

Міністерство освіти і науки України
Запорізька державна інженерна академія

В.О. Ніколаєв

ТЕОРІЯ ОБРОБКИ МЕТАЛІВ ТИСКОМ

Запоріжжя, 2015

УДК 621.70. 01.

Ніколаєв В.О. Теорія обробки металів тиском. Навчальний посібник. - Запоріжжя: ЗДІА, 2015. – 110с. Видання 3-є перероблене і доповнене.

Рецензенти :

Чигиринський В.В., д.т.н. проф., зав. кафедри ОМТ ЗНТУ.

Прищип М.Г., к.т.н. доцент кафедри ОМТ ЗДІА.

Викладено основи теорії обробки металів тиском (ОМТ) з урахуванням розробок відомих учених. Виконано аналіз впливу температурно-швидкісних умов пластичної деформації металу на характеристики контактного тертя; розглянуті методи розрахунку силових параметрів кування (осадки) між плоскими бойками, приведені відомі і нові методи визначення середнього нормального контактного напруження при об'ємному (гарячому) штампуванні складних деталей. Запропоновані методи визначення коефіцієнта тертя при гарячій осадці металу і листовому штампуванні. Розглянуті основи розрахунку напружень і сили пресування металу. Представлений матеріал, що дозволяє виконувати розрахунок силових параметрів в різних технологічних умовах волочіння металу (дроту).

Наведено приклади визначення силових параметрів різних процесів ОМТ.

Навчальний посібник призначено для студентів, що навчаються за спеціальністю «Обробка металів тиском». Може бути корисним для фахівців металургійних і машинобудівних підприємств.

©

ВСТУП

Теорія обробки металів тиском є прикладною інженерною дисципліною, завданням якої є вивчення і аналіз закономірностей течії металу при деформації, розробка методів розрахунку контактного тертя і енергосилових параметрів процесів обробки металів тиском. Зокрема, теорія обробки металів тиском дозволяє розробити методи розрахунку напружень і енергосилових параметрів деформації металу в процесах кування, штампування, пресування, прокатування і волочіння металу. Дані про енергосилові параметри деформації дають можливість виконати правильний вибір устаткування для здійснення процесів.

Базою для теорії обробки металів тиском є теорія пластичної течії металу. Ці дві дисципліни тісно пов'язані між собою і у ряді випадків питання вказаних дисциплін розглядаються в одному підручнику.

Вважають, що засновником теорії обробки металів тиском є Д.К.Чернов, який науково вирішив низку питань обробки металів тиском. Так, наприклад, Д.К.Чернов (1867 р) висловив положення, що стосується вибору режимів нагріву металу перед деформацією і які понині лежать в основі правильного підходу до раціонального виконання технологій ОМТ. У 1884 р Д.К.Чернов вказав на лінії, які спостерігають на полірованих поверхнях деформованих гарматних стволів і кілець, і заявив, що відполірована поверхня прямо намалює те, що робиться із стволом і кільцями при обробці тиском (відомі нині лінії ковзання Чернова-Людерса).

Теорія обробки металів тиском створена працями багатьох учених, у тому числі С.І. Губкіним, Є.П. Унксовим, Г.А. Смирновим-Аляєвим, А.Д. Томленовим, К.Н. Шевченко, І.Я. Тарновським, М.В. Сторожевим, Є.А. Поповим, І.М. Павловим, О.П. Чекмарєвим, О.І. Целіковим та ін.

ХАРАКТЕРИСТИКА СПОСОБІВ ОБРОБКИ МЕТАЛІВ ТИСКОМ

Обробка металів тиском - завершальний процес в металургійному циклі. Приблизно 90 % усього виплавленого в сталеплавильних агрегатах металу піддається прокатуванню, куванню, штампуванню, пресуванню і іншим видам пластичної обробки. Найбільшу питому вагу в операціях обробки тиском має поздовжня прокатка, за допомогою якої роблять велику кількість різноманітних профілів, які широко використовують в народному господарстві.

Обробка металів тиском в найзагальнішому визначенні є процесом силової дії на металеву заготовку у відповідних температурних умовах. Безпосередня мета обробки полягає в наданні заготовці необхідної форми. Разом з цим істотний результат раціонально побудованого процесу дає позитивну зміну структури і ряду властивостей металу.

По фізичній суті ОМТ - процес пластичної деформації, під яким слід розуміти безповоротні зміни відносного положення часток твердого тіла, пов'язані з їх переміщеннями без руйнування виробу. Розглянемо характеристики деяких способів ОМТ.

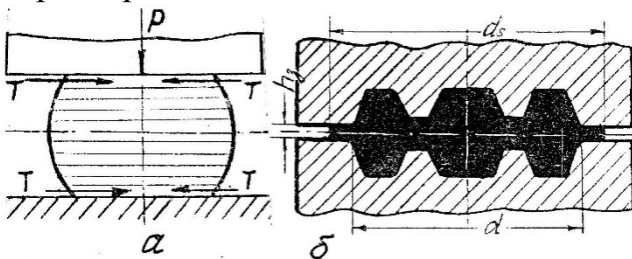


Рис. 1. Осадка заготовки між плоскопаралельними бойками (а) і схема гарячого штампування шестерні (б) : Р - сила осадки; Т - сили контактного тертя

Кування—самий древній вид обробки металів тиском. Найбільш простий процес - вільне кування, коли під впливом сили Р змінюються розміри і форми виробів. Висота поковки зменшується між паралельними (нижнім нерухомим і верхнім рухомим) бойками (рис. 1, а). При вільному куванні (осаджуванні) внаслідок впливу контактних сил тертя Т заготовка виходить з опуклими бічними поверхнями.

Для усунення опуклості заготовку проковують на ребро після кантування на 90° . Вільному куванню піддають зливки масою до 300 т, з яких виготовляють вали для суден (120 т і більше), прокатні валки (20...50 т), колони гідравлічних пресів (230 т) і тому подібне.

Штампування представляє собою осадку металу між бойками з фігурними вирізами, які носять назву штампів (рис.1, б). Відмінністю гарячого штампування від вільного кування є те, що деформація виконується у фігурному інструменті («калібрі»), а поперечна течія металу обмежена його похилими стінками. Штампуванням виготовляють колінчасті вали, шатуни, шестерні, колеса, кулі, різний інструмент та ін.

Поздовжня прокатка - найпоширеніший спосіб обробки тиском. Суть її полягає в деформації металу між двома валками, що обертаються в різних

напрямах. При цьому зменшується товщина штаби, збільшуються її довжина і ширина. Для прокатки листів і штаб застосовують валки з циліндричною гладкою бочкою (рис. 2). При прокатуванні сортових профілів в калібрах, деформація металу супроводжується зміною не лише розмірів, але і форми поперечного перерізу. Форма калібру визначається формою врізів в тіло верхнього і нижнього валків.

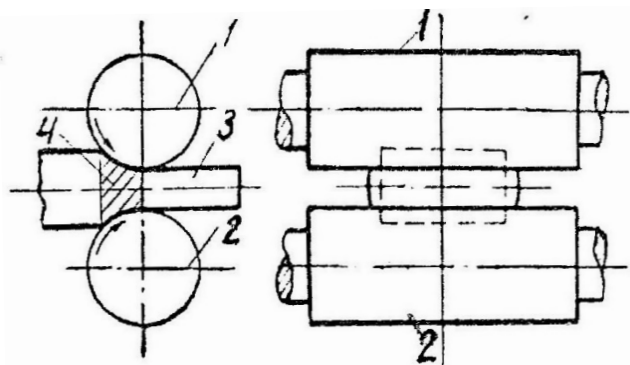


Рис. 2. Схема процесу прокатування: 1, 2 - верхній і нижній валки; 3 - штаба; 4 - осередок деформації

Процес волочіння полягає в протяганні раніше прокатаного круглого профілю через волокни, які виготовляють з твердих сплавів, інструментальних сталей і алмазу. Волочіння дозволяє зменшити розміри профілю, змінити його форму, а також зробити калібрування до необхідної точності висотних і поперечних розмірів по довжині прутка. Цим способом отримують труби різних діаметрів, включаючи капілярні діаметром до 0,1 мм і прутки різного перерізу. Схема процесу волочіння дроту зображена на рис. 3.

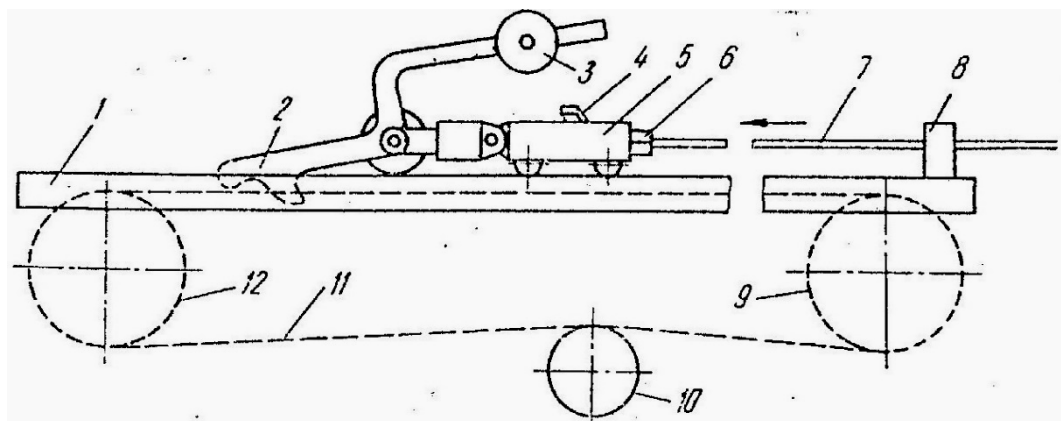


Рис. 3. Схема процесу волочіння на ланцюговому стані: 1 - станина; 2 - крюк для захвату ланцюга; 3 - контрвантаж; 4 - 6 - кліщовий пристрій; 7 - пруток; 8 - волока; 9 - ведена зірочка; 10 - натяжний ролик; 11 - ланцюг; 12 - приводна зірочка

Загострений кінець прутка захоплюється кліщами, які встановлені в каретці. Палець каретки вводиться в ланки ланцюга, після чого обертанням зірочок робиться поступальний хід ланцюга разом з кареткою і прутком. При русі пруток деформується у волоці зі зменшенням діаметра. При волочінні

тонкого дроту механізмом, що тягне, є приводний барабан. Тонкий дріт діаметром менше 0,2 мм протягується на станах багатократного волочіння.

Пресування - спосіб отримання виробів витискуванням металу через очко (канал) (рис. 4). Цей метод поширений в кольоровій металургії і на заводах авіаційної промисловості, де пресуванням виготовляють різні фасонні профілі зі сплавів на основі алюмінію і титану з малою пластичністю і тих, що важко деформуються. До таких деталей відносяться лонжерони, лопатки для турбореактивних двигунів, тощо. У чорній металургії цей спосіб широко не поширений, головним чином із – за низької продуктивності.

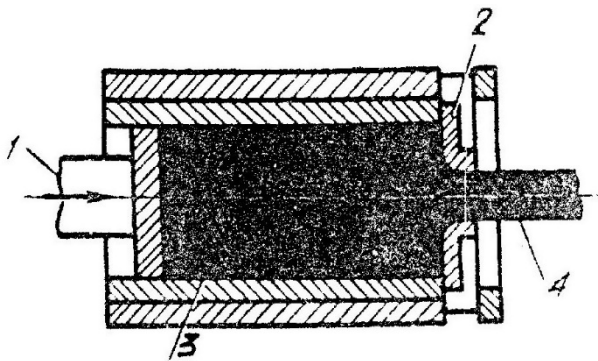


Рис. 4. Схема пресування: 1 - пуансон; 2 - матриця; 3 - пресована заготовка; 4 - пруток

Але в деяких випадках пресування застосовують у виробництві труб з малопластичних сталей, зокрема, для отримання гільз, з яких потім прокатують труби. На ряді металургійних підприємств працюють преси, що виробляють тонкостінні фасонні профілі високої точності із сталей різних марок.

1 ТЕМПЕРАТУРНО-ШВИДКІСНІ УМОВИ ДЕФОРМАЦІЇ МЕТАЛІВ

1.1 Напруження течії металу

При розгляді характеристик механічних властивостей металу при його обробці тиском слід розрізняти:

- напруження плинності металу;
- напруження течії металу.

У першому випадку напруження плинності характеризує напруження σ_T , при якому з'являється ділянка з постійними значеннями напруження металу (рис. 5). Цією характеристикою оцінюють механічні властивості готового продукту при випробуванні стандартних зразків. Це напруження характеризує перехід від пружного стану металу, наприклад, при холодній деформації, до пластичної течії металу (рис. 5). При цьому межа плинності металу дорівнює межі пружності (перша точка перегину на рис. 5). Після досягнення межі плинності при подальшій деформації (розтягуванні або стискуванні) зразка метал зміцнюється до межі міцності σ_B , а потім руйнується.

В умовах обробки металів тиском ділянка плинності відсутня (рис. 6, 7) і механічні властивості металу слід характеризувати напруженням течії металу σ_T .

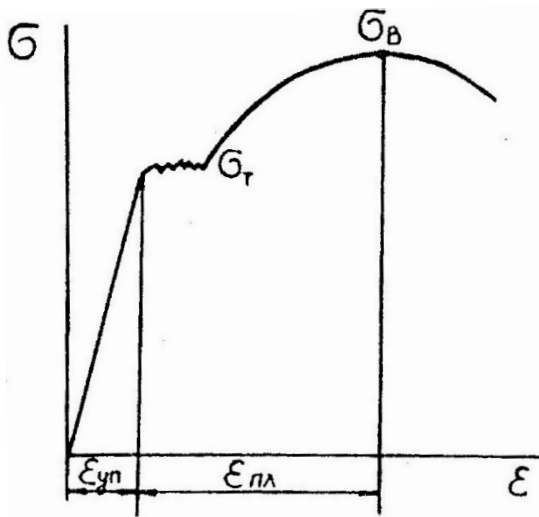


Рис. 5. Діаграма деформаційного зміцнення м'якого металу в холодному стані: $\epsilon_{уп}$ - відносна величина пружної деформації; $\epsilon_{пл}$ - відносна величина пластичної деформації

В даному випадку **напруження течії металу** σ_T - це напруження, при пластичній деформації металу в умовах лінійного напруженого стану, тобто при відсутності контактної тертя. При деформації металу в холодному стані, як впливає з численних досліджень, напруження течії залежить в основному від відносного обтиснення і у меншій мірі залежить від швидкості і температури деформації. При гарячому деформуванні напруження течії металу обумовлене відносним обтисненням, температурою металу і швидкістю його деформації.

Вплив основних чинників на напруження течії описується рівнянням, запропонованим А. Надаї [5]

$$d\sigma_T = \frac{\partial \sigma_T}{\partial t} dt + \frac{\partial \sigma_T}{\partial \epsilon} d\epsilon + \frac{\partial \sigma_T}{\partial T} dT + \frac{\partial \sigma_T}{\partial u} du,$$

де t - температура металу; T - час деформації; ϵ - відносне обтиснення (міра деформації); u - швидкість деформації.

Перший доданок цього рівняння враховує вплив температури нагріву металу, другий - вплив відносного обтиснення (зміцнення або наклепання), третій - зниження міцності металу в результаті рекристалізації (релаксації), четвертий - вплив швидкості деформації. У першому доданку параметр $\partial \sigma_T / \partial t$ (похідна) можна назвати передатним коефіцієнтом, який показує, з якою інтенсивністю змінюється напруження течії σ_T при заданій зміні температури. Аналогічне можна віднести і до інших доданків. Проте закономірності, які необхідні для вирішення приведенного рівняння, повністю не вивчені, а теоретично встановити вказані залежності не представляється можливим. Інтенсивність зміни $\sigma_T = \Phi(t, \epsilon, T, u)$ для різних марок сталі і умов деформації може бути встановлена тільки експериментальним шляхом.

Напруження течії металу визначають в умовах лінійного напруженого стану, тобто за наявності тільки напружень, діючих по напрямку прикладеної сили, при розтягуванні або стискуванні на розривних універсальних машинах або на пластометрах. При випробуваннях одночасно з виміром сили вимірюють також температуру, міру і швидкість деформації [5]. Після випробування штаби (металу) для кожного значення відносного обтиснення (при $t = \text{const}$, $u = \text{const}$) по експериментальних діаграмах встановлюють напруження течії σ_T і отримують залежність $\sigma_T = \Phi(t, \epsilon, u)$ [1-9]. При визначенні σ_T методом стискування штаби потрібно виключити вплив тертя на контактних поверхнях. Для виключення

впливу контактного тертя використовують ефективні технологічні мастила і зразки, розміри яких забезпечують рівномірну висотну деформацію. Проте і за цих умов при стискуванні зразка величина σ_T в 1,04...1,06 раз більше, ніж при розтягуванні.

1.2 Холодна пластична деформація

У процесах обробки тиском використовують холодну і гарячу деформації металів. Основна перевага гарячої обробки металів тиском в порівнянні з холодною - значне зменшення напружень течії і збільшення пластичності при підвищенні температури. Це дозволяє вести обробку з великими мірами деформації при менших силах і витрат енергії.

У холодному стані метали і сплави обробляють тиском в наступних випадках:

- коли перерізи виробу малі і відбувається швидке зниження температури (прокатка тонких штаб (менше 2-х мм), листове штампування);
- при волочінні, коли сила необхідна для деформації визначається міцністю кінця дроту, що виходить з волоки, а підвищення температури знижує як напруження течії, так і міцність кінця, що виходить з волоки;
- для отримання виробів підвищеної точності розмірів і високої якості поверхні (холоднокатаний лист, дріт, прутки, різні серійні штамповані деталі для машинобудування).

Холодною обробкою тиском називають деформацію металу при температурах нижче 200...250⁰С. Загальна деформація металу в холодному стані включає пружну і пластичну деформації. Пружною називається деформація, при якій після зняття навантаження виріб придбає свої первинні розміри і форму. Значення пружної деформації визначається законом Гуку $\varepsilon = \sigma_T / E$, де (ε - відносне обтиснення; E -модуль пружності). При пластичній деформації відбуваються безповоротні зміни розмірів і форми виробу. Безповоротне (залишкове) формозмінення полікристалічного тіла складається з пластичної деформації його зерен зі зміною їх форми і розмірів і їх відносного зміщення за рахунок процесів ковзання і двійникування, що відбуваються [3, 5, 7].

Різне орієнтування площин ковзання окремих зерен в полікристалі обумовлює різночасну деформацію в усіх зернах виробу. В першу чергу пластична деформація починається в тих зернах, в яких площини ковзання розташовані під кутом $\varphi = 45^0$ до напрямку діючої сили. В результаті пластичної деформації в холодному стані збільшуються напруження течії σ_T і твердість RC (по Роквеллу), погіршуються пластичні властивості: зменшуються відносне подовження δ і відносне звуження ψ . Змінюються електричні і магнітні властивості. Зміна механічних властивостей металів значною мірою обумовлена зміною розташування площин ковзання зерен при $\varphi \neq 45^0$, а також

концентрацією уламків зерен на поверхнях ковзання [3,4]. При холодному прокатуванні штаб зерна металу витягуються у напрямку течії металу з утворенням текстури. Наявність текстури визначає анізотропію механічних властивостей вздовж і поперек волокон прокатоної штаби.

З рис. 6 виходить, що інтенсивне підвищення напруження течії (зміцнення) відбувається при обтисненнях до $\epsilon \leq 25\%$.

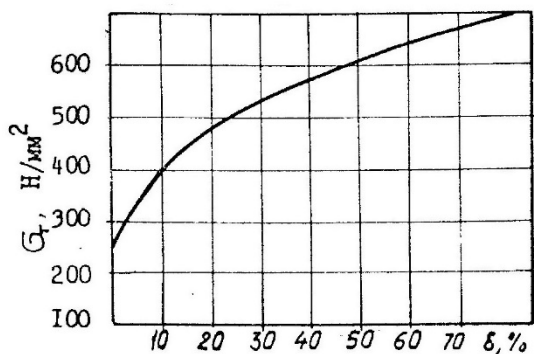


Рис. 6. Зміна напруження течії в холодному стані для сталі марки Ст.08кп

Ймовірно, в цьому інтервалі деформацій відбувається найзначніше викривлення кристалічної решітки, виникає найбільша кількість дефектів структури, що призводять до різкого зростання напруження течії. Спеціальні дослідження свідчать, що напруження течії металу змінюються вже при температурах в межах $t=75\text{...}300^{\circ}\text{C}$, яка має місце в процесі деформації. Сумарна деформація металу складає 60...80 %, після чого подальша пластична деформація ускладнена внаслідок високих значень напруження течії металу і погіршення пластичних властивостей металу. Подальша деформація можлива після відпалу (рекристалізації) металу, при якому зменшуються межа міцності і напруження течії, і збільшується відносне подовження.

