захисту населення, робітників і службовців;
- на зниження можливих руйнувань і втрат у надзвичайних умовах;
- підвищення стійкості роботи об'єктів і галузей народного господарства в надзвичайних умовах;

- на створення умов, що сприяють успішному проведенню рятувальних робіт в осередках ураження.

Ці норми поширюються на всі галузі народного господарства, на всі великі міста і важливі об'єкти, розташовані в містах і за їх межами, а також сусідню до них територію, на якій можливе руйнування промислових споруд і поразки людей.

Основні заходи у вирішенні завдань підвищення стійкості роботи промислових об'єктів:

- підвищення міцності і стійкості найважливіших елементів об'єктів і вдосконалення технологічного процесу;
- підвищення стійкості матеріально-технічного постачання;
- підвищення стійкості управління об'єктом;
- розробка заходів щодо зменшення ймовірності виникнення вторинних факторів ураження і збитків від них;
- підготовка до відновлення виробництва після поразки об'єкта.

Оцінка стійкості основних елементів інженерно-технічного комплексу, від яких залежить робота об'єкта, полягає у визначенні виду можливого руйнування кожного з основних елементів інженерно-технічного комплексу та у виявленні нестійких елементів.

При оцінці ефективності захисту робітників і службовців в разі сильного вибуху визначають можливу кількість уражених і вид травм людей на території господарського об'єкта. Оцінка стійкості систем управління і постачання (електроенергією, газом, водою, сировиною, комплектуючими виробами тощо) полягає у визначенні ступеня їх порушення в разі вибуху. Крім того, оцінюють ступінь підготовленості господарського об'єкта до відновних робіт. Висновок про стійкість господарського об'єкта в цілому складають після аналізу отриманих результатів. Якщо всі основні елементи інженерно-технічного комплексу та систем господарського об'єкта виявляться стійкими і по прогнозам не буде великої кількості уражених робітників і службовців, то робота господарського об'єкту вважається стійкою в разі вибуху. Якщо хоча б один основний елемент інженерно-технічного комплексу або система господарського об'єкта виявляться за прогнозом нестійкими, робота об'єкта в цілому визнається нестійкою. Аналогічний висновок робиться, якщо в разі вибуху можливі загибель або великі втрати робочих і службовців.

Висновок

Таким чином рекомендовані основні заходи з охорони праці:

- проведення інструктажу з охорони праці та техніки безпеки, використання виробничого устаткування, перевірка знань і атестація персоналу;
- оснащення працівників спец одягом та засобами індивідуального захисту;
- застосування захисних огорожень;
- проведення навчань правилам електробезпеки, перевірка знань і атестація персоналу на використання захисного заземлення. Станини пресів, корпуси електродвигунів та інші металеві частини повинні бути заземлені та занулення;
- внаслідок використовуваних технологій виготовлення, безперервності виробництва і його специфіки необхідно встановлювати певну кількість перерв;
- для захисту працівників від підвищеного шуму рекомендується забезпечувати робочих беруші;
- для захисту працівників від вібрації, рекомендується застосування спеціальних вібропоглинаючих фундаментів, а так само спеціального взуття;
- для того, щоб уникнути виникнення пожеж необхідно стежити за справністю електросистем, проводити щоденне прибирання робочих місць від мастильних і обтиральних матеріалів, не дозволяти куріння в робочому приміщенні;
- проведення інструктажів, а також практичних занять з цивільної оборони.