1.3 Рекристалізація зміцненого металу

Структура деформованого металу із викривленими кристалічними решітками, подрібненими зернами з великою площею поверхні, значною внутрішньою енергією, у край нестійка. Досить невеликої температури нагріву, щоб в структурі металу почалися процеси зменшення міцності металу. У перший період нагріву відбуваються зміни у будові кристалічної решітки, яка приймає первинний вид. При нагріві в інтервалі температур $t < 400^{\circ}\text{C}$ змін в мікроструктурі не спостерігають, проте в результаті зняття викривлень міцносні характеристики дещо знижуються, а пластичні - зростають. Процес, який супроводжується впорядкуванням будови кристалографічних решіток, називається поверненням або відпочинком (до $t \approx 400^{\circ}\text{C}$).

При більш високих температурах нагріву починається зміна мікроструктури металу, що полягає в укрупненні зерен. Цей процес називається рекристалізацією. Рекристалізація чистого металу, що отримав максимальну міру деформації, починається при температурах (по А.А. Бочвару з $0,4t_{\text{ПЛ}}$ -для маловуглецевої сталі - $t_{\text{ПЛ}} \approx 1565^{\circ}\text{C}$).

Рекристалізація свинцю відбувається при кімнатній температурі. В результаті рекристалізації межа міцності і напруження течії зменшуються, а відносне подовження збільшується, досягаючи значень, що відповідають

початковому (до деформації) стану металу.

З підвищенням температури нагріву металу розміри зерен збільшуються в результаті прагнення системи до зменшення запасу внутрішньої енергії (А.П. Гуляєв). Зародками нових зерен при рекристалізації служать найдрібніші уламки деформованих зерен, що мають найбільшу поверхневу енергію і що внаслідок цього є активними кристалізаторами. При неоднорідній структурі металу, коли є і великі, і дрібні зерна, великі зерна збільшуються за рахунок поглинання ними дрібних зерен.

1.4 Вплив температури, міри і швидкості деформації на напруження течії металу

Обробка металу тиском в гарячому стані (прокатка, кування, тощо) здійснюється при температурах вище за температури початку рекристалізації. Тому особливість гарячої деформації в порівнянні з холодною - одночасне протікання двох процесів: зміцнення і рекристалізація металу. Сталеві вироби обробляють тиском в інтервалі температур 800...1230⁰С. Температуру початку обробки встановлюють виходячи з пластичних властивостей металу, що деформується.

При певних високих температурах нагріву ($t > 1270^{\circ}\text{C}$) заготовка руйнується в результаті перепалу металу. Це обумовлено розплавленням міжзеренних прошарків, температура плавлення яких із-за наявності в них забруднюючих домішок менша, ніж самих зерен, що і призводить до руйнування металу ще до початку деформації. Виходячи з умов збереження цілісності металу температура нагріву під обробку доевтектоїдної сталі не повинна перевищувати 1220...1230⁰С, заевтектоїдній сталі - 1180...1220⁰С, хромистих сталей 15Х-50Х - 1200...1230⁰С, швидкорізальної сталі з підвищеним вмістом хрому і вуглецю і пониженим вмістом вольфраму Р9 (ЭИ262) – 1100...1150⁰С (М.А. Зайков).

У загальному випадку температура початку обробки має бути на 350...360⁰С нижче температури плавлення металу. Для вуглецевих сталей інтервал температур обробки можна встановити по діаграмі залізо-вуглець. Температура кінця обробки встановлюється залежно від необхідних механічних властивостей готового виробу в межах 780...900⁰С.

При гарячій деформації високих штаб відбувається повна рекристалізація з утворенням нових зерен за відсутності зміцнення. Але, як правило, в процесі обробки в гарячому стані рекристалізація протікає не повністю, наприклад, при високих швидкостях і мірах деформації, при низьких температурах обробки, при прокатуванні тонких штаб. Структура частково рекристалізованого металу складається з двох типів зерен: рівноосних і витягнутих. Метал, підданий такій гарячій деформації, в готовому виді виходить зміцненим і для підвищення пластичних властивостей вимагає додаткової термічної обробки.

Залишкове зміцнення при гарячій деформації обумовлене співвідношенням між швидкістю деформації і швидкістю рекристалізації. У

випадку якщо швидкість деформації вище швидкості рекристалізації, наприклад, при прокатуванні штаб на неперервних станах при високих окружних швидкостях валків, завжди існує залишкове зміцнення металу. Температура кінця деформації і кінцева міра деформації, роблять значний вплив на якість продукції і для кожної марки сталі ці параметри повинні визначатися на основі діаграми деформації. Закінчення процесу обробки з обтисненнями, що знаходяться для цієї сталі в області критичних деформацій, робить метал крупнозернистим, що знижує ударну в'язкість, міру подовження, межу міцності і тому подібне.

При холодній деформації, коли рекристалізація відсутня, напруження течії металу залежить в основному від значення відносного обтиснення (рис. 6). Проте досліди А. Надаі і М. Манджойна, О.П. Грудєва і ін. свідчать про те, що і в умовах холодної обробки металу швидкість деформації робить певний вплив на механічні характеристики металу. Так, при випробуваннях металу при температурі 20⁰С і при підвищенні швидкості деформації u від 0,1 до 103 с⁻¹ напруження течії металу збільшується на ~25% (П.М. Кук).

Температура - один з основних чинників, що роблять істотний вплив на напруження течії металу. При цьому з підвищенням температури нагріву межа міцності і напруження течії сталі знижуються, а характеристики пластичності металу підвищуються. Це пояснюється тим, що з підвищенням температури металу амплітуда коливань елементарних часток зростає, а матеріальні зв'язки між ними слабшають. Значення напруження течії при гарячій обробці металів можна вибрати з цих досліджень [5, 6, 8, 37]. Дослідження П.М. Кука [5] показують, що при невеликій швидкості деформації ($u=1,5\text{с}^{-1}$) (гаряча осадка на пресі) напруження течії σ_T змінюється при різних температурах по кривій з максимумом при обтисненнях $\epsilon=30\dots 50\%$. Збільшення напруження течії в початковий період деформації обумовлене тим, що швидкість процесу зміцнення металу випереджає швидкість іншого процесу-його рекристалізації. Після досягнення критичного обтиснення, якому відповідає максимум σ_T , метал додатково розігрівається за рахунок виділення тепла при інтенсивній його деформації і внаслідок цього при подальшому збільшенні обтиснення знижується напруження течії (це спостерігається аж до обтиснень, рівних 70%).

Збільшення швидкості деформації ($u>1,5\text{с}^{-1}$) викликає не лише збільшення напруження течії, але і міняє характер функції $\sigma_T = \Phi(\ln H/h)$. При $t=900\dots 1100^0\text{С}$, $u=100\text{с}^{-1}$ (кування на молоті) в усьому діапазоні обтиснення спостерігається підвищення напруження течії. Це свідчить про те, що інтенсивність зміцнення перевищує інтенсивність роззміцнення за рахунок недостатньої додаткової теплоти при великих обтисненнях. Ґрунтовні експериментальні дослідження впливу різних факторів на напруження течії металу виконали А.В. Третьяков і В.І. Зюзін, Л.У Андрєюк і Г.Г Тюленєв., М.А Зайков, О.О. Діннік [6, 8, 37]. О.О. Діннік досліджував напруження течії сталі 15 марок при осадці металу з різними температурами, мірами і швидкостями деформації. Досліди показали, що підвищення температури деформації від 800 до 1200⁰С істотно знижує напруження течії металу (рис. 7).

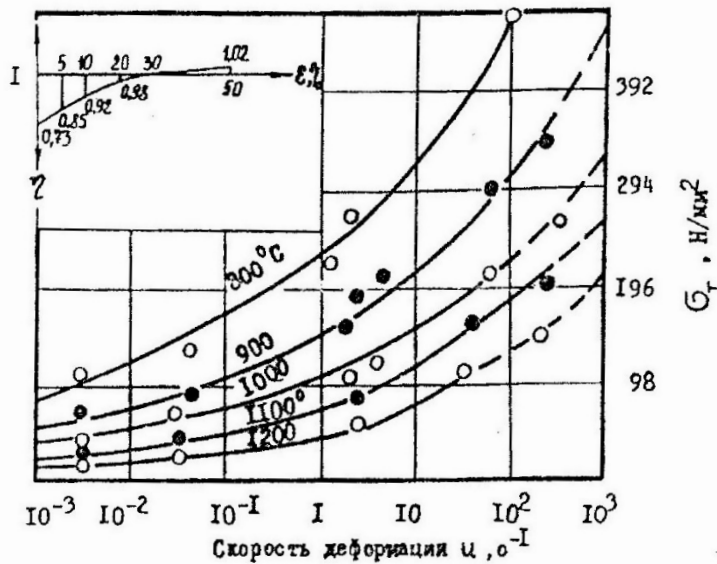


Рис. 7. Напруження течії шарикопідшипникової сталі марки ШХ15 в залежності від швидкості деформації при різних температурах і відносному обтисненню $\varepsilon = 0,3$. У верхній частині діаграми наведено значення поправочного коефіцієнта.

Так, при швидкості деформації $u=1 \text{ с}^{-1}$ при $t=800^\circ\text{C}$ напруження течії дорівнює $\sigma_T=225 \text{ Н/мм}^2$, а при $t=1200^\circ\text{C}$ - $\sigma_T=50 \text{ Н/мм}^2$, тобто в 4,5

рази менше.

За даними рис.7, напруження течії металу можна визначити з умови

$$\sigma_T = \eta \cdot \sigma'_T \quad (1)$$

де σ_T - напруження течії металу при обтисненні $\varepsilon=30$; η - коефіцієнт, що враховує вплив обтиснення.

У роботі [8] досліджено 26 марок вуглецевих, легованих і жароміцних сталей при $900\dots1200^\circ\text{C}$ із швидкістю деформації $0,5; 5,0; 50 \text{ с}^{-1}$ в діапазоні обтискань $5\dots50\%$. Результати досліджень для кожної сталі представлені у вигляді залежностей $\sigma_T = \Phi(t, u, \varepsilon)$ і визначені поправочні коефіцієнти відносно базисного значення напруження течії.

При розрахунку енергосилових параметрів прокатки значення напруження течії металу рекомендується визначати за даними А.В.Третьякова і В.І. Зюзіна [8] або за залежностями В.О. Ніколаєва [37], які дозволяють отримувати найбільш близькі (О.В. Яковченко [47]) до дослідних значення напруження течії металу.

2 ЗОВНІШНЄ ТЕРТЯ ПРИ ОМТ

2.1 Суть зовнішнього контактного тертя

Результатами різних досліджень встановлено, що тертя між металами виникає завдяки зачепленню нерівностей контактних поверхонь і схоплення чистих (не окислених і не забруднених) металів на окремих ділянках контакту.

Схоплення металів відбувається при пластичній деформації в результаті такого зближення двох чистих контактуючих поверхонь, коли виявляється можливим дія між ними ван-дер-ваальсових сил. Значне схоплення металів можливе лише при терті поверхонь у вакуумі, коли на цих поверхнях немає плівок оксидів, мастила і забруднень. У звичайних же умовах граничного тертя

усі поверхні мають шар окислу або мастила, який перешкоджає з'єднанню чистих металів. Проте і за наявності оксидних плівок схоплення чистих металів також можливе. Умови схоплення при цьому визначаються міцністю і твердістю оксидів по відношенню до основного металу, а також пластичною деформацією, яка буде достатньою для руйнування поверхневих плівок і максимального зближення контактуючих поверхонь.

Оскільки твердість оксидів вища за твердість основного металу, то при пластичній деформації відбувається руйнування оксиду і вихід на поверхню чистого металу. Оксид руйнується тим раніше, чим більше відношення його твердості до твердості самого металу (табл.1). Як впливає з табл.1, при пластичній деформації найбільш схильний до схоплення є алюміній, що має на своїй поверхні тверду плівку оксиду (відношення 4,5). А.П.Семенов відмічає, що при дослідженні схоплення шляхом стискування двох алюмінієвих пластинок спостерігається руйнування оксидних плівок і вихід чистого металу на поверхню вже при 20% - ній деформації.

Табл. 1. Міра деформації різних металів для їх схоплення (А.П. Семенов)

Метал	Деформація для схоплення, %	Відношення твердості оксиду до твердості металу
Алюміній	60	4,50
Кадмій	84	1,50
Свинець	84	1,33
Мідь	86	1,30

Зі збільшенням міри деформації вихід назовні чистого металу стає ще більшим. При 60%-ній деформації схоплення настає по усій контактній поверхні (табл.1).

Схоплення відбувається не лише при терті металів в холодному стані, але в ще більшому ступені при терті нагрітого металу. За

даними Ф.П. Боудена і Ж.В. Роу, з підвищенням температури нагріву металу з очищеною поверхнею від кімнатної до 1200⁰С можливість схоплення збільшується і коефіцієнт тертя при схопленні стає дуже великим ($f > 0,5$).

Схоплення між двома металами може відбуватися не лише в однаковому температурному стані, але за умови, що один з них нагрітий до температури пластичної обробки, а інший має температуру менше 100⁰С. В.Д. Кузнецов вважає, що при високих температурах пластичної обробки відбувається щільне контактування поверхонь інструменту і металу без доступу повітря. Значить відсутня причина для утворення нової плівки на поверхні контакту металу і інструменту. Стара плівка оксиду як на інструменті, так і на металі, руйнується, оголяючи чисті ділянки, на яких і відбувається схоплення.

При пластичній деформації розрізняють *тертя гідродинамічне (рідинне тертя), граничне тертя (напіврідинне, напівсухе) і сухе тертя*. При гідродинамічному терті наявність товстого шару ефективною змащуючої рідини ($\delta_{CM} \geq 2\mu m$) забезпечує повну відсутність контакту між поверхнями, що труться. Тертя відбувається усередині шару мастила і характеризується невеликим коефіцієнтом тертя ($f \approx 0,02$) (волочіння сталевого дроту з мильним

порошком - сухе мастило).

У практичних умовах обробки тиском повністю сухого тертя не існує, оскільки в усіх випадках на поверхнях тертя є «забруднення», що створюють умови тертя з адсорбційним мастилом. Чим ефективніше дія адсорбційного мастила, тим менше коефіцієнт тертя.

Зміна сили тертя при ковзанні залежно від умов навантаження і властивостей речовини описується умовою Ш. Кулона (1781 г)[14, 37]

$$T=f \cdot P+F_0, \quad (2)$$

де f - коефіцієнт зовнішнього тертя при ковзанні; P - нормальна сила; F_0 - складова, що враховує сили молекулярного зчеплення (схоплення); T -сила контактного тертя.

Умови Ш.Кулона із-за невизначеності складової F_0 не мають застосування [14, 37].

Для опису закономірностей зміни сили тертя при пластичній деформації використовують в основному умови тертя Г. Амонтона (1699 г) у вигляді

$$T= f \cdot P; \quad \tau= f \cdot p. \quad (3)$$

Відомо також і широко застосовується умова тертя Е. Зібеля

$$\tau=f_{\Pi} \cdot \sigma_{\Phi}; \quad f_{\Pi}=\tau/\sigma_{\Phi}, \quad (4)$$

де τ - дотичне контактне напруження; p - нормальне контактне напруження; f_{Π} - показник тертя; σ_{Φ} - опір металу деформації: $\sigma_{\Phi}=\sigma_T \cdot \lambda$; λ - коефіцієнт Лоде, $\lambda=1 \dots 1,15$.

Між коефіцієнтом тертя і показником тертя існує зв'язок у виді (оскільки напруження в рівняннях (3) і (4) рівнозначні):

$$f_{\Pi}/f=p/\sigma_{\Phi}; n_{\sigma}=f_{\Pi}/f, \quad (5)$$

де n_{σ} - коефіцієнт напруженого стану металу в осередку деформації, що показує інтенсивність дії контактного дотичного напруження.

Визначення коефіцієнта напруженого стану металу через показник і коефіцієнт тертя раніше було запропоноване в роботі [51] і цей параметр може бути отриманий тільки після визначення експериментальним шляхом коефіцієнта тертя f і показника тертя f_{Π} .

Усі відомі методи експериментального визначення коефіцієнта тертя при обробці металів тиском можна розділити на три основні групи[14]:

- 1) непряме визначення, наприклад, по експериментальній силі, яка діє на інструмент, і середньому нормальному контактному напруженню, використовуючи відому точну формулу для теоретичного розрахунку нормального контактного напруження, розраховують коефіцієнт тертя;
- 2) безпосереднє визначення з експериментальних нормальних сил і сил тертя з подальшим розрахунком коефіцієнта тертя за формулою

$$f=T/P; \quad (6)$$

- 3) визначення дотичного напруження тертя τ і нормального напруження p в кожній точці осередку деформації, після чого виконують розрахунок коефіцієнта тертя

$$f = \tau / p. \quad (7)$$

Існують і інші способи визначення коефіцієнта тертя [14, 37]. Наприклад, при прокатуванні коефіцієнт тертя може бути визначений з експериментального випередження.

2.2 Напруження і коефіцієнт зовнішнього тертя при осаджуванні металу

Внаслідок різних швидкостей ковзання в різних точках контактної поверхні зразка при осадці нормальне контактне напруження p і дотичне напруження нерівномірно розподілені в точках контакту. В умовах осадки зразка Е.П. Унксов і В.М. Заварцева встановили (рис. 8), що дотичне напруження розподілене по довжині (a) контакту нерівномірно, але симетрично відносно осі заготовки товщиною H . Крива дотичного напруження тертя складається з трьох ділянок. На першій дотичне напруження зростає, а потім на другій ділянці знижуються, перетинаючи осьову лінію в точці c . В цій точці напруження тертя відсутнє із-за відсутності контактної ковзання. Ділянка підвищення і падіння напружень тертя (біля точки c) відповідає зоні застою на контактній поверхні, що відбиває розміри зони ускладненої деформації в об'ємі металу. На третій ділянці відбувається деяке зменшення напружень τ .

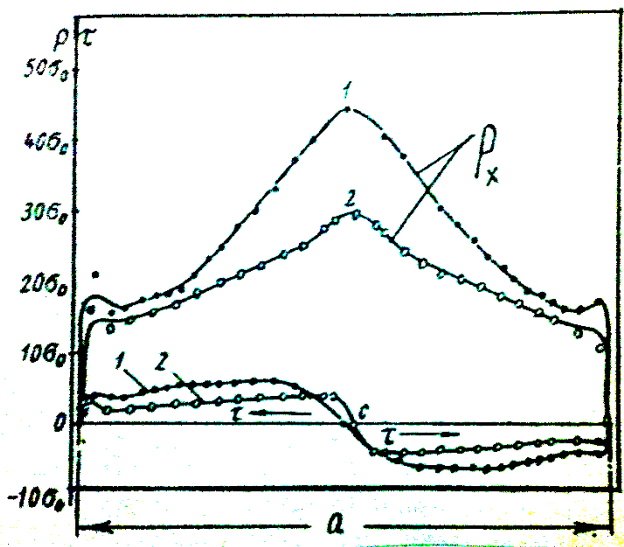


Рис. 8. Зміна p_x і τ по контактній поверхні при осаджуванні свинцю з $a/H = 7$: 1 - без мастила; 2 - з мастилом (суміш машинного масла з графітом); σ_0 - оптична постійна матеріалу моделі.

Нормальне контактне напруження збільшується від краєвих зразка до середини відповідно до збільшення дотичного напруження тертя і на цій ділянці їх зв'язок відбивається умовою тертя (6). На межі зон ковзання і застою (прилипання) напруження тертя $\tau = \sigma_\phi / 2$ і змінюється уздовж ділянки застою у відповідності з формулою

$$\tau = \frac{\sigma_\phi}{2} \cdot \frac{x}{x_3}, \quad (8)$$

де x_3 - половина довжини зони застою (прилипання); x - поточна координата.

Дотичне напруження $\tau = \sigma_\phi / 2$ відповідає напруженню зрізу τ_s металу на контакті з інструментом, тобто $\tau = \tau_s$. За даними експерименту, при осаджуванні свинцевого зразка з $a = 35$ мм і $H = 5$ мм ($a/H = 7$) середні значення

коефіцієнта тертя, визначеного по (7), при осаджуванні без мастила рівні 0,25, а з мастилом - 0,15. Наявність технологічного мастила знижує вплив шорсткостей контактних поверхонь інструменту і зразка і зменшує коефіцієнт тертя в 1,67 рази.

Відомий метод І.Я. Тарновського та ін. [12] визначення коефіцієнта тертя, заснований на застосуванні розрізного інструменту, ідея якого висунена І.М. Павловим. Схема пристрою з розрізними бойками показана на рис. 9. Для випробувань використовують два зразка 3. Верхній зразок встановлюється на розрізні бойки 4, 5, а нижній розташовують між розрізними бойками і плитою 2. При деформації зразка з силою P під дією сил тертя T розрізні бойки давлять на месдозу 6, які за допомогою електронної апаратури фіксують електричний сигнал від месدوزи, що вимірюють силу T . Сила P також через месдозу фіксується апаратурою. Коефіцієнт тертя розраховують по формулі (7), а показник тертя по (4). Метод не точний, оскільки не враховує вплив природного розширення металу.

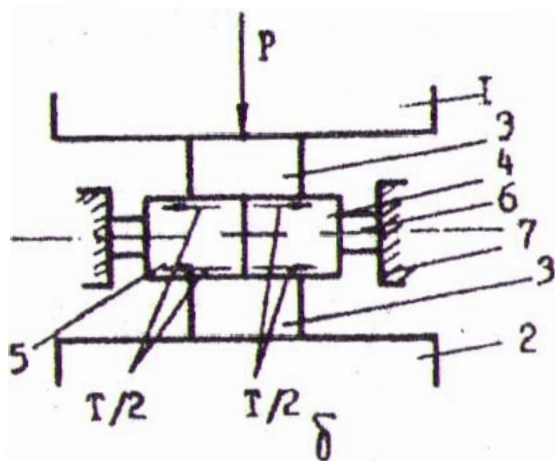


Рис. 9. Схема пристрою для виміру сил тертя по методу І.Я. Тарновського, А.Н. Леванова: 1 - верхній бойок; 2 - плита; 3 - зразок; 4,5 - розрізні бойки; 6 - месдоза; 7 - упор.

Дослідження Н.Г. Євлапова і Г.С. Сахарова [13] свідчать про істотний вплив температури деформації і шорсткості поверхонь зразка титанового сплаву ВТЗ-1 на коефіцієнт тертя. Як впливає з рис.10, характер зміни коефіцієнта тертя від

температури відповідає раніше встановленому І.М.Павловим, але на відміну від вуглецевої сталі максимум залежності $f=\Phi(t)$ розташовано при температурі 300...400⁰С. Підвищення температури викликає зменшення коефіцієнта тертя до 0,1...0,18, що обумовлено зниженням напруження течії матеріалу, що деформується, і опору зрізу шорсткості поверхонь зразків. З дослідів також виходить, що зниження в 8 разів висоти шорсткостей поверхонь металу знижує коефіцієнт тертя в 1,7...1,8 рази ($t=400...900^0$ С). Застосування технологічного мастила забезпечує зниження коефіцієнта тертя завдяки зменшенню долі сухого тертя і підвищенню долі рідинного тертя. Так, в [13] при осаджуванні на сухих валках з шорсткістю зразка $R_a=0,7$ мкм при $t=900^0$ С коефіцієнт тертя виявився рівним 0,25, а при використанні мінерального мастила на графітовій основі МС коефіцієнт тертя знизився до 0,1, забезпечивши зменшення сили деформації і підвищення якості виробу.

У роботі І.Я. Тарновського та ін. [12] показано, що напруження і коефіцієнт тертя в значній степені залежать від фактора форми осередку деформації. Як впливає з рис. 11, зі збільшенням параметра D/H за рахунок зменшення товщини зразка при його діаметрі $D=24$ мм напруження тертя

лінійно зростають. Це обумовлено збільшенням опору переміщенню металу по контакту з інструментом внаслідок збільшення напруження течії металу при зрізі нерівностей поверхонь зразка.

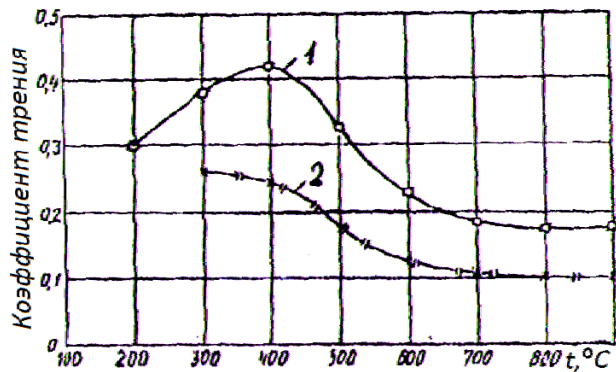


Рис. 10. Вплив температури на коефіцієнт тертя при швидкості переміщення інструменту 4,8 мм/с і постійного нормального напруження рівному 228 Н/мм². Мастило - масляний колоїдальний графітовий препарат МС. Чистота обробки поверхні зразків, мкм Ra: 1 – 10; 2 - 1,25.

Коефіцієнт тертя, визначуваний по формулі (7), змінюється залежно від D/H не лише від напруження тертя τ_{CP} , але і середнього нормального контактного напруження p_{CP} (СНКН). Проте, якщо τ_{CP} змінюється лінійно як функція D/H і залежить лише від контактних умов ковзання, то величини p_{CP} , крім того, залежать від напруження течії металу за усім обсягом осередку деформації. Тому характер зміни коефіцієнта тертя залежатиме від інтенсивності зміни напружень τ_{CP} і p_{CP} в цьому дослідженні. Якщо інтенсивність росту τ_{CP} випереджає ріст p_{CP} , то коефіцієнт тертя зростатиме, і навпаки. Так, при осаджуванні порівняно високих зразків ($D/H < 4 \dots 5$), коли сили тертя слабо впливають на напруження σ_3 , що підпирають, інтенсивність збільшення нормальних напружень p_{CP} нижча, ніж напруження тертя і тому коефіцієнт тертя f зростає. При деформації зразків з $D/H > 4 \dots 5$ ускладнюється схема розподілу напружень тертя за рахунок появи, окрім зони застою, ще зон ковзання [1, 11] і інтенсифікується зростання середнього нормального напруження. У цих умовах коефіцієнт тертя зі збільшенням параметра D/H зменшується.

Розглянута залежність спостерігається не лише в умовах гарячої обробки, але і при холодній деформації металу [12]. Залежно від механічних властивостей матеріалу і параметра D/H коефіцієнт тертя може бути визначений так [12]

$$f = 0,57 / (\tau_s / \tau_{CP} + 0,19D / H),$$

де τ_s – напруження чистого зсуву матеріалу.

Оскільки з умови Мізеса $\tau_s = 0,58\sigma_{\phi}$, то з урахуванням формули (4) отримаємо

$$f = 1 / (1/f_{II} + 0,33D/H).$$

За даними [12], при осаджуванні зразків з різних марок сталей з

$t=950...1150^{\circ}\text{C}$ коефіцієнт тертя при деформації на фрикційному пресі в 1,15...1,35 рази вище, ніж при деформації під копром. Тобто, при збільшенні швидкості осаджування (швидкості ковзання металу на контактній поверхні) коефіцієнт тертя знижується.

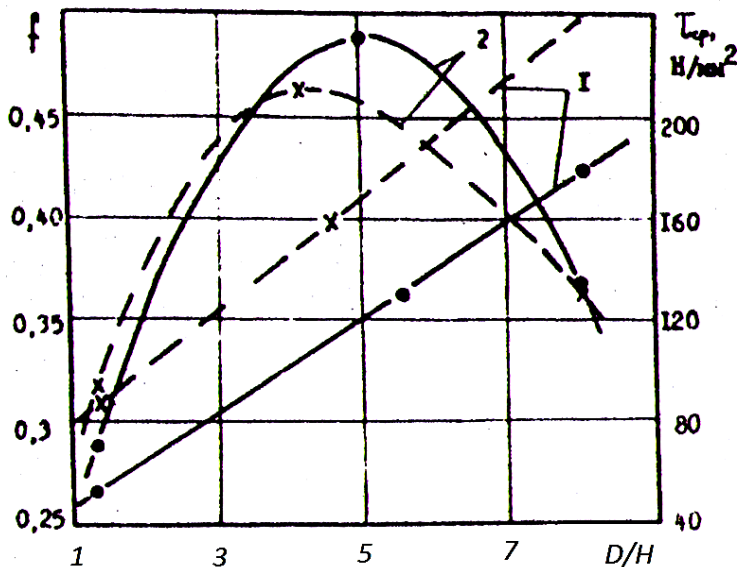


Рис. 11. Залежність коефіцієнта тертя від D/H при осаджуванні на фрикційному пресі при температурі 1050°C і швидкості інструменту 180 мм/с: 1 - напруження тертя τ ; 2 - коефіцієнт тертя f (- - - сталь марки ст.45; --x - сталь марки 4X13). Відносне обтиснення 20...25 %.

2.3 Умови тертя при листовому штампуванні

При листовому штампуванні (витяганні) сила деформування певною мірою обумовлена силами тертя на контактних поверхнях і напруженням течії матеріалу. Для визначення контактних сил тертя відомі декілька методів. Ю.П. Козаков запропонував визначати коефіцієнт тертя методом витягання під пуансоном плоского зразка із закріпленими кінцями. Цей метод досить складний і може бути використаний для оцінки операцій згинання, відбортовки, обжимання і тому подібне.

Для операцій витягання при листовому штампуванні Л.А. Шофман [17] розробив метод визначення коефіцієнта тертя з перетвореної формули для розрахунку сили штампування. Неточність виведення формули виключається використанням двох паралельних випробувань двох заготовок з різною силою притиску Q , а коефіцієнт тертя розраховують таким чином (рис. 12)

$$f = \sqrt{0,5 + 0,8 \frac{P_2 - P_1}{(Q_2 - Q_1)}} - 0,5,$$

де Q_1 і Q_2 - сили притиску при витяганні відповідно першої і другої заготовок; P_1 і P_2 - сили витягання при деформації відповідно першої і другої заготовок.

Недолік вказаного методу - необхідність використання в дослідях двох заготовок і, крім того, ця методика дає усереднене значення f при двох різних силах притиску.

В.О. Ніколаєв і Ю.П. Ведмідь [38] запропонували новий спосіб експериментального визначення коефіцієнта тертя при штампуванні-витяганні. Загальна сила P деформування виробу є результат дії сили P_q , необхідної для

власне пластичної деформації металу і дії сил тертя T на усіх контактних поверхнях заготовки з притиском і матрицею (головним чином на ділянці радіусу закруглення). Враховуючи, що сили тертя спрямовані проти течії металу на усіх ділянках контакту, вектори цих сил можна представити у напрямі дії сили P . Тоді умови рівноваги сил, діючих у вертикальній площині, можна виразити в загальному вигляді таким чином [4]:

$$P = P_q + T_Q + T_M + P_{из}, \quad (9)$$

де T_Q - сила тертя, діюча на заготовку з боку притиску і матриці; T_M - сила тертя, діюча на контактні заготовки з матрицею на ділянці закруглення; $P_{из}$ - сила, необхідна для вигину виробу на радіусах матриці і пуансона.

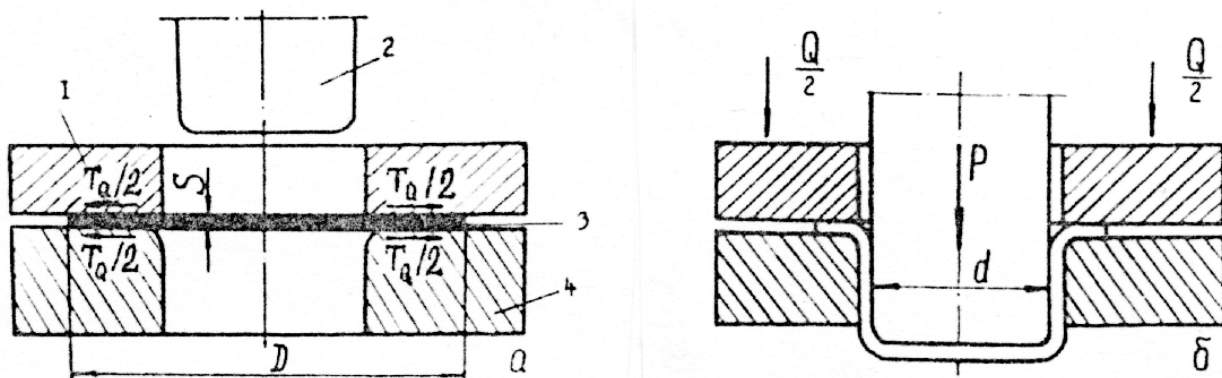


Рис.12. Операції витягання виробу: а - початкова; б - поточна: 1 - притиск; 2 - пуансон для витягання; 3 - заготовка; 4 - матриця

Сила, яка необхідна для пластичної деформації металу при лінійному напруженому стані дорівнює (М.В. Сторожев і Є.А. Попов) [3]

$$P_q = \pi \cdot d \cdot S \cdot \sigma_T \cdot \ln k,$$

де S - товщина заготовки; d - діаметр пуансона; σ_T - середнє напруження течії металу при цій мірі деформації заготовки; k - міра витягання ($k = D/d$); D - діаметр заготовки.

Сила, яка необхідна для вигину виробу, рівна

$$P_{из} = P_q \cdot S / (2R_M + S),$$

де R_M - радіус закруглення радіусів матриці і пуансона.

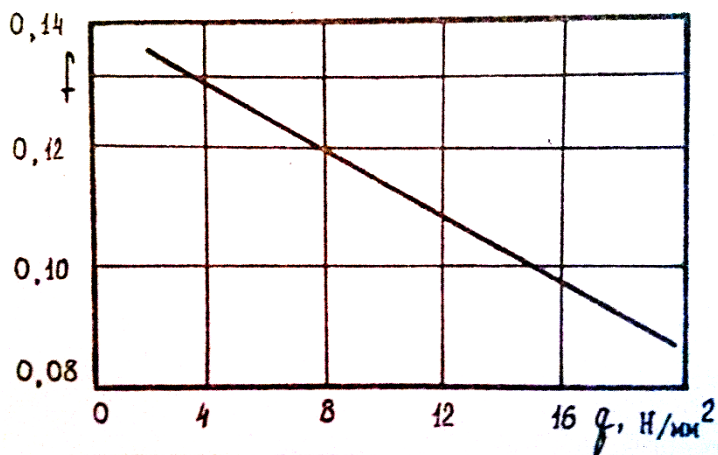
З урахуванням наданих залежностей і рівняння (9) після перетворення отримаємо ($T = f \cdot P$)

$$f = \frac{P - P_q [1 + S / (2R_M + S)]}{1,6P + 2Q}. \quad (10)$$

Сили P і Q визначають експериментально, а напруження течії для деформованого матеріалу, наприклад, за даними [5]. Як приклад, далі приведені визначення коефіцієнта тертя для випадку витягання стакана (гільзи) при товщині стінки $S = 1$ мм, діаметрі заготовки: $D = 134$ мм, діаметрі пуансона $d =$

61,15 мм, міри витягання $k = 2,19$, силі витягання $P = 97$ кН, силі притиску $Q = 18,5$ кН і напруженні течії (з урахуванням зміцнення) $\sigma_T = 386$ Н/мм². В якості мастила використали склад наступних матеріалів, %: олія індустріальна - 20...25, олеїнова кислота - 4,5; 25% -й розчин каустикової соди - 1; тальк в порошку - 15,5; вода - решта.

Встановлено, що коефіцієнт тертя при холодному листовому штампуванні (витяганні) залежить від середнього нормального напруження q під притиском. При цьому з підвищенням q коефіцієнт тертя зменшується (рис. 13), що пов'язано з поліпшенням умов утримання технологічного мастила в мікронерівностях контактних поверхонь заготовки і інструменту.



Підвищення ефективності технологічного мастила (збільшення її в'язкості) сприяє зниженню коефіцієнта тертя.

Рис. 13. Зміна коефіцієнта тертя залежно від нормального напруження притиску ($k = 2,076$, $R_m = 8$ мм, $S = 1$ мм, $d = 61,15$ мм)

Так, при витяганні виробу з жароміцного сплаву ХН75МБТЮ коефіцієнт тертя дорівнює [18]: масло машинне - $f = 0,15$; олія соняшникова - $f = 0,11...0,13$; каніфоль 90%, стеаринова кислота 10% - $f = 0,08$, тобто зі збільшенням в'язкості мастила і змісту в ній поверхнево-активних речовин (ПАР) коефіцієнт тертя знижується.

2.4 Умови тертя при пресуванні металу через матрицю

При пресуванні металу використовують інструмент, робочими елементами якого є контейнер, матриця і калібруючий поясочок (рис. 14). В умовах пресування з прямим витіканням повна сила тертя на контактних поверхнях підсумовується з напруження тертя на стінках контейнера $\tau_{кр}$, на матриці τ_m і на калібруючому поясочку $\tau_{п}$ (рис. 14).

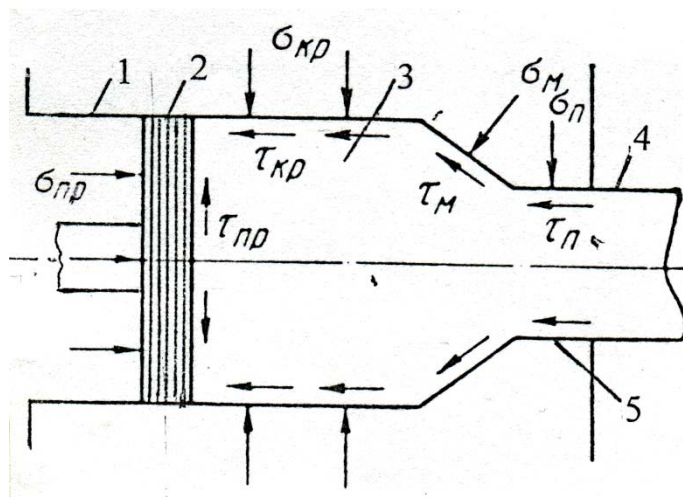


Рис. 14. Напруження на контакті от зовнішніх сил P і T , які діють на метал при пресуванні з прямим витіканням: 1 - контейнер; 2 - плунжер; 3 - заготовка; 4 - готовий виріб; 5 - калібруючий поясочок

Відповідно до цього І.Л. Перлін розрізняє коефіцієнти тертя для

різних елементів контейнера і рекомендує їх для визначення сили пресування (табл. 2).

Як видно з табл. 2, найменші значення коефіцієнта тертя мають місце при пресуванні з мастилом, коли коефіцієнти тертя однакові на усіх ділянках контейнера. Найгірші умови тертя виникають при прориві технологічного мастила і приварюванні металу до поверхні контейнера і матриці або при пресуванні у вакуумі. Значення коефіцієнта тертя f (з умов Амонтона) будуть істотно менше, приведених в табл. 2 значень.

Досліди Л.В. Прозорова показують, що при пресуванні з графіто - масляним мастилом показник тертя знижується до $f_{\Pi}=0,03\dots 0,035$. При гарячому пресуванні сталевих труб і профілів із застосуванням склосмазок показник тертя також дорівнює $0,03\dots 0,035$ [14]. За даними С.І. Губкіна, показник тертя f_{Π} при гарячому пресуванні кольорових металів без мастила в практичних умовах дорівнює [14]:

$t = 900^{\circ}\text{C}$	- 0,11;	$t = 800^{\circ}\text{C}$	- 0,165;
мідь		$t = 850^{\circ}\text{C}$	- 0,135;
латунь -Л68, Л62, ЛС59-1,	$t = 700\dots 850^{\circ}\text{C}$	- 0,19;	$t = 750^{\circ}\text{C}$
бронзові і магнієві сплави -		0,25...0,28;	
магній, алюміній -		0,35.	

Табл. 2. Значення показників тертя для різних елементів облаштування пресування

Умови тертя	Показники тертя	
	$f_{\text{кр}}, f_{\text{м}}$	f_{Π}
Пресування з мастилом	0,25	0,25
Пресування без мастила, але з м'якою окалиною	0,5	-
Пресування без мастила і без окалини	0,75	0,5
Пресування в умовах приварювання металу до стінок контейнера або у вакуумі	1,0	-

$f_{\text{кр}}, f_{\text{м}}, f_{\Pi}$ - показники тертя відповідно на стінках контейнера, матриці і поясоцку.