ПЕРЕЛІК ПОСИЛАНЬ

1. Романовский В.П. Справочник по холодной штамповке. Л, Машиностроение, 1971. – 783с.
2. Шофман Л.А. Элементы теории холодной штамповки. Оборонгиз, 1952.
3. Сторожев М.В., Попов Е.А. Теория обработки металлов давлением. Изд.2е, М, «Высшая школа», 1963.
4. Губкин С.И. Теория обработки металлов давлением. Металлоиздат, 1947.
5. Филимонов Ю.Ф. Холодное выдавливание стержневых и пустотелых деталей. «Прогрессивная технология и вопросы автоматизации кузнечно-штамповочного производства». ЭНИКМАШ (Труды). Кн.3. Машгиз, 1960.
6. Фаворский В.Е. Холодная штамповка выдавливанием. М-Л, Машиностроение, 1966.
7. Глебов И.Ф. Холодное выдавливание металлов (обзор). М, 1961.
8. Морин И.С. К вопросу жесткости кривошипных прессов. Сб.МВТУ «Машины и технологи обработки металлов давлением. М. Машгиз, 1951.
9. Овчинников А.Г. О выборе кривошипного пресса для вытяжки /Кузнечно-штамповочное производство/. 1961, №1.
10. Назаренко Е.С. Расчет энергетической характеристики кривошипных прессов простого действия. «Исследования и расчеты машин кузнечно-штамповочного производства». ЭНИКМАШ. Кн.1. М. Машгиз, 1959.
11. Живов Л.И., Овчинников А.Г. Кузнечно-штамповочное оборудование «Прессы». Харьков. Изд-во ХГУ им. А.И. Горького, 1966.
12. Ланской Е.П. «Кузнечно-штамповочное производство», 1965, №2
13. Живов Л.И. Цикловые к.п.д. и потери энергии кривошипных прессах. «Известия вузов. Машиностроение», 1965, №5.
14. Живов Л.И. Коэффициент полезного действия рабочего хода кривошипных прессов. «Известия вузов. Машиностроение», 1964, №8.
15. Губкин С.И. Пластическая деформация металлов. Том 3. Теория пластической обработки металлов. М, Металлургиздат, 1961.
16. Живов Л.И., Дубина В.И. Обратное выдавливание на кривошипных прессах крупногабаритных алюминиевых деталей. Машиностроение, 1965, №5.
17. Живов Л.И., Дубина В.И. Особенности термомеханического режима обратного выдавливания. Сб. «Технологии машиностроения». Киев, КПИ, 1966, №3.

18. Живов Л.И., Дубина В.И. Усовершенствование технологии производства алюминиевой тары. Технический отчет по теме №16. 1964.
19. Кириллов И.Г. Теория обработки металлов давлением. Изд-во «Высшая школа», 1965.
20. Пономарев В.И. Исследование некоторых факторов, влияющих на удельное давление при холодном выдавливании полых, тонкостенных деталей из легких сплавов. Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук. М, 1961.
21. Ураков Ю.Ф. Исследование температурного эффекта пластической деформации при некоторых операциях обработки металлов давлением. Автореферат кандидатской диссертации. МВТУ, 1965.
22. Головин В.А., Митькин А.Н., Резников А.Г. Технология холодной штамповки выдавливанием. М, Машиностроение, 1970. – 152с.
23. Ковка и штамповка. Справочник в 4-х томах. Под ред. Е.И. Семенова. М. Машиностроение, 1987.
24. Дубина В.И. Исследование энергоемкости штамповки полых изделий при обратном выдавливании и вытяжке на кривошипных прессах. Дис. ...канд.тех.наук. – Харьков, 1966. – 200с.
25. Эверхарт Д. Холодное прессование. М. Машиностроение, 1968. – 145с.
26. Евстратов В.А. Оптимизация технологических процессов и конструкций штампов для холодного и полугорячего выдавливания. М. ВНИИ-ТЭМП, 1989. – 192с.
27. УИК Обработка металлов без снятия стружки. М. Мир, 1980. – 250с.
28. Алифанов А.В., Захаревич Л.В., Макушок Е.М., Оленин Л.Д. Технологические процессы пластического деформирования в машиностроении. Минск. Наука и техника, 1989. – 208с.
29. Холодная объемная штамповка. Справочник под ред. Г.А. Навроцкого. М. Машиностроение, 1973. – 496с.