2.5 Умови тертя при волочінні металу

У роботах [14, 15] описані декілька методів експериментального визначення коефіцієнта тертя при волочінні дроту (рис.3) у тому числі метод волоки, що обертається (метод Г. Закса), і метод розрізної волоки (метод О.О. Дінніка). Метод Г. Закса, як показала експериментальна перевірка, у ряді випадків волочіння не дозволяє отримувати реальних значень коефіцієнта

тертя, а метод О.О.Дінніка складний для реалізації. Більш практичним слід вважати метод розрахунку показника тертя, який використовує найбільш достовірні формули для розрахунку напруження волочіння. До таких можна віднести формулу Кербера-Ейхінгера, з якої маємо

$$f_{II} = \left\{ \left[\left(\frac{\sigma_{ВЛ}}{\sigma_T} - 0,77\alpha \right) \frac{1}{\ln \mu} \right] - 1 \right\} tg\alpha; \quad (11)$$

$$\alpha = 0,815\alpha_K; \quad tg\alpha_K = (d_0 - d)/l_B,$$

де $\sigma_{ВЛ}$ - напруження волочіння; σ_T - середнє напруження течії металу при волочінні; α - фактичний напівкут вхідного (робочого) конуса волоки [39]; α_K - геометричний напівкут вхідного (робочого) конуса волоки (рис. 15); l_B - довжина контакту дроту з волокою; μ - коефіцієнт витягання дроту; d_0 і d - діаметр відповідно катанки (заготовки) і дроту.

При визначенні показника тертя вимірюють силу волочіння P , а потім розраховують напруження волочіння $\sigma_{ВЛ} = P/F$ (де F - площа поперечного перерізу дроту після волочіння) і по формулі (11) розраховують показник тертя.

В.О. Ніколаєв і О.Г. Васильєв [34, 40] запропонували новий метод визначення показника тертя по силі, яка потрібна для протягання через волоку за наявності тільки пружної деформації дроту. Цей метод реалізують таким чином. Підготовлений дріт протягають із заданим обтисненням через волоку (рис.15) з фіксацією сили волочіння. Процес волочіння зупиняють після протягання 1/2...2/3 частини довжини дроту, а потім на цій же або іншій установці стягують волоку з деформованої ділянки дроту з виміром сили стягання при пружній деформації дроту після відриву її в осередку деформації від металу. У другому варіанті дріт протягають через волоку із заданим обтисненням на усій її довжині, а потім ще раз протягають дріт через ту ж волоку, але тільки в умовах пружної деформації. При повторному протяганні процес виконують без подання додаткового мастила або із застосуванням різних мастил. В усіх випадках вимірюють силу повторного протягання, а показник тертя розраховують з формули[34]:

$$f_{II} = Q/(3,14d \cdot l_k \cdot \sigma_{T1}), \quad (12)$$

де Q - сила повторного протягання дроту при її пружній деформації; d - діаметр дроту після волочіння; l_k - довжина калібруючого поясочка; σ_{T1} - напруження течії металу протягнутого дроту.

Довжину калібруючого поясочка l_k визначають по відбитках меж осередку деформації на дроті [33]. Фізична суть методу полягає в тому, що в результаті повторного протягання через волоку на поверхню калібруючого поясочка впливає радіальне напруження тільки від пружної деформації дроту,

тобто від напруження течії металу. Подолання цього напруження викликає появу сил тертя, сума значень яких чисельно дорівнює силі Q .

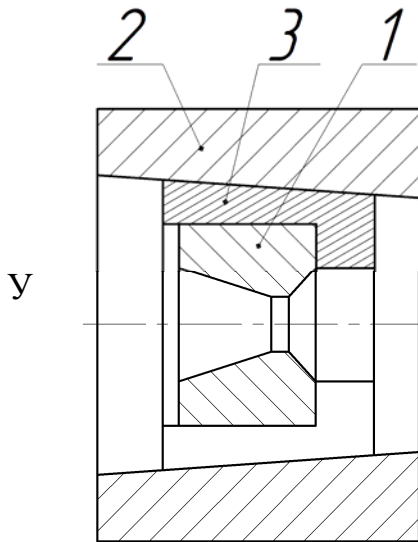


Рис. 15. Одинарна волока: 1 - твёрдосплавный вкладыш (волока); 2-стальной корпус; 3 - затисковая втулка (Н.М. Чиглаков)

лабораторних умовах оцінені методи визначення показника тертя з використанням формул (11) і (12). Досліди проведені на універсальній розривній машині із швидкістю протягання 1мм/с. Зразки із сталі Бст.ОМ з початковим діаметром $D = 4,81$ мм протягували з використанням порошку натрієвого мила. За даними вимірів і розрахунків отримані

наступні, близькі між собою, значення показника тертя

по формулі (11) - $f_{\Pi} = 0,097$;

по повторному протягання (12) - $f_{\Pi} = 0,085$.

На підставі дослідних даних [40] для сталевго дроту співвідношення f_{Π}/f між показником і коефіцієнтом тертя для сталевго дроту має вигляд

$$f_{\Pi}/f = 2,13 - 1,16\mu . \quad (13)$$

З формули (13) виходить, що при волочінні показник тертя практично завжди менше коефіцієнта тертя. Формули для розрахунку коефіцієнта (показника) тертя при волочінні сталевго і мідного дроту наведені в роботі [40].

На умови тертя при волочінні впливають з різною мірою усі технологічні чинники. Наприклад, підвищення швидкості волочіння сприяє збільшенню коефіцієнта тертя [14] за рахунок погіршення надходження сухого мастила в осередок деформації. Так, за даними [14], збільшення швидкості волочіння від 0,3 м/с до 15 м/с коефіцієнт тертя зростає з 0,05 до 0,08. Цьому ж сприяє збільшення обтиснення при волочінні з рідкими мастилами. За даними Н.Г. Решетникова [14], при волочінні дроту з алюмінієвих сплавів з рідким мастилом (мазут) підвищення коефіцієнту витягання від $\ln\lambda=0,10$ до $\ln\lambda=0,43$ викликає незначне збільшення коефіцієнта тертя від 0,05...0,06 до 0,077...0,085.

При волочінні через волоку, що обертається, були отримані дані, що свідчать про зниження сили волочіння і коефіцієнта тертя з підвищенням швидкості її обертання [9]. При збільшенні числа обертів волоки з $n=0$ до $n=182$ хвил⁻¹ коефіцієнт тертя знижується на $\sim 25\%$, що свідчить про підвищення ефективності волочіння. Зниження коефіцієнта тертя з використанням волоки, що обертається обумовлено зменшенням долі сухого тертя за рахунок поліпшення умов надходження технологічного мастила в осередок деформації.

На підставі дослідних даних [40] встановлено, що коефіцієнт тертя при $\lambda > 1,15$ практично не залежить від коефіцієнта витягання (волочіння однією волокою, мастило - мильний порошок). Показано також, що характер зміни

коефіцієнта тертя в умовах волочіння значною мірою визначається величиною середнього напівкута робочого конуса волоки. При цьому, чим більше напівкут, тим більше коефіцієнт тертя, що пов'язано з погіршенням умов захвату мастила.

3 ОПЕРАЦІЇ КУВАННЯ ЗАГОТОВОК

3.1 Основні технологічні операції при куванні

Вільним (відкритим) куванням називають процес виготовлення деталей спрощеної форми (поковок) за допомогою плоских бойків на молоті або пресі, із застосуванням універсального інструменту і пристосувань, а також кування на ковадлі вручну. Вільною ковкою виготовляють поковки від найменших (0,1 кг) до великих, таких, що мають масу до 300 т. Вільне кування застосовується в штучному і дрібносерійному виробництві, для яких гаряче штампування не рентабельне внаслідок значних попередніх витрат на інструмент (штампи) [3, 4, 20, 21, 23].

Початковим матеріалом для поковок масою понад 0,5т служать сталеві зливки, а також зливки кольорових металів і сплавів. Дрібні і легкі поковки кують з сортового прокату (квадратного, круглого і прямокутного профілю), а також із катаних заготовок (блумів) із стороною квадрата 150...450 мм.

Вільним куванням виготовляють поковки різноманітного призначення. Так, куванням отримують (прямі і колінні) вали суден масою 120 т і більше, турбінні диски, ротори генераторів, вали гідротурбін (170 т), колони гідравлічних пресів (230 т), кільця діаметром до 4 м, валки прокатних станів (до 55 т), вагонні осі, крюки і траверси мостових кранів, шатуни і колінчасті вали двигунів, фланці, шестерні, важелі і тому подібне.

Основними прийомами (операціями) вільного кування, при поєднанні яких можна виготовити і складну поковку, є: осадка, витягання, прошивка, гнучка, закручування, рубка, ковальське зварювання, правка і обробні операції.

Осадкою називають ковальську операцію, при якій висота заготовки зменшується, а поперечний переріз збільшується. Осадка здійснюється на плоских бойках (рис.16, а), що мають хвостовик 1 у вигляді «ластівчиного хвоста» для кріплення до молота. При осаджуванні заготовку встановлюють нижнім торцем на плиту (рис.16, б) і піддають обтисненню ударами або натисненням на пресі. Осадка застосовується як для зміни форми так і для зменшення векторіальної анізотропії механічних властивостей поковки (наприклад, при виготовленні зубчастих коліс, фланців, дисків). Висота початкової заготовки при осаджуванні як правило не перевищує двох товщини (діаметрів), тобто $H/D < 2$, щоб уникнути поздовжнього згину заготовки на початку осаджування. Різновидом осадки є висадка, коли виріб отримує збільшення поперечних розмірів не по усій довжині (висоті), а місцеве (рис.16, в).

Витягання є операцією, при якій довжина початкової заготовки збільшується за рахунок зменшення її поперечного перерізу. Витягання

здійснюється послідовними ударами молота (або натиснень на пресі), що завдаються по довжині заготовки. При цьому заготовка подається уздовж осі витягання і кантується на 90^0 . При виготовленні деталі з прокату значення деформації лімітується лише необхідністю отримання заданих розмірів, а при використанні зливок для отримання якісних поковок потрібна певна деформація, значення якої оцінюють коефіцієнтом уковки ($\lambda = F_0/F_1$, де F_0 і F_1 - площа поперечного перерізу відповідно зливка і поковки. Виробничий досвід показує, що коефіцієнт λ змінюється в межах $\lambda = 2,5 \dots 12$.

Процес кування на ковальських молотах і пресування на пресах виконують після нагріву заготовки (зливка) до температур $1150 \dots 1220^0\text{C}$. При виборі молота або пресу враховують матеріал, який необхідно піддавати обробці, його пластичні властивості. Високолеговані і жароміцні сталі і багато сплавів кольорових металів, що мають низькі пластичні властивості, деформують при невеликих швидкостях осадки. Великі поковки масою $G_{\text{сл}} > 2$ т отримують тільки на пресах.

Для обробки заготовка подається упоперек бойків (рис.16, г). Бойки застосовують плоскі вузькі і вирізні (фасонні) (рис. 16, д). При витяганні метал не лише подовжується, але і тече завширшки. Вирізні бойки застосовують з метою зменшення розширення металу і, отже, для збільшення витягання. Витягання застосовується при куванні валів, осей, шатунів, штоків, тощо.

Відношення початкового поперечного перерізу до кінцевого визначає величину уковки. При витяганні із зливка уковка має бути більший $2,5 \dots 3$. Така уковка потрібна для дроблення дендритної структури зливка, внаслідок чого метал придбає дрібнозернисту структуру. Різновидами операції витягання є: розплющення (розширення, розгін), витягання порожнистого циліндра на оправці (рис. 16, е) і розкатування кільця на циліндричній оправці (рис. 16, ж).

Прошивка застосовується для отримання в поковці наскрізного отвору або ж поглиблення. Інструментом для прошивки є прошивень. На рис.16,з показана прошивка конічним прошивнем 2 товстих заготовок, а на рис.16,і - пробивка тонкої заготовки за допомогою прошивня і підкладного кільця (матриці) 3.

Згинання застосовується при виготовленні крюків, колінчатих валів, косинців, якорів і тому подібне. Здійснюється гнучка на бойках із застосуванням підкладок або спеціальних пристосувань (нижників, штампів). На рис. 16,к показана гнучка крюка за допомогою роликового пристосування. Випадком гнучки є також передача металу (рис. 16,м): заготовка заздалегідь пережимається напівкруглою або тригранною пережимкою з двох сторін, після чого, користуючись підкладками 4, здійснюють зміщення (передачу) частини заготовки.

Закручування застосовується для повороту однієї частини поковки відносно іншої на певний кут. За допомогою закручування виготовляють вали з колінами, розташованими під кутом 90^0 і 120^0 , вилки, важелі та ін. При закручуванні застосовують комірчики, вилки, люнети, хомути і інші інструменти. На рис. 16, л показаний процес викручування колінчатого валу із застосуванням вилки.

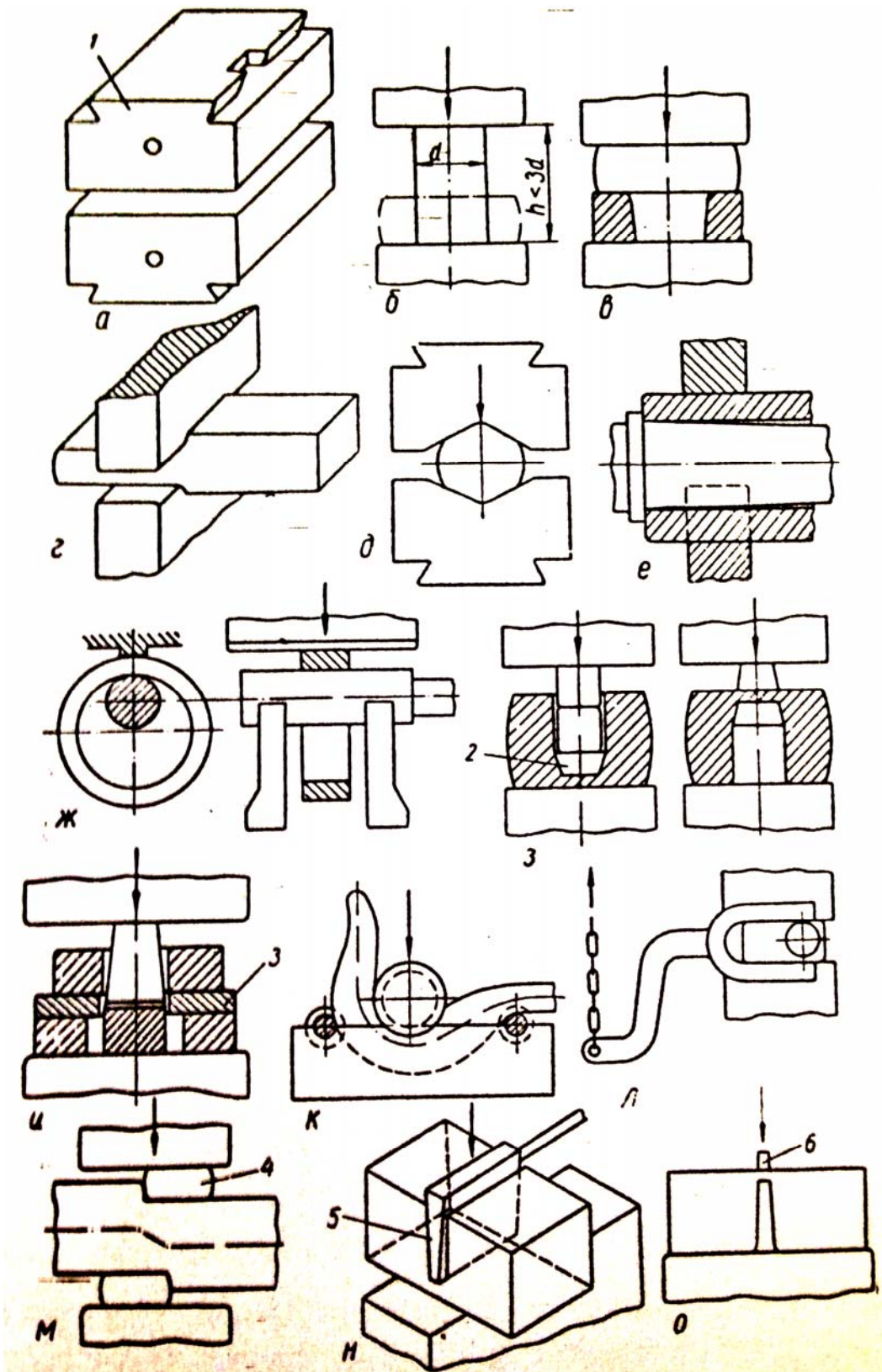


Рис. 16. Схеми виконання основних операцій вільної ковки: а - бойки; б - осадка; в - висадка; г - витягання плоскими бойками; д- витягання фасонними бойками; г - витягання за допомогою оправки; ж - роздача на оправці; з - прошивка; і - прошивка на підкладном кільці; к - гнучка; л - закручування; м - передача; н - рубка; о - закінчення рубки відсіченням.

Рубка служить для розділення заготовки на частини (рубка), часткового розділення (розруб, надрубання), відділення частини матеріалу по зовнішньому контуру поковки (обрубання) або по внутрішньому контуру (вирубання). Рубку застосовують для отримання з великої заготовки декількох заготовок меншого розміру, видалення надлишків на кінцях поковки, видалення донної і прибуткової частин зливка і для отримання фігурних поковок (колінчаті вали з вирубаними колінами, дишла, вилки і тому подібне).

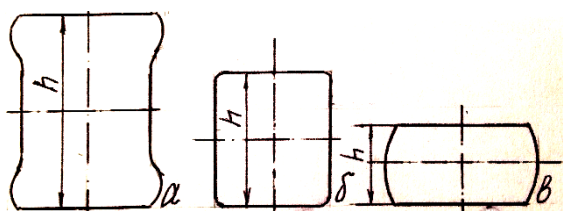
Інструментом для рубки служать сокири (прямі і фасонні). Схема рубки показана на рис. 16, н. Нагріту заготовку кладуть на нижній бойок, на місце розрубу ставиться ковальська сокира 5, якою робиться рубка металу під пресом або молотом. Коли залишається тонка перемичка, заготовку кантують на 180° і накладають прямокутну відсічку 6 (рис. 16, о), ударяючи по якій закінчують рубку (для поковок середнього розміру товщина перемички дорівнює 15..20 мм).

Ковальське зварювання полягає у з'єднанні в одне ціле окремих частин поковки або кінця заготовки шляхом нагріву їх до дуже високої температури ($t > 1300^{\circ}\text{C}$) і подальшого проковування. Нині ковальське зварювання застосовують в окремих випадках.

3.2 Нерівномірність деформацій при осаджуванні

При осаджуванні деформація не може бути однорідною оскільки дотичне напруження має максимальну величину на контактних поверхнях заготовки, але їх вплив може бути відсутнім в центральній зоні заготовки. Внаслідок цього деформація елементів контактної поверхні буде менше деформацій в поперечних перерізах, віддалених від торців, що і спостерігається насправді (рис. 17-19).

У разі циліндричної заготовки поперечні перерізи зберігають круглу форму, а прямокутні отримують в площині бочкоподібну форму (рис. 19). Міра і характер бочкоподібності залежить, передусім, від величини коефіцієнта контактного тертя. Чим більше останній, тим сильніше спостерігається гальмування точок, розташованих на контакті і тим більше буде, за інших рівних умов, різниця між діаметрами торців на контакті осадженої заготовки і діаметрами інших її перерізів по висоті. При цьому у низьких заготовок $H_0/D_0 < 1$ переріз по середині висоти має максимальний діаметр, тобто заготовка відразу набуває бочкоподібної форми (D_0 і H_0 - діаметр і висота заготовки) (рис. 17, в).

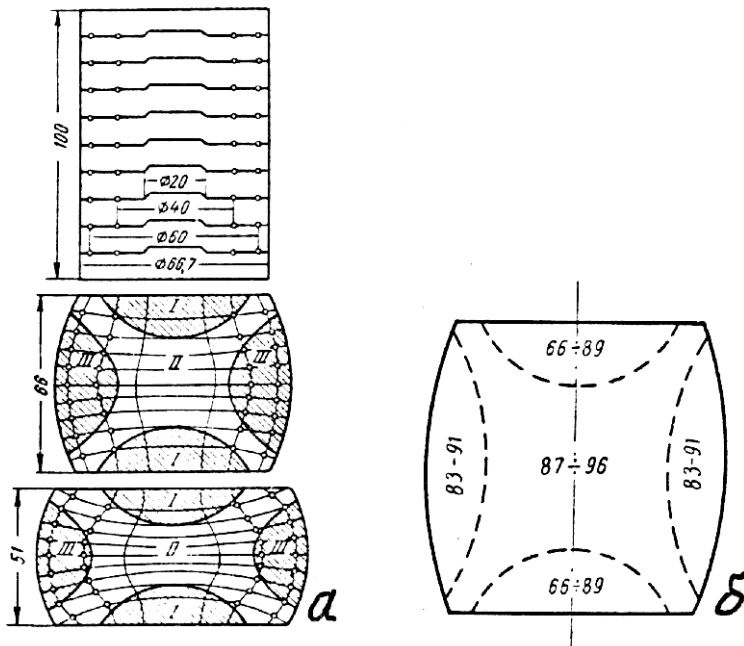


Якщо ж робиться осадка високих заготовок $H_0/D_0 > 1$, то течія металу значно ускладнюється і форма бічних поверхонь поковки набирає вигляду двох бочок у торців, з'єднаних циліндричною частиною (рис. 17, а)

Рис. 17. Характер бочкоподібності циліндричної заготовки при осаджуванні

Потім, при подальшому осаджуванні діаметр циліндричної частини росте і заготовка отримує форму циліндра (рис.17,б). При ще більшій деформації діаметр середнього перерізу збільшується інтенсивніше і заготовка набуває бочкоподібної форми (рис.17, в). Спотворення зовнішнього контура повною мірою характеризує міра нерівномірності деформації внутрішніх зон і осаджуваної заготовки. При цьому в загальному випадку можна розрізняти три зони.

Зона I (рис. 18), прилегла до торців заготовки, і має незначну деформацію по висоті, що пояснюється впливом сил тертя на контактних



поверхнях, що створюють в цих зонах досить різко виражене усебічне стискування.

Рис. 18. Характер нерівномірності деформацій (а) і твердість (б) по висоті зразка після осаджування.

Ці зони є зонами "затриманої" або «ускладненої» деформації. Метал в них менш податливий і вони розклинюють зону II (рис.

18, а), що знаходиться між ними, деформація елементів якої найбільш інтенсивна як в осьовому, так і в радіальних напрямках. Інтенсивність деформації зони III (рис. 18, а) займає проміжне положення між двома першими. Зі збільшенням міри осаджування заготовки з великими співвідношеннями Н/D, зона III різко зменшується, а зони I і II практично зливаються і деформація охоплює об'єм цих обох зон при різко вираженому об'ємному напруженому стані у зв'язку зі зближенням контактних поверхонь. Нерівномірність деформації і бочкоподібність зменшуються. Наявність перелічених вище зон підтверджується експериментальними дослідженнями, які проведені різними методами: осадки багат шарових зразків, осадкою зразків з ввинченими шурупами (І.М. Павлов), з визначенням твердості по полю холоднодеформованого зразка після розрізу (С.І. Губкін) (рис. 18, б).

На рис. 18, б показаний розподіл твердості зон після осаджування алюмінієвого зразка, з якого виходить, що найбільша міра деформації і зміцнення металу має місце в центральній зоні II. В останньому випадку в зонах з більшою деформацією твердість внаслідок зміцнення буде вища, ніж в зонах, що піддалися меншій деформації. Вимір деформацій безпосередньо на торцях заготовки після осадки за допомогою заздалегідь нанесеною координатної сітки показує, що на торцях заготовки можуть спостерігатися дві зони: ковзання і гальмування. У першій периферійній кільцевій зоні частки металу в

циліндричних зразках переміщуються відносно бойків в радіальному напрямі і відстані між концентричними рисками, нанесеними на торці зразка, збільшуються. У другій центральній зоні ковзання не спостерігається і діаметри концентричних рисок не змінюються. Виконаними експериментами Є.П. Унксов показав, що зоні ковзання відповідає зона пропорціональності контактних дотичного напруження і нормального напруження, тобто $\tau = f \cdot p$ (умови тертя Г. Амонтона), а зона гальмування утворюється при досягненні дотичним напруженням максимальної абсолютної величини $\tau_s = 0,5\sigma_\phi$. Зона ковзання майже не спостерігається при осаджуванні заготовок з $H_0/D_0 > 1$ (високі заготовки), а збільшення діаметру на торці йде головним чином за рахунок переходу металу з бічних поверхонь на контактні.

Міра деформації при осаджуванні циліндричної заготовки визначається співвідношенням

$$\varepsilon = \Delta h / H$$

де Δh і H - абсолютне обтиснення і початкова висота заготовки.

Середній діаметр D початкової заготовки визначають з умови закону постійності об'єму металу до і після деформації таким чином:

$$\frac{\pi \cdot D^2 \cdot H}{4} = \frac{\pi \cdot d^2 \cdot h}{4}; \quad D = d \sqrt{h / H}, \quad (14)$$

де d і h - середній діаметр і висота готової поковки (виробу). Діаметр готового виробу з рівняння (14) буде дорівнювати

$$d = D \sqrt{H / h}$$

3.3 Нерівномірність деформації і геометричні параметри при осаджуванні заготовки прямокутного перерізу

При осаджуванні призматичної заготовки в результаті висотного обтиснення відбувається зміщення металу в поперечному (по більшій стороні) і в поздовжньому (по меншій стороні) напрямках (рис.19,20). Міра цього зміщення в загальному випадку визначається опором з боку інструменту течії металу на контактні поверхні. При обробці тиском цей опір залежить від зовнішнього тертя на контактних поверхнях, форми інструменту і розмірів осередку деформації. Вірогідно, що чим менше опір в якому-небудь напрямі, тим інтенсивніше в цьому напрямі течія металу. Ця умова визначає закон *найменшого опору течії металу в осередку деформації*.

Згідно з цим законом, як вважають А.Ф. Головін, С.І. Губкін та ін. [3], метал при обтисненні тече по нормалях (у горизонтальній проекції) від центральних шарів до периферії виробу (рис. 19). При цьому точки, що лежать на бісектрисах кутів, і на лінії розділу, мають однакові умови для переміщення (ці лінії розділу течії металу називають нейтральними). Тому поверхня контакту матиме лінії і площини розділу течії металу, в області яких

переміщення металу в поздовжньому і поперечному напрямках ускладнено. Кожна сторона зразка в результаті такої деформації виходить опуклою.

На підставі закону найменшого опору, розміри прямокутника по меншій стороні "a" збільшується більшою мірою, чим по більшій стороні "b" (рис.19), і вже при малих обтисненнях прямокутник перетворюється в еліпс (рис.19, 20). При подальшому збільшенні висотної деформації еліптичний переріз прагне до круглого, що має найменший периметр при цій площі. Проте отримання кінцевого перерізу у формі круга можливе тільки у тому випадку, якщо тертя по контактних поверхнях різне по напрямках a і b (анізотропно). При ізотропії тертя переріз виробу виходить у вигляді еліпса, а не круга.

Визначення співвідношення між поперечною і подовжньою деформаціями. Згідно із **законом постійності об'єму**, у будь-який момент деформації справедлива рівність:

$$dV = dV_x + dV_y, \quad (15)$$

де dV , dV_x , dV_y - елементарні об'єми металу, що зміщуються відповідно по висоті зразка, в поздовжньому і поперечному напрямках (на розширення).

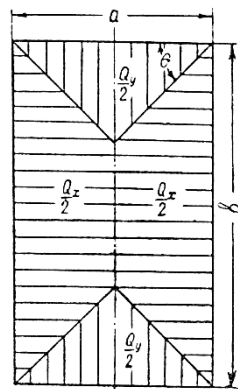
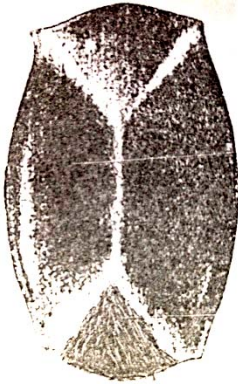


Рис.19.Нейтральні лінії при осаджуванні прямокутного свинцевого темплету в умовах анізотропного тертя

Рис. 20. Зони на контактній поверхні, які утворюються нейтральними лініями при осаджуванні прямокутного темплету

Для нескінченно малого обтиснення запишемо:

$$\begin{aligned} dV &= -b \cdot a \cdot dh; \\ dV_y &= a \cdot h \cdot db; \\ dV_x &= b \cdot h \cdot da, \end{aligned} \quad (16)$$

де dh , db , da - відповідно елементарні обтиснення, розширення і подовження поковки (параметр dV з мінусом, оскільки розмір зменшується). З урахуванням (16) маємо

$$k_y = \frac{dV_y}{dV} = -\frac{a \cdot h \cdot db}{b \cdot a \cdot dh}; \quad k_x = \frac{dV_x}{dV} = -\frac{b \cdot h \cdot da}{b \cdot a \cdot dh}; \quad (17)$$

де $\frac{db}{dh}$ і $\frac{da}{dh}$ - показники переміщення металу відповідно поперечного і поздовжнього напрямку відносно обтиснення; k_y і k_x - коефіцієнти розширення і поздовжньої течії металу відповідно.

З (17) отримаємо

$$\frac{db}{b} = -k_y \frac{dh}{h}; \quad \frac{da}{a} = -k_x \frac{dh}{h}. \quad (18)$$

З урахуванням геометричних співвідношень (рис. 20)

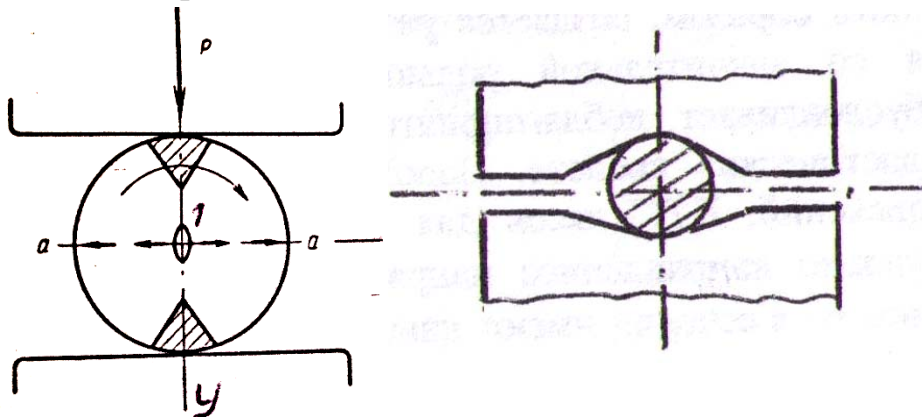
$$k_y = 1 - b \cdot \operatorname{tg} \theta / 2a; \quad k_x = b \cdot \operatorname{tg} \theta / 2a \quad (19)$$

де θ - кут між нейтральним перерізом і стороною a (рис. 20).

З (18) і (19) А.Ф. Головін отримав формули для визначення коефіцієнтів розширення ($\beta_y = b/B$) і подовження ($\lambda = a/a_0$)

$$\beta_y = \frac{1/\eta}{\sqrt{1 + B \cdot \operatorname{tg} \theta \cdot (1/\eta - 1) / a}}; \quad \lambda = \frac{1}{\eta} \cdot \frac{1}{\beta_y}, \quad (20)$$

де B - ширина заготовки; a - довжина бойка; $1/\eta = H/h$ - коефіцієнт обтиснення; λ -



коефіцієнт подовження; β_y - коефіцієнт розширення. У практичних розрахунках можна прийняти $\operatorname{tg} \theta = 1$ оскільки $\theta \approx 45^\circ$.

Рис. 21. Кування круглої заготовки плоскими (а) і з врізами (б) бойками

При обробці (куванні) круглої заготовки плоскими бойками (з невеликими обтисненнями за кожен удар молота або натиском на пресі), безперервно кантуючи її після кожної деформації, можна отримати вироби також круглого перерізу з меншою поперечною площею. Проте в практиці кування відомо, що при такому способі витягування круглої заготовки, навіть з пластичної сталі (металу) по її осі (в центральній області), утворюється рихлість. Це пояснюється особливостями напруженого стану круглої заготовки при обтисненні плоскими бойками. У зонах безпосередньої дії бойків на контактні деформація по ширині заготовки затримується, а в центральній зоні має місце вільна, в протилежному напрямі від центру, інтенсивна течія металу у напрямку от центра (по $a-a$). При цьому в заготовці виникають розтягуючі напруження, які, наростаючи від периферії до центру, прагнуть "розірвати" серцевину заготовки.

Таким чином, створюється різнойменна схема напруженого стану зі значним розтягуючим напруженням, яка обумовлює руйнування металу.

При використанні бойків з циліндричними врізами (рис. 21) збільшується обтиснення, зменшується нерівномірність деформації і

виключаються розтягуючі напруження σ_2 по усьому перерізу, а також і руйнування металу.

4 СИЛА І НАПРУЖЕННЯ ПРИ КУВАННІ ЗАГОТОВОК

При операціях кування і штампування, за окремими виключеннями, робочий орган машини і закріплений на ній інструмент, мають прямолінійну поступальну ходу здійснюючи необхідне обтиснення при деякій силі деформації. Активна деформуюча сила завжди дорівнює опору, який здійснює виріб. Знання деформуючої сили при цій операції дозволяє правильно вибрати характеристику машини для здійснення необхідної пластичної деформації. Суть не змінюється, якщо робочий орган машини має не поступальний, а обертальний рух, як наприклад, в процесах прокатки металу, гнучки і правки на роликівих правильних машинах. У цих випадках, окрім дії сили на валки, необхідно знати також і потрібний момент кручення.

При операціях осаджування, витягування, прошивки, витискування, об'ємного штампування та ін. деформуюча сила передається через поверхню контакту інструменту з металом. Для того, щоб визначити величину деформуючої сили, необхідно в першу чергу визначити величину нормальних контактних напружень на поверхні контакту інструменту і виробу.

4.1 Сила при осаджуванні циліндричної заготовки

Осадка є найбільш характерною операцією кування, коли одночасно увесь об'єм металу піддається пластичній деформації. Один із способів визначення зовнішнього нормального контактного напруження при осаджуванні зводиться до знаходження залежності між внутрішніми головними напруженнями σ_1 , σ_2 , і σ_3 з фізичними характеристиками матеріалу (напруженням течії металу при деформації) і коефіцієнтом (показником) тертя f (f_{Π}), а також розмірами поковки на даній стадії осадки.

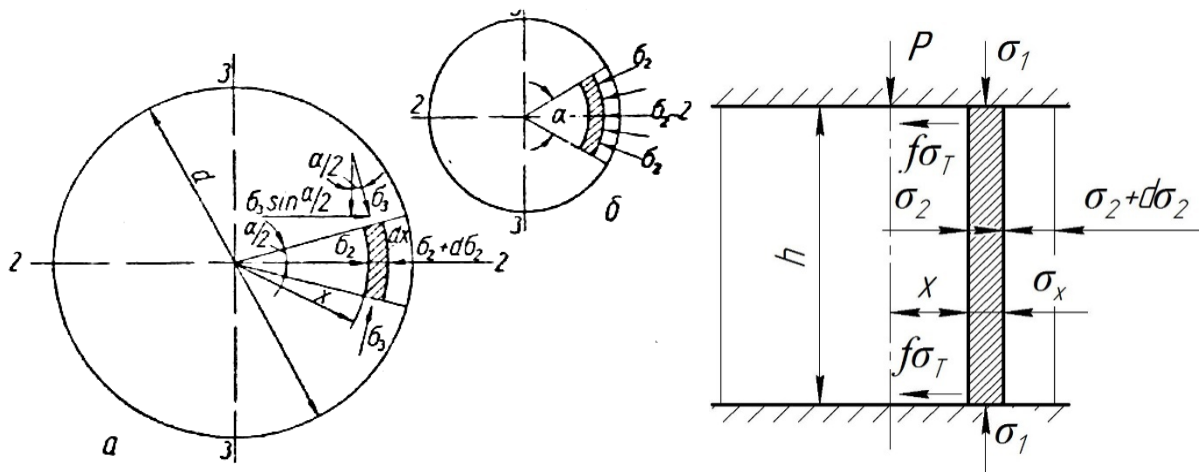


Рис. 22. Схема сил, діючих при осаджуванні циліндричної заготовки

Вказана залежність визначається, наприклад, з рішення диференціального рівняння рівноваги усіх сил, діючих на будь який виділений елемент поковки, спільно з рівнянням пластичності. Рішення диференціального рівняння наводиться в роботах С.Н. Петрова, Л. Прандтля, Е. Зібеля. Розглянемо рішення Е. Зібеля.

Визначимо контактне нормальне напруження металу при осаджуванні плоскими бойками циліндричної форми. Виділимо елементарний шар металу завтовшки dx , і заввишки h на відстані x від центру зразка (рис. 22). На цей шар металу діють наступні напруження: $(\sigma_1$ - головне нормальне контактне напруження (перпендикулярно торцю зразка); $\sigma_2+d\sigma_2$ -головне нормальне поперечне напруження (перпендикулярно бічної поверхні зразка) із зовнішнього боку; σ_2 -те ж саме з внутрішнього боку; σ_3 - головне нормальне напруження, яке діє по окружності контакту; α - нескінченно малий кут.

Вплив контактних сил тертя відображено напруженням $\tau=f_{\Pi} \cdot \sigma_T$, (умова тертя Е. Зібеля), діючим на контакті у напрямі центру зразка. Прийнято, що на бічній грані зразка при $x=d/2=a$ напруження $\sigma_2=0$, а в центрі зразка завдяки впливу зовнішніх сил тертя σ_2 має максимальне значення (рис.22). Проектуючи діючі сили на вісь 2-2, запишемо умову рівноваги, коли сума усіх сил уздовж осі 2-2 на майданчику з кутом α дорівнює нулю [3, 41]:

$$\sigma_2 \cdot x \cdot \alpha \cdot h + 2\sigma_3 \frac{\alpha}{2} \cdot h \cdot dx - (\sigma_2 + d\sigma_2)(x + dx) \cdot \alpha \cdot h - 2\sigma_T f_{\Pi} x \cdot \alpha dx = 0.$$

Або (при $\sigma_2 = \sigma_3$, $\alpha \rightarrow 0$)

$$\sigma_2 x \cdot h + \sigma_2 h dx - \sigma_2 x \cdot h - d\sigma_2 h \cdot dx - 2\sigma_T \cdot f_{\Pi} \cdot x \cdot dx = 0 \quad (21)$$

Нехтуючи складовою $d\sigma_2 h dx$, як дуже малою величиною другого порядку, отримаємо

$$d\sigma_2 = -2\sigma_T f_{\Pi} \frac{dx}{h}$$

або після інтегрування

$$\sigma_2 = -2\sigma_T f_{\Pi} \frac{x}{h} + C, \quad (22)$$

де σ_T – напруження течії металу у кінці деформації; f_{Π} - показник тертя.

Постійна C визначається з умови, що на бічній поверхні зразка при осаджуванні та $x=d/2$ напруження $\sigma_2=0$, знаходимо

$$C = \frac{\sigma_T \cdot f_{\Pi} \cdot d}{h \cdot 2},$$

де d - діаметр зразка з циліндричним перерізом по напрямку x .

Вирішуючи рівняння спільно отримаємо

$$\sigma_2 = -2\sigma_T f_{\Pi} \frac{x}{h} + \frac{\sigma_T f_{\Pi} d}{2h} = \frac{2\sigma_T f_{\Pi}}{h} \left(\frac{d}{2} - x \right).$$

Це рівняння вирішуємо спільно з наближеним рівнянням пластичності [3, 41]

$$\sigma_1 - \sigma_2 = \sigma_T; \quad \sigma_1 = \sigma_T + \sigma_2,$$

тоді

$$\sigma_1 = \sigma_T + \frac{2\sigma_T}{h} f_{\Pi} \left(\frac{d}{2} - x \right);$$

$$\sigma_1 = \sigma_T \left[1 + \frac{2f_{\Pi}}{h} \left(\frac{d}{2} - x \right) \right]. \quad (23)$$

По приведеній формулі знаходять осьове (вертикальне) напруження у будь-якій точці перерізу циліндричного зразка при його осаджуванні.

Для осаджування циліндра сила, діюча на нескінченно малий майданчик dF торця, дорівнює

$$dP = \sigma_1 \cdot dF; \quad dP = \sigma_1 \cdot 2\pi x dx.$$

Отже

$$P = \int_0^{d/2} \sigma_1 \cdot 2\pi \cdot x \cdot dx.$$

Замість σ_1 підставляємо його значення з рівняння (23)

$$P = 2\pi\sigma_T \int_0^{d/2} \left[1 + \frac{2f_{\Pi}}{h} \left(\frac{d}{2} - x \right) \right] x dx.$$

Тоді

$$\begin{aligned} P &= 2\pi\sigma_T \left[\int_0^{d/2} x dx + \int_0^{d/2} \frac{2df_{\Pi} x dx}{2h} - \int_0^{d/2} \frac{2f_{\Pi} x^2 dx}{h} \right] = \\ &= 2\pi\sigma_T \left[\frac{d^2}{8} + \frac{f_{\Pi} d^3}{8h} - \frac{2f_{\Pi} d^3}{24h} \right]. \end{aligned}$$

Після перетворень отримаємо

$$P = \frac{\pi d^2}{4} \sigma_T \left(1 + \frac{1}{3} f_{\Pi} \frac{d}{h} \right).$$

Середнє нормальне контактне напруження (СНКН) з умов тертя $\tau = f_{\Pi} \cdot \sigma_T$ визначають (Е. Зібель) [11]

$$p_{CP} = \sigma_T \left(1 + 0,33 f_{\Pi} \frac{d}{h} \right). \quad (24)$$

Є.П. Унксов [11] вирішив задачу розрахунку СНКН з використанням рівнянь рівноваги напружень і пластичності. Так, для осаджування циліндричної заготовки за наявності на контакті тільки зон ковзання і умови тертя Г. Амонтона ($\tau=f \cdot p_{CP}$) отримано наступне рівняння

$$p_{CP} = 2\sigma_T \frac{h^2}{f^2 d^2} \left(e^{\frac{f \cdot d}{h}} - \frac{f \cdot d}{h} - 1 \right). \quad (25)$$

Формула (25) може бути використана в широкому діапазоні зміни відношення d/h і коефіцієнта тертя f .

У разі, якщо при осаджуванні циліндричної заготовки на контакті з інструментом прийняти умови тертя Е. Зібеля, то із загального виразу Є.П. Унксов [11] отримав простішу формулу для розрахунку СНКН у вигляді

$$p_{CP} = \sigma_T \left(1 + 0,25 f_{II} \frac{d}{h} \right). \quad (26)$$

Формули (25) і (26) для осаджування циліндричної заготовки при правильному визначенні f і f_{II} , тобто якщо вони відповідають фактичним умовам контактного тертя, можуть бути використані для аналізу параметрів осадки в плоских бойках.

4.2 Нормальні контактні напруження при осаджуванні штаби кінцевої довжини за відсутності ковзання

Цю задачу розглянемо для випадку гарячого осаджування, прийнявши контактне дотичне напруження постійними і максимальними за абсолютною величиною ($\tau=0,5\sigma_{\phi}$, $f_{II}=0,5$) (за відсутності контактної ковзання) [3, 11].

На рис. 23 представлена контактна поверхня з вказівкою меж течії на підставі закону найменшого опору. На цій же фігурі дані осі координат і позначення поперечних розмірів. Вісь z перпендикулярна площині рисунка.

Прийmemo, що на контактній поверхні, в ділянках, що представляють трапеції $afed$ і $bfec$ і в трикутних ділянках abf і ced , зміна нормального напруження відповідно по координаті x (для трапецій) і координаті y (для трикутників) визначається лінійними рівняннями ($\sigma_z = \sigma_1$) [3, 11] [з урахуванням рішення (23)]:

для трапецій

$$\sigma_z = \beta\sigma_T \left(1 + \frac{0,5a - x}{h} \right); \quad (27, a)$$

для трикутників

$$\sigma_z = \beta\sigma_T \left(1 + \frac{0,5l - y}{h} \right). \quad (27, б)$$

З приведених рівнянь (27, а, б) виходить, що при $x=0$ (вісь поковки) напруження σ_z максимально, а при $x=0,5 \cdot a$ – напруження $\sigma_z = 0$. Прийнято

також, що напруження σ_z не залежить від висоти штаби і лінійно змінюється по координатах x і y . З рівнянь (27, а, б) і рис.23 слідує, що максимальне значення "у" може бути рівне $y=a/2$. На ділянці $(l - a)$ напруження σ_z має постійне значення, рівне

$$\sigma_z = \beta\sigma_T \left[1 + \frac{0,5(l-a)}{h} \right]$$

тобто не залежить від координати "у" ($a = \text{const}$).

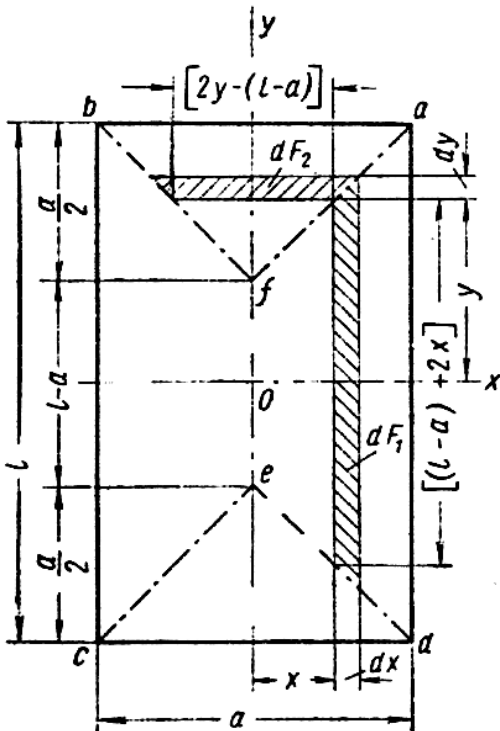


Рис. 23. Схема для виведення рівняння нормального контактного напруження

Для отримання деформуючої сили P розповсюдимо ці напруження (рівняння 27) по усій контактній поверхні, узявши двічі по площі трапеції F_1 і двічі по площі трикутника F_2 .

$$P = 2 \int_{F_1} \beta\sigma_T \left(1 + \frac{0,5a-x}{h} \right) dF_1 + 2 \int_{F_2} \beta\sigma_T \left(1 + \frac{0,5l-y}{h} \right) dF_2$$

Але з (рис. 23) маємо:

$$dF_1 = [(l-a) + 2x] dx; dF_2 = [2y - (l-a)] dy.$$

Отже

$$P = 2\beta\sigma_T \left\{ \int_0^{\frac{a}{2}} \left(1 + \frac{0,5a-x}{h} \right) [(l-a) + 2x] dx + \int_{\frac{b-a}{2}}^{\frac{a}{2}} \left(1 + \frac{0,5l-y}{h} \right) [2y - (l-a)] dy \right\}$$

Проінтегрував і розділив на площу контакту $(a \cdot l)$, С.І. Губкін отримав формулу при $f_{II}=0,5$

$$p_{CP} = \beta\sigma_T \left(1 + 0,25(1 - 0,33 \cdot a/l) \cdot \frac{a}{h} \right), \quad (28)$$

яка придатна для прямокутного і еліптичного перерізів. Якщо прийняти штабу необмеженої довжини, то при $a/l \rightarrow 0$ отримаємо

$$p_{CP} = \beta\sigma_T \left(1 + \frac{1}{4} \cdot \frac{a}{h} \right).$$

З урахуванням умови тертя Е.Зібеля для осаджування призми $za/l = 1$

отримаємо формулу Є.П. Унксова [11] для СНКН

$$p_{CP} = \beta \sigma_T \left(1 + \frac{f_{II}}{3} \cdot \frac{a}{h} \right). \quad (29)$$

З урахуванням умови тертя Г. Амонтона можна також розрахувати СНКН по формулі Є.П. Унксова [11]

$$p_{CP} = \beta \sigma_T \frac{h}{f \cdot a} \left[\left(1 + 2f + \frac{4}{3} f^2 \right) e^{2f(a/2h-1)} - 1 \right], \quad (30)$$

де f - коефіцієнт тертя; a - розмір по напрямку витягання (довжина бойка).

4.3 Аналіз силових параметрів осадки

Формули (25) і (26) для осаджування циліндричної заготовки при правильному визначенні f і f_{II} , тобто коли їх значення відповідають фактичним контактним дотичним напруженням тертя, повинні забезпечувати отримання однакових результатів розрахунку і можуть бути використані для аналізу параметрів осадки в плоских бойках. Наприклад, для визначення коефіцієнта (показника) тертя і коефіцієнта напруженого стану металу у осередку деформації, застосувавши відомий метод, представлений в роботі [52] для умов прокатування штаб і в роботі [40] для умов волочіння металу. Тобто визначення параметрів f і f_{II} по дослідним значенням сили деформації. Нижче представлений алгоритм виконання аналізу для осаджування поковки.

1. При відомих параметрах деформації (матеріал поковки, розміри, температура осадки, стан поверхонь контакту і тому подібне) із застосуванням сучасних методів вимірів визначають силу деформації при осаджуванні і розраховують дослідні значення СНКН (p_{CP}) (або коефіцієнт напруженого стану n_{σ}).

2. Для виконання подальших розрахунків слід визначити коефіцієнт напруженого стану і коефіцієнт (показник) тертя. Для можливості розрахунку коефіцієнта напруженого стану [5,8,37] слід визначити також напруження течії металу σ_T . Напруження течії металу при холодній деформації кольорових металів знаходимо з даних:

для міді марки М0 [5,8] (ε - відносне обтиснення, %)

$$\sigma_T = 75 + 56\varepsilon^{0,41};$$

для алюмінію марки А1 [5,8] (ε - відносне обтиснення, %)

$$\sigma_T = 60 + 6,4\varepsilon^{0,62};$$

для свинцю [1,40] (ε - відносне обтиснення в долях)

$$\sigma_T = [10 + 0,049(u-7)] + 41,5\varepsilon^{0,5},$$

де u - швидкість деформації, s^{-1} .

Напруження течії металу при кімнатній температурі можна визначити на універсальному пресі. З цією метою вимірюємо силу при деформації зразків з співвідношенням $D/H \approx 1$ і з обтисненнями 10...60 % за наявності ефективного мастила, що мінімізує вплив контактного тертя. Розділивши дослідне значення

сили на площу контакту отримаємо контактне нормальне напруження p_{CP} , близьке до величини напруження течії σ_T металу, що деформується. Дослідження показують, що отримане при осаджуванні (стискуванні) значення σ_T на 5...7% більше напруження σ_T при розтягуванні, що необхідно враховувати при подальших розрахунках СНКН.

3. Виконуємо серію дослідів по осаджуванню зразків металу з різними обтисненнями і швидкостями деформацій з виміром сили деформації і геометричних параметрів осадки. Розраховуємо дослідні величини середнього нормального контактного напруження (СНКН) і коефіцієнт напруженого стану.

4. Далі, необхідно вибрати теоретичні формули для розрахунку СНКН, виведені з умов тертя Г. Амонтона і Е. Зібеля і отримані з одного загального початкового положення для визначення СНКН. Аналіз робіт [3, 11] показав, що для осаджування, наприклад, циліндричних заготовок в заданих умовах найбільш відповідними є приведені вище рівняння (25) і (26), які отримані Є.П. Унксовим [3, 11] (виражені через коефіцієнт напруженого стану n_σ):

за умови тертя $\tau = f \cdot p_{CP}$ (Г. Амонтон)

$$n_\sigma = \frac{2h^2}{f^2 d^2} \left(e^{\frac{f \cdot d}{h}} - \frac{f \cdot d}{h} - 1 \right); \quad (31)$$

за умови тертя $\tau = f \cdot \sigma_T$ (Е. Зібель)

$$n_\sigma = \left(1 + 0,25 f_{II} \frac{d}{h} \right), \quad (32)$$

де d і h - діаметр і висота поковки.

Ці рівняння включають ділянки з характеристиками тертя з ковзанням і не враховують вплив розширення. Оскільки дослідний коефіцієнт напруженого стану $n_\sigma = p_{CP} / \beta \sigma_T$ у формулах (31) і (32) однаковий, то і праві частини рівнянь, які отримані з одного базового теоретичного положення, мають бути рівні між собою.

5. В першу чергу, по дослідним геометричним параметрам методом ітерації, встановлюють коефіцієнт тертя по формулі (31), який відповідатиме дослідному значенню коефіцієнта напруженого стану n_σ в лівій частині рівняння (31). Потім по формулі (5) зі знайдених значень n_σ і f знаходимо показник тертя

$$f_{II} = f \cdot n_\sigma. \quad (33)$$

Формули (24) - (26) для осаджування циліндричної заготовки при правильному визначенні f і f_{II} , тобто якщо ці характеристики відповідають фактичному контактному дотичному напруженню тертя, повинні забезпечувати якісні результати розрахунку СНКН і можуть бути використані для аналізу параметрів осадки між плоскими плитами. Проте виникає питання, яка з теоретичних формул (24) або (26) (з різними числовими коефіцієнтами в других доданках) більшою мірою відповідає умовам деформації металу при осаджуванні?

Очевидно, відповідь на це питання може бути отримана шляхом аналізу

формул (25) [31] і (26) [32], які виведені з одних початкових положень, із залученням експериментальних даних по коефіцієнту напруженого стану металу в осередку деформації (n_{σ}), наприклад, з роботи [43, рис. 14.6].

Оскільки дослідний коефіцієнт напруженого стану $n_{\sigma} = \rho_{CP} / \sigma_T$ для формул (31) і (32) однаковий, то і праві частини виразів, отриманих з одного загального положення, мають бути рівні між собою. В першу чергу, відомим методом ітерації, визначаємо коефіцієнт тертя по формулі (31). Необхідно мати на увазі, що при цьому методі визначення коефіцієнта тертя, останній враховує не лише контактне дотичне напруження, але і вплив деяких допущень, прийнятих при виведенні рівняння (31). Тому отримані значення коефіцієнта тертя слід вважати умовними, але близькими до реальних. Проте інші методи визначення коефіцієнта тертя, без порушення процесу деформації металу, поки відсутні.

Експериментальні дані [43] і розрахункові параметри коефіцієнта n_{σ} і СНКН при різних параметрах форми d/h осередку деформації представлені в табл. 3. У табл. 3 для обр.1с-4с- осадка з мастилом; обр. 5-7 - без мастила; обр. 1-7-из алюмінію з початковою товщиною $H=25,7$ мм; обр.8-10 – осадка без мастила; 11с-13с- осадка з мастилом; обр. 8-13 із свинцю завтовшки $H=13...40$ мм.

Таблиця Дослідні і розрахункові дані

№ обр.	d/h	n_{σ}	f	f_{II}	C_H
1с	10	1,70	0,152	0,268	0,262
2с	15	2,35	0,146	0,345	0,248
3с	20	2,87	0,13	0,374	0,250
4с	30	3,73	0,105	0,391	0,230
5	5	1,6	0,25	0,40	0,30
6	10	2,33	0,21	0,486	0,283
7	20	3,91	0,16	0,628	0,240
8	5	1,54	0,265	0,40	0,263
9	15	3,8	0,21	0,798	0,235
10	30	6,52	0,142	0,93	0,20
11с	10	1,43	0,10	0,143	0,30
12с	30	3,0	0,092	0,275	0,25
13с	50	4,54	0,07	0,319	0,26

Розрахунки показують, що коефіцієнт тертя, що змінюється в межах $f=0,07\dots0,265$ в усіх випадках на сухих або змащених бойках помітно знижується зі збільшенням чинника форми осередку деформації d/h .

Очевидно, такий характер зміни коефіцієнта тертя обумовлений збільшенням швидкості ковзання, інтенсивним ростом напруження течії металу і СНКН, в порівнянні з збільшенням контактного дотичного напруження. Коефіцієнт тертя при осаджуванні з мастилом суттєво менше, ніж на сухих плитах. При цьому міра зменшення коефіцієнта тертя відбувається інтенсивніше у разі осаджування на сухих плитах, ніж на змащених. Крім того, при осаджуванні на сухих плитах матеріал поковок (алюміній або свинець) практично не впливає на коефіцієнт тертя, а при деформації свинцевих поковок з мастилом коефіцієнт тертя помітно менше (в $\sim 1,5$ рази), ніж у разі осаджування алюмінієвих поковок.

Цей факт, на наш погляд, пояснюється наступним. При осаджуванні, в процесі контактної ковзання металу відносно поверхні інструменту відбувається зріз нерівностей поверхні металу, на що потрібні певні дотичні напруження. Під дією стискуючого напруження, мастило видавлюється з осередку деформації, сприяє зрізу нерівностей поверхні металу поковки і сприяє зниженню дотичного напруження. Оскільки алюміній має істотно більше значення напруження течії, ніж свинець, то ефект дії мастила для зрізу мікронерівностей металу буде меншим, що у результаті визначає і величини дотичного напруження і рівень коефіцієнта тертя.

Відомо (див. вище), що між показником тертя f_{Π} і коефіцієнтом тертя f існує тісний зв'язок. З аналізу умов тертя Г. Амонтона і Е. Зібеля раніше [37, 51] було встановлено співвідношення між ними, що має вигляд

$$n_{\sigma} = p_{CP} / \sigma_T = f_{\Pi} / f, \quad (34)$$

де n_{σ} - фактичне (дослідне) значення коефіцієнта напруженого стану.

Отже, відношення f_{Π}/f з експериментальних даних, відображає величину коефіцієнта напруженого стану. Якщо встановлені дослідним шляхом параметри n_{σ} , наприклад f , то з (34) можна визначити показник тертя f_{Π} з умови [37, 51]

$$f_{\Pi} = f \cdot n_{\sigma}.$$

Виконаємо, як приклад, методом ітерацій розрахунок параметрів для обр.10 при $d/h=30$ і $n_{\sigma}=6,52$ (табл.3). У першому розрахунку у формулу (31) вводимо коефіцієнт тертя $f=0,20$ (відповідно з даними [43]), але у результаті після ітерації для дослідного $n_{\sigma}=6,52$ і заданих параметрах деформації отримали значення коефіцієнта тертя рівне $f=0,142$, при якому коефіцієнт напруженого стану дорівнює

$$n_{\sigma} = 2 \cdot \left(\frac{0,033}{0,142} \right)^2 (e^{4,2} - 5,2) = 0,107 (66,7 - 5,2) = 6,52,$$

що дорівнює дослідному. Тобто фактичний коефіцієнт тертя виявився рівним $f=0,142$. Далі, з формули (5) або (33) знаходимо величину показника тертя f_{Π}

$$f_{\Pi}=0,142 \cdot 6,52=0,93.$$

Звернемо увагу, що для розрахунку СНКН при осаджуванні циліндричної поковки застосовують формули Е. Зібеля (24) і Є.П. Унксова (32), які відрізняються числовим коефіцієнтом перед другим доданком. У першій формулі коефіцієнт рівний $C_H=0,33$, а в другій коефіцієнт C_H рівний $C_H=0,25$, що обумовлено різними початковими положеннями при виведенні вказаних формул. У практичних умовах розрахунку СНКН, як правило, користуються формулою (24), яка забезпечує, як стверджується, дещо завищені результати, підвищуючи, тим самим, запас міцності устаткування.

При отриманому реальному значенні показника тертя $f_{\Pi}=0,93$ коефіцієнт напруженого стану з формули (32) буде рівний

$$n_{\sigma}=1+0,25 \cdot 0,93 \cdot 30=6,98$$

що на 8,3% більше за дослідний, а по формулі (24) отримаємо

$$n_{\sigma}=1+0,33 \cdot 0,93 \cdot 30=9,25,$$

що істотно перевищує дослідне значення n_{σ} . Суттєва відмінність (на 32,3%) значень коефіцієнта n_{σ} обумовлено не відповідністю числового коефіцієнта (0,33) в другому доданку рівняння (24) (Е.Зібель) реальним умовам контактного тертя в цих умовах деформування металу. Отже, при коефіцієнті $C_H=0,33$ значення n_{σ} не відповідають дійсним.

Проте, обидві формули теоретично обґрунтовані і в певних умовах осадки металу кожна з них має високу збіжність з дослідними даними. Проте для конкретного випадку деформації, внаслідок відмінності коефіцієнта C_H формули (24) і (32) можуть давати значення СНКН з розбіжністю в 25...35% і не співпадати з дослідними величинами СНКН. Річ у тому, що в практичних умовах деформації коефіцієнт C_H може мати іншу величину, відмінну від 0,25 і 0,33 (табл. 3).

В умовах поздовжньої прокатки штаб при розрахунку СНКН (коефіцієнта n_{σ}) використовують наступну формулу [37, 52]

$$n_{\sigma}=1+C_H \cdot f_{\Pi} \cdot l_d / h_{CP},$$

у якій коефіцієнт C_H відображає інтенсивність впливу контактного дотичного напруження, чисельно змінюється в межах $C_H=0,32 \dots 0,48$ і залежить від показника тертя і геометричних параметрів деформації. При показнику тертя $f_{\Pi}<0,125$ коефіцієнт $C_H<0,48$, а при показнику тертя $f_{\Pi}>0,125$ коефіцієнт $C_H=0,48$ (l_d - довжина осередку деформації при прокатуванні; h_{CP} - середня товщина штаби). Зважаючи на викладене, при осаджуванні циліндричної поковки між плоскими плитами, очевидно, для розрахунку коефіцієнта n_{σ} (СНКН) можна також використати узагальнену формулу у вигляді

$$n_{\sigma} = \left(1 + C_H \cdot f_{\Pi} \cdot \frac{d}{h} \right), \quad (35)$$

яка враховує змінне значення коефіцієнта C_H , і яка забезпечить підвищення точності розрахунку. Значення коефіцієнта C_H при осаджуванні можна визначити використовуючи дослідні дані роботи [43], які представлені в табл.3.

Після перетворення формули (35) відносно коефіцієнта C_H , отримаємо

$$C_H = \frac{n_\sigma - 1}{f_\Pi \cdot d / h};$$

де n_σ - тут **дослідний** коефіцієнт напруженого стану; f_Π - показник тертя, визначений з рівняння (5) або (34) при дослідному значенні n_σ .

Дослідні дані в табл. 3 дозволяють визначити коефіцієнт C_H і відношення характеристик тертя f_Π/f залежно від чинника форми осередку деформації d/h . Шляхом обробки дослідних і розрахункових даних табл.3 отримані наступні рівняння для розрахунку параметрів C_H і f_Π / f , які необхідні для визначення коефіцієнта напруженого стану по формулі (35) (при відомому коефіцієнті тертя)

$$C_H = 0,2 + 0,031(4,4 - f \cdot d / h)^{0,95}; \quad (36)$$

$$\frac{f_\Pi}{f} = 1,13(f \cdot d / h) - \text{при } f \cdot \frac{d}{h} < 3,0; \quad (37, \text{ а})$$

$$\frac{f_\Pi}{f} = 2,3(f \cdot d / h) - 3,4 - \text{при } f \cdot \frac{d}{h} \geq 3,0. \quad (37, \text{ б}).$$

Аналіз формул (35)- (37) показує, що обчислення СНКН за формулою Е. Зібеля (24) доцільно виконувати при $f \cdot (d / h) \leq 1,0 \dots 1,2$, коли коефіцієнт $C_H \rightarrow 0,33$.

Приклад (обр. 7). Визначимо n_σ при: $d/h=20$, $f=0,16$, дослідне значення $n_\sigma=3,91$, $[f \cdot (d / h)] = 3,2$. При обчисленні за формулами(35, 36, 37) маємо:

$$C_H = 0,2 + 0,031 \cdot (4,4 - 3,2)^{0,95} = 0,236; \quad \frac{f_\Pi}{f} = 2,3 \cdot 3,2 - 3,4 = 4,0;$$

$$f_\Pi = 0,16 \cdot 4,0 = 0,638; \quad n_\sigma = (1 + 0,236 \cdot 0,638 \cdot 20) = 4,0.$$

Як видно, різниця розрахункового і дослідного коефіцієнтів n_σ складає усього 2,3%. Відмітимо, що залежності (36, 37) дають наближені результати, але проте вони дозволяють уточнити розрахунки СНКН по рівняннях (24 і 32). Таким чином, встановлена можливість визначення коефіцієнта тертя по дослідним значенням сили (коефіцієнта n_σ) при осаджуванні циліндричних поковок. Запропонований метод розрахунку параметрів C_H і f_Π/f при вільному осаджуванні, який забезпечує підвищення точності визначення СНКН при використанні відомих формул.

4.4 Робота деформації при осаджуванні і витяганні

В якийсь момент процесу осадки при силі P висота заготовки зменшується на нескінченно малу величину dh . Тоді елементарна робота деформації буде рівна $dA = P \cdot dh$. Повна робота деформації при зменшенні висоти заготовки від початкової до заданої h (рис.1) [3, 4, 11, 19, 21] дорівнює

$$A = \int_h^H P \cdot dh .$$

Оскільки необхідно визначити абсолютне значення роботи з

урахуванням $P=p_{cp} \cdot F$ отримаємо

$$A = \int_h^H p_{cp} F dh$$

При $F=V/h$ (V - об'єм заготовки),

$$A = V \int_h^H p_{cp} dh / h$$

і після інтегрування отримаємо

$$A = V \cdot p_{cp} \cdot \ln H / h, \quad (38)$$

де p_{cp} - середнє значення нормального контактного напруження у кінці осадки.

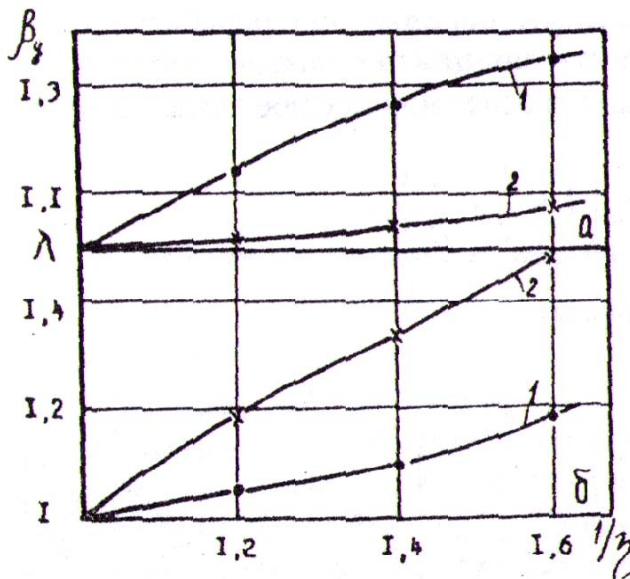


Рис. 24. Зміна коефіцієнтів розширення β_{γ} (а) і подовження λ (б) при витяганні залежно від коефіцієнта обтиснення при: 1- $a = 200$ мм, $B = 100$ мм; 2 - $a = 100$ мм, $B = 200$ мм.

Витягання при куванні (див. рис. 17, г) є операцією, за допомогою якої збільшується довжина заготовки за рахунок зменшення її поперечного перерізу. Витягання в загальному випадку здійснюється шляхом

послідовного обтиснення заготовки її кантуванням після кожного проходу (після проходу усієї довжини). Два обтиснення з кантуванням заготовки між ними називають переходом. На кожному обтисненні процес витягання прямокутного бруса можна представити як послідовне осаджування окремих ділянок заготовки по її довжині. При цьому до осаджуваної ділянки примикають з обох кінців ділянки заготовки, які знаходяться поза дією бойка і, будучи зовнішніми зонами, стримують течію металу в поперечному напрямку, тим самим, зменшуючи розширення.

Без урахування цього впливу зовнішніх зон коефіцієнт розширення і абсолютне середнє значення ширини поковки можна визначити за формулою (20) при $\text{tg}\theta=1$. При ковальському витяганні для розрахунку нормального напруження використовують формули (29, 30) або формулу С.І. Губкіна, яка отримана за умови максимального впливу тертя ($\tau=\tau_s=0,5\sigma_{\phi}=0,5\cdot\lambda\sigma_{\tau}$) (див. вище). Оскільки в практиці можливо $b \ll a$, то формулу С.І. Губкіна запишемо у виді

$$p_{CP} = \beta \sigma_T \left(1 + \frac{1 - m/3n}{4} \cdot \frac{m}{h} \right).$$

Якщо $b < a$, то $m = b$ і $n = a$; якщо $b > a$, то $m = a$ і $n = b$.

Робота деформації при витяганні в першому обтисненні визначається рівнянням (38), а в другому обтисненні після кантування на 90^0 таким чином

$$A_2 = p_{CP} \cdot V \cdot \ln \frac{b_1}{h_2}, \quad (39)$$

де b_1 - середня ширина штаби після першого обтиснення; h_2 - товщина штаби після другого обтиснення.

Робота деформації за увесь процес буде рівна

$$A = A_1 + A_2 + \dots + A_n.$$

Ширина поковки в кожному обтисненні (переході) визначається з урахуванням рівняння (20), з якого виходить, що коефіцієнт розширення збільшується зі збільшенням коефіцієнту обтиснення $1/\eta$. При цьому коефіцієнт розширення більше при деформації довгим бойком a і при вузькій заготовці (рис. 24, криві 1). Зменшення довжини бойка до $a = 100$ мм при $B = 200$ мм забезпечує інтенсивніше витягання при менших коефіцієнтах розширення β_y (криві 2). В цьому випадку процес витягання ефективніший. У практичних умовах на молоті (пресі) розмір бойків залишається незмінним, а ширина заготовки різна. Це обумовлює змінність параметра b/a , а також ефективність процесу і ККД агрегату.

При витяганні циліндричної заготовки не рекомендують використовувати плоскі бойки, оскільки нерівномірність висотної деформації, що виникає при осаджуванні, викликає появу в центральній зоні розтягуючі напруження, що призводить до розривів навіть в пластичному металі (див. вище). Внаслідок цього для кування циліндричних заготовок в практиці ковальського виробництва застосовують бойки з вирізами (рис. 21). При деформації такими бойками в тілі заготовки виникають напруження стискування, які сприяють підвищенню пластичних властивостей металу. У цих умовах деформації середнє нормальне контактне напруження дорівнює [3]

$$p_{CP} = \sigma_\phi (1 + 0,67 f \cdot a/d), \quad (40)$$

де d - діаметр заготовки; a - довжина осередку деформації (бойка).

Молот також підбирають по силі, яка необхідна для деформації металу, а потім визначають масу його частин, що падають.

Якщо прийняти силу P постійною в процесі кування на величину Δh , то робота деформації буде рівна

$$A = P \cdot \Delta h,$$

де Δh - обтиснення заготовки ($\Delta h = H - h$).

Запас кінетичної енергії частин, що падають, які відповідають виконуваний роботі A , складає

$$E = A / \eta_{II} = Gv^2 / 2q,$$

де $\eta_{II} = 0,8 \dots 0,85$ - доля енергії E , що витрачається на деформацію заготовки (доля корисної енергії); q - прискорення вільного падіння, $q = 9,8 \text{ м/с}^2$; v - швидкість частин, що падають, перед ударом; G - маса частин молота, що падають.

З рівнянь виходить

$$G = P \cdot \Delta h \cdot 2q / (\eta_{II} \cdot v^2). \quad (41)$$

Якщо енергія $E < A / \eta_{II}$, то число необхідних ударів молота буде

$$n = A / (E \eta_{II}).$$

4.5 Осадка на плиті з отвором

При осаджуванні зливоків і при куванні деталей типу дисків з цапфою деформацію заготовок (зливоків) роблять на нижній плиті з отвором (рис. 25). Отвір в плиті має ухил $5 \dots 7^\circ$, що дозволяє легко витягати цапфу з плити. Затікання металу в отвір при осаджуванні і розподіл деформації за об'ємом поковки залежать головним чином від чинника форми заготовки H/D і відносного діаметра отвору $d_{от}/d$ (рис. 25). При аналізі напруженого стану металу розглядають осадку високих заготовок ($H/D > 1$, рис. 25) і низьких ($H/D < 1$, рис. 26).

При деформації високої заготовки в нижній плиті з отвором утворюється зона ускладненої деформації (зона III), в якій деформація практично відсутня. Ця зона поширюється тільки на частину висоти заготовки. У міру віддалення від нижньої плити зона ускладненої деформації поступово зникає. На відстані $h_2 = (1,5 \dots 2) d_{от}$ від нижньої плити вплив отвору на розподіл деформації в поковці не значний.



Рис. 25. Схема деформації високого зливка при осаджуванні на плиті з отвором ($H/D > 1$)

Рис. 26. Осадка на нижній плиті з отвором (висадка) свинцевої заготовки ($H = 24,7 \text{ мм}$, $D = 50,5 \text{ мм}$, $d_{от} = 27,5 \text{ мм}$, $\epsilon = 60\%$): 1 - верхній бойок; 2 - поковка; 3 - підкладне кільце з отвором; 4 - нижній бойок ($H/D < 1$)

кільце з отвором; 4 - нижній бойок ($H/D < 1$)

При осаджуванні низьких заготовок (рис. 26) радіальне стискуєче напруження і деформації збільшуються і ділянка III збільшується по висоті, займаючи висоту усієї заготовки. При цьому в периферійній кільцевій зоні II поковки, де відбувається інтенсивна деформація, має місце двостороння течія металу. Від деякої нейтральної площини метал тече у напрямі осі поковки і до вільної поверхні. Нерівномірність деформації залежить від величини обтиснення. Зі збільшенням обтиснення нерівномірність деформації осьових і периферійних шарів металу зростає, у ряді випадків в осьовій зоні метал взагалі не деформується.

Пророблення осьової зони знижується при збільшенні відносного діаметру отвору d_{OT}/d і зменшенні товщини заготовки. Роботу і геометричні параметри деформації на плиті з отвором можна визначити по формулах з роботи [1].

Основне практичне завдання, яке доводиться вирішувати при куванні на підкладному кільці - визначити розміри заготовки, її початковий діаметр D і висоту H . З умови постійності об'ємів Е.Ф. Шарапін рекомендує наступну формулу для розрахунку діаметру заготовки ($H/D < 1$).

$$D = \sqrt{\frac{d^2(h - h_{OT}) + d_{OT}^2 h_{OT}}{h}} = d \sqrt{\left(1 - \frac{h_{OT}}{h}\right) + \frac{d_{OT}^2 h_{OT}}{d^2 \cdot h}},$$

де d - діаметр поковки; h - повна висота поковки; h_{OT} - висота металу, що заповнив отвір підкладного кільця ($h_{OT} \approx 0,9h_K$); h_K - товщина підкладного кільця.

Середнє нормальне контактне напруження і силу деформації можна (приблизно) розраховувати по формулах для осаджування циліндричної заготовки з усередненими розмірами заготовки і поковки (по аналогії з визначенням силових параметрів при прокатуванні металу в калібрах). Середня висота циліндричної заготовки рівна H , а діаметр - D . Середня висота поковки при базовому діаметрі d буде рівна

$$h_{CP} = V/0,785 \cdot d^2,$$

З урахуванням закону постійності об'єму (V) до і після деформації отримаємо

$$h_{CP} = H \cdot D^2 / d^2.$$

Це співвідношення дійсне для будь-якої форми поковки. Середнє нормальне контактне напруження на базі формули (24) дорівнює [11]

$$p_{CP} = \sigma_{\phi} \left(1 + 0,33 f_{II} \cdot d / h_{CP}\right).$$

Сила осадки розраховується по формулі

$$P = p_{CP} \cdot F,$$

а робота осадки по формулі (34) (F - площа контакту).

4.6 Розрахунок сили при гарячій деформації у відкритих штампах

Деформацію в штампах використовують для отримання практично готових заготовок для подальшого отримання деталей складної форми (шестерні, лопатки для авіадвигунів, осі для автомобілів, приналежності для їдалень і тому подібне). Основний недолік штампування - висока вартість інструменту - штампів, особливо для остаточного доведення розмірів, де застосовують ручну працю. Технологічний процес штампування передбачає різання прокату на заготовки, їх нагрів, власне штампування, обрізання задирок (облоя), правку виробу, термічну обробку, видалення окалини, холодне калібрування (карбування) і контроль якості [1-7].

При об'ємному гарячому штампуванні нагріту заготовку поміщають в порожнину однієї частини штампу і під дією іншої частини штампу роблять деформацію, в процесі якої метал заповнює порожнину, набуваючи її форму (рис. 27).

Розрізняють два види штампування: у штампах відкритого типу (штампування із задиркою) і в штампах закритого типу. При відкритому, найбільш поширеному, штампуванні метал, що деформується, не лише заповнює порожнину, але і тече в роз'єм між верхнім і нижнім штампами, утворюючи задирку і облой (рис. 27). При закритому штампуванні метал деформується в замкнутій порожнині штампу з незначною, у ряді випадків, задиркою при затіканні металу в роз'єм між частинами штампу (рис. 27). Для витягання деталі після деформації нижні штампи мають вертикальні роз'єми.

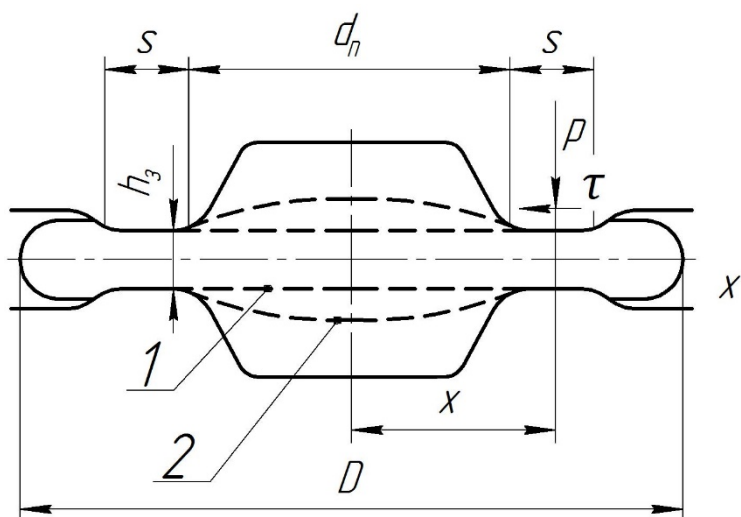
В процесі найбільш поширеного відкритого штампування на кінцевій стадії використовують чорновий і чистовий штампи. Чистовий штамп за формою точно відповідає поковці, розміри його перевищують розміри поковки на значення усадки при охолодженні. Навколо чистового мостика розташована канавка для облоя. Чорнові штампи застосовують з метою виконання основної пластичної деформації. Вони відрізняються від чистового відсутністю канавки для облоя, великими глибиною, ухилами і радіусами закруглень, меншою шириною.

У перший період штампування в чорновому штампі порожнина штампу заповнюється і одночасно витікає метал в задирку, в другий період (чистовий штамп) відбувається тільки витікання металу в задирку з утворенням облоя

(надлишку металу), наявного в заготовці порівняно з готовою поковкою.

Для розрахунку сили при гарячому відкритому штампуванні металу відомі декілька теоретичних методів [1-4], у яких повну силу деформації визначають, як суму складових сил на окремих елементах штампу.

Рис. 27. Схема відкритого штампування



Відомо також, що максимальна сила деформації відповідає кінцевому моменту штампування, тобто при повному заповненні порожнини інструменту металом (момент доштамповки) і утворенні задирки. При цьому, наприклад, при виготовленні бочкоподібної поковки(рис. 27) силу, яка необхідна для деформації в кінцевий момент штамповки, представляють у виді [3]

$$P = P_3 + P_{II},$$

де P_3 - доля сили деформації металу в задирці; P_{II} - доля сили деформації металу в порожнині штампу.

Розглянемо випадок отримання поковки, що найчастіше зустрічається, у відкритому штампі (рис. 27). Сила P_3 деформації металу в задирці визначається інтенсивністю тертя на контактних поверхнях, а сила P_{II} в порожнині штампу обумовлена розмірами області, в якій відбувається пластична течія металу. В обох випадках для визначення сил в першу чергу розраховують середнє нормальне контактне напруження, яке діє на робочу поверхню штампу. Область деформації (1) (паралельні пунктирні лінії) по [43] і (2) (криволінійні пунктирні лінії) по [3] (p - нормальне контактне напруження; τ - дотичне напруження тертя; r - радіус переходу; D - загальний діаметр поковки).

У роботі М.В. Сторожева і Є.А. Попова [3] запропоновано формулу для розрахунку середнього нормального контактного напруження p_{cp} (СНКН), яку отримано з урахуванням впливу контактного тертя по ширині містка (задирки) і пластичної деформації на ділянці штампу, що має лінзоподібну форму (рис. 27, крива 2). Отримано наступну формулу для розрахунку коефіцієнта напруженого стану n_{σ} (або СНКН) поковки круглої або близької до неї форми ($n_{\sigma} = p_{cp} / \sigma_T$)

$$n_{\sigma} = \left(n + \frac{f_2 \cdot S}{h_3} \right) \frac{F_2}{F} + \left(\frac{2f_2 \cdot S}{h_3} + \ln 1,25 \frac{d}{h} - 0,375 \right) \frac{F_1}{F}, \quad (42)$$

де σ_T - середнє напруження течії металу в повному осередку деформації; f_2 (f_{II}) - показник тертя (з умови Е.Зібеля) на поверхнях мостика і металу; F_2 і F_1 - відповідно горизонтальна проекція площі контакту задирки з мостиком і площа проекції тіла поковки; F - повна горизонтальна проекція поковки з урахуванням задирки; n - коефіцієнт, що відбиває граничні умови на задирці.

У рішенні (42) перший доданок отриманий на підставі рішення плоскої задачі, а другий доданок - вісесиметричної. Рівняння (42) рекомендується Є.И. Семеновим [47] для теоретичного і практичного використання. У формулі (42) в першому доданку коефіцієнт $n = 1,5$ враховує вплив на СНКН обля за містком (за відсутності цього обля коефіцієнт $n=1$), друга складова враховує вплив тертя на містку штампу при заповненні його металом. У другому доданку перша складова відбиває вплив напруження підпору з боку задирки при течії металу на ділянці 2 (граничні умови), а дві подальші відбивають міру деформації металу в тілі поковки. Причому, якщо висота області деформації дорівнює товщині задирки, то коефіцієнт (0,375) зникає [3]. Як впливає із

структури формули (42), напруження течії металу визначається для усередненого осередку деформації.

В роботі І.Я. Тарновського та ін. [1] для вісесиметричної деформації із задиркою при відкритому штампуванні деталі по рис.27 при максимальному значенні коефіцієнта тертя $f=0,5$ отримана наступна формула для однакових значень напруження течії металу в різних елементах штампу (для випадку деформації без облоя)

$$n_{\sigma}=1+0,17d/h_3-0,013(d/h_3)^{1,5}\cdot(d_{\Pi}/d)^{3,5}; \quad (43)$$

$$d=d_{\Pi}+2S.$$

У роботі Е. Томсена та ін. [43] середнє нормальне контактне напруження також визначається з умови наявності ділянок плоскої і вісесиметричної деформацій в штампі. Причому внутрішню (центральну) частину порожнини деталі розглядають у вигляді «фіктивного» диска з товщиною рівній товщині задирки (область 1 на рис. 27). Отримані різні вирази для розрахунку p_{cp} (СНКН) з обліком і без урахування наявності зони прилипання металу на контактні задирки з поверхнею штампу. У запропонованих формулах коефіцієнт тертя входить як в чисельник, так і в знаменник, а в цьому випадку для набуття достовірних значень СНКН необхідно заздалегідь отримати точні величини коефіцієнта тертя.

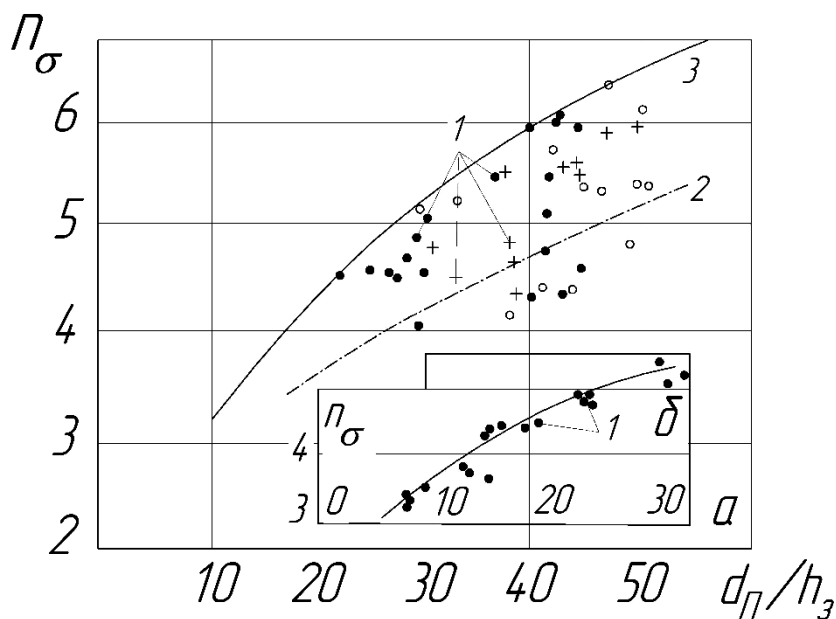


Рис. 28. Вплив параметра d_{Π}/h_3 на коефіцієнт напруженого стану n_{σ} при штампуванні у відкритих штампах по рис.27(а) і по рис. 28 (б) [1, табл. 16 і 17]: 1-дослідні точки, промислові дослідження; 2 - обчислення за формулою (42) [3]; 3 - обчислення за формулою (43) [1] (для "а"-- d_{Π}/h_{Π} : □-- 100/10; О - 150/15; х - 150/45; для б -- $d_{\Pi}/h_{\Pi}=82/60$; $d_3/d_{\Pi}=0,36...0,78$)

У роботі [45] представлений аналіз умов деформації металу у відкритих штампах і деякі практичні рекомендації по уточненню розрахунку СНКН (коефіцієнта напруженого стану) у зв'язку з тим, що величини відносних обтиснень і напруження течії металу в самій поковці і в задирці різні. Розрахунок СНКН з урахуванням відмінностей умов деформації на кожній ділянці виконують по формулі ($k_1=\sigma_{T2}/\sigma_{T1}$) [37, 45, 47, 49]

$$n_{\sigma} = p_{cp} / \sigma_{T1} = (n + f_2 \cdot \frac{S}{h_3}) \cdot k_1 \cdot (\frac{F_2}{F}) + [2f_2 \cdot \frac{S}{h_3} + 1,25 \ln(\frac{d}{h}) - 0,375] (\frac{F_1}{F}), \quad (44)$$

де σ_{T1} - напруження течії металу в тілі поковки; σ_{T2} – теж в задирці.

Встановлено, що розрахунок СНКН для усереднених параметрів деформації і окремо при деформації окремих частин поковки у відкритому штампі не впливає на значення СНКН.

Оцінку точності формул М.В. Сторожева, Є.А. Попова (42) [3] і І.Я. Тарновського та ін. (43) виконаємо по експериментальних таблицях 16, 17 з роботи [1]. У табл. 17 [1] представлені також дослідні дані по коефіцієнту n_σ

для деталі, показаної на рис. 28, б (з втискуванням пуансона).

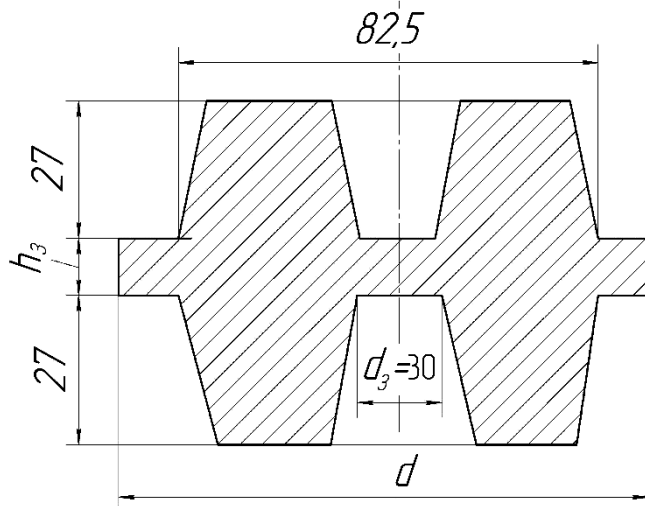


Рис.29.Форма поковки при доштамповці

Експериментальні дані і результати розрахунків представлені на рис.28, з якого, витікає, що із збільшенням параметра $d_{П}/h_3$ коефіцієнт напруженого стану n_σ збільшується як за експериментальними, так і за розрахунковими даними. Розкид експериментальних точок 1, очевидно, пов'язаний з наявністю випадкових чинників, які впливають на коефіцієнт тертя.

Розрахункові величини коефіцієнта n_σ по формулах (42) і (43) (криві відповідно 2 і 3) на рис.28, а знаходяться в полі дослідних значень коефіцієнта n_σ , але мають істотну між собою відмінність (16...22% відносно даних по кривій 3), що обумовлено відмінністю прийнятих для розрахунку величин коефіцієнта тертя: $f_2=0,3$ і $f_2=0,5$ відповідно. З приведених даних виходить, що збільшення коефіцієнта тертя на 0,1 збільшує значення коефіцієнта напруженого стану (СНКН або силу штампування) на 8...11%. При використанні у формулі (42) значення коефіцієнта тертя $f_2=0,5$ величини коефіцієнта n_σ по формулах (42) і (43) практично співпадають. При доштамповці з втискуванням пуансона в деталь, величини коефіцієнта n_σ максимальні (рис. 28, б) і дещо перевищують розрахункові величини коефіцієнта n_σ на рис.28,а (крива 3), що обумовлене впливом додаткового тертя на контакті пуансона і металу і додаткової деформацією поковки.

Таким чином, з рис. 28, а витікає, що теоретичні рівняння (42) і (43), за умови використання дійсного коефіцієнта тертя, в достатній мірі відповідають практичним даним. Для оцінки максимальної величини сили штампування виробів, подібних до приведеного на рис.29, розрахунок коефіцієнта напруженого стану можна виконувати по формулі (43). Обробка експериментальних даних рис.28, в сукупності з даними теоретичного аналізу, дозволяють запропонувати зручні для практичного використання узагальнені формули для розрахунку коефіцієнта n_σ як

для поковки по рис. 27, так і для поковки по рис. 29 (за відсутності зовнішнього облоя) [45]:

поковка по рис. 27-

$$n_{\sigma} = [3 + 0,13(d_{\Pi}/h_3 - 10)^{0,75}] + 0,12(f_2 - 0,3) (d_{\Pi}/h_3); \quad (45)$$

поковка по рис. 29-

$$n_{\sigma} = [3 + 0,22(d_{\Pi}/h_3 - 5)^{0,75}]. \quad (46)$$

Перша складова рівняння (45) отримана із залежності 2, рис. 28, а, а друга складова, що враховує вплив коефіцієнта тертя, отримана із зіставлення залежностей 3 і 2. Рівняння (46) отримане апроксимацією даних рис. 28, б і дозволяє визначати коефіцієнт n_{σ} при штампуванні деталей по рис.29.

Таким чином, теоретичні і експериментальні дані показують, що зі збільшенням параметра d_{Π}/h_3 і коефіцієнта тертя відбувається істотне підвищення значень коефіцієнта напруженого стану, а отож, СНКН і сили деформації металу. Формули (42) і (43) для розрахунку середнього нормального контактного напруження при відкритому штампуванні, адекватні експериментальним даним. Аналіз теоретичних і експериментальних даних, дозволяє рекомендувати для практичного використання формули (42), (43), а також формули (45) і (46).

4.7 Розрахунок сили при гарячій деформації металу в закритих штампах

З літератури відомі формули для розрахунку сили деформації в закритих штампах. Так, в роботі [44] для розрахунку сили при штампуванні в закритих штампах деталей, подібних шестерні (рис.30, 31), пропонується формула наступного виду

$$P = F \cdot \sigma_T [2,07(1 - \frac{2r_2}{d})^2 + 1,5 \ln \frac{1,5 \cdot h_{\Pi}}{2r_2} + 12 \frac{r_2}{d} (1 - \frac{r_2}{d}) - 4,5 \frac{h_{\Pi}}{d} + 1,92 \frac{h_{\Pi}}{d^2} + \frac{d}{6h_{\Pi}} + \frac{2}{d} (h - r_1 - r_2) - 1,5]; \quad (47)$$

де d - діаметр поковки; h_{Π} - висота поковки; σ_T - напруження течії металу (Н/мм^2); F - горизонтальна площа поковки; r_1 - радіус закруглення поковки біля пуансона; r_2 - природний радіус закруглення кута матриці.

Формула (47) для розрахунку сили штампування враховує усі основні геометричні параметри деформації, але відсутнє урахування впливу на процес контактного напруження тертя(див. рис. 28). Відсутнє урахування різних умов деформації високих і низьких заготовок.

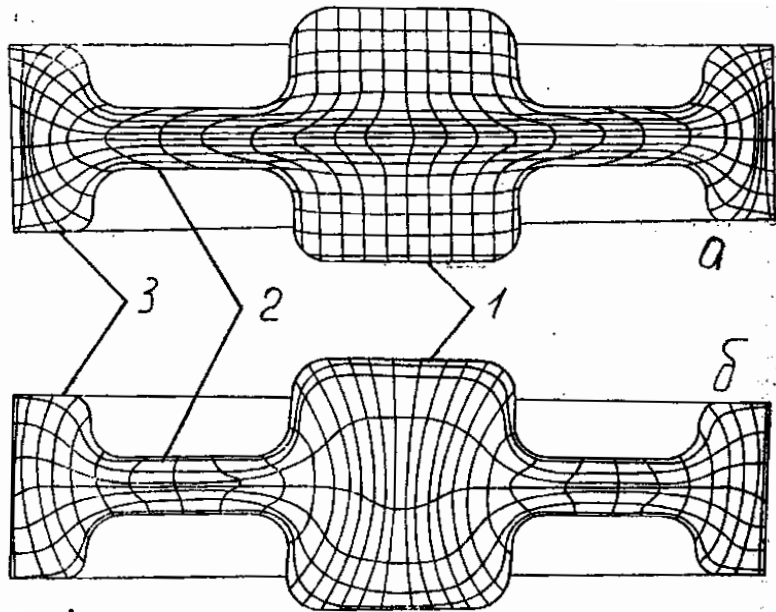


Рис. 30. Характер течії металу при штампуванні із заготовки деталей типу шестерні з H_0/D_0 : а - 2,0...2,5; б - <1; 1 - маточина; 2 - диск; 3 - обід

У роботах [1, 43, 44] задача про розрахунок сили деформації в закритих штампах деталей типу шестерня

не розглядається, а в роботі [2] пропонується теоретичне рішення для визначення коефіцієнта напруженого стану $n_\sigma = p_{cp}/\sigma_T$, що отримане на базі загальноприйнятих положень теорії обробки металів тиском, має вигляд

$$n_\sigma = A_2 + A_3 + \frac{d(B_2 + B_3)}{(h_0 + h)} - \frac{4,6h_0}{(2d + d_2 + d_3)} + \frac{2,3h_0}{d} + k_0 \left(\frac{d_3}{d}\right)^2, \quad (48)$$

де - A_2, A_3, B_2, B_3, k_0 -табличні коефіцієнти, залежні від геометричних параметрів шестерні.

Формула з роботи [2] не зручна в практичному використанні внаслідок наявності в ній табличних коефіцієнтів. Характер напруженого стану і особливості течії металу, що деформується, в закритих штампах значною мірою залежить від розмірів заготовки [2, 3, 44]. Так, за даними досліджень [2], при штампуванні деталі у вигляді шестерні із заготовок з $H_0/D_0 > 1,0$ и $H_0/D_0 \leq 1,0$ характер течії металу абсолютно різний (H_0 і D_0 - висота і діаметр заготовки) (рис. 30).

При штампуванні деталі з високої заготовки (рис. 30, а) (коли $D_0 \leq d_1$ в першу чергу починається деформація маточини і шари металу, розташовані в центральній зоні, переміщуються в напрямі від маточини через диск до обода. При цьому в маточині відбувається основна висотна деформація заготовки зі зміцненням металу в центральній зоні. Крім того, в процесі заповнення порожнини 1 і наявність радіальної течії металу, заготовка додатково деформуватиметься у вертикальній площині на ділянці 2 (диск) і, отже, отримувати додаткове зміцнення. Тобто, напруження течії σ_{T2} на ділянці 2 (диск) завжди буде більше напруження течії σ_{T1} в порожнині 1 маточини ($\sigma_{T2}/\sigma_{T1} > 1$). Величину напруження течії металу в ободі 3 при практично недостатньому часі розміцнення слід приймати рівній напружені

течії в зоні 2, тобто $\sigma_{T3} = \sigma_{T2}$ (де σ_{T3} - напруження течії металу в зоні 3 обода). Течія металу в диск і в обід і течія металу в самому ободі при доштамповці перешкоджатимуть сили контактної тертя, величина яких так само визначає як силу деформації, так і заповнення кутових переходів деталі.

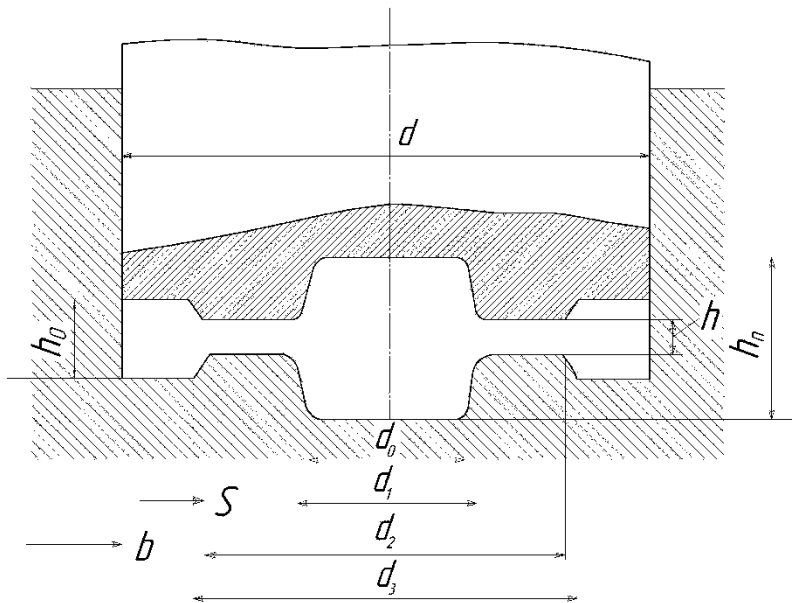


Рис. 31. Схема завершальної фази штампування деталі типу шестерня

При використанні низької заготовки з $m = H_0/D_0 < 1$ (рис. 30, б) в першу чергу деформації піддається область металу, яка розташована в диску і течія шарів металу буде направлена від осі диска до маточини і обода (d_0, d_1, d_2 - діаметри елементів деталі;

h - товщина диска; $h_{п}$ - товщина маточини). У цих умовах деформації максимальне обтиснення матиме місце на ділянці 2 (диск), що і буде, головним чином, визначати величини напруження течії металу і середнього нормального контактної напруження p_{cp} (СНКН). Проте у міру просування штампу метал, що деформується в диску затікає в обід і маточину і отримує додаткове зміцнення. Очевидно, напруження течії металу в ободі і маточині буде дещо більше, ніж в диску, що складно врахувати без проведення спеціальних досліджень. Внаслідок невеликого часу деформації процес розміцнення металу практично відсутній і, з урахуванням сказаного вище, в цих умовах допустимо приймати в зонах маточини 1 і обода 3 величину напруження течії, рівними такій при деформації металу на ділянці 2 (диск), тобто $\sigma_{T1} = \sigma_{T3} = \sigma_{T2}$.

У роботі [46] для розрахунку середнього нормального контактної напруження (СНКН) в закритих штампах пропонується уточнення базового теоретичного рішення з роботи [3] для розрахунку силових параметрів у відкритих штампах (при доштамповці) (див. вище)

$$n_{\sigma} = p_{cp} / \sigma_{T1} = [1,5 + f_2 \cdot \frac{S}{h}] \cdot (\frac{F_2}{F}) + [2f_2 \cdot \frac{S}{h} + 1,25 \ln(\frac{d}{h}) - 0,375] \cdot (\frac{F_1}{F}); \quad (49)$$

шляхом введення в нього додаткових параметрів, що враховують вплив контактної напруження тертя і відмінності напруження течії металу на окремих елементах штампу.

При деформації в закритих штампах, в порівнянні з відкритими, виникають додаткові напруження тертя на поверхнях, що формують обід. З

урахуванням сказаного вище формулу (49) з роботи [3] для розрахунку коефіцієнта напруженого стану у відкритих штампах з утворенням облоя (обода), представимо іншим чином з подальшими поясненнями структури рівняння (для $H_0/D > 1,0$) [46]:

$$n_\sigma = p_{cp} / \sigma_{T1} = [1,5 + m_0 + f_2 \cdot \frac{S}{h}] \cdot (\frac{\sigma_{T2}}{\sigma_{T1}}) \cdot (\frac{F_2}{F}) + [2f_2 \cdot \frac{S}{h} + 1,25 \ln(\frac{d}{h}) - 0,375] \cdot (\frac{F_1}{F}) + m_0 \cdot (\frac{\sigma_{T2}}{\sigma_{T1}}) \cdot (\frac{F_3}{F}); \quad (50)$$

$$m_0 = m_1 + m_2,$$

де 1,5 - коефіцієнт, що враховує вплив радіального підпору переміщенню металу з боку обода; 2 - показник тертя по Е. Зібелю на контактах ділянки 2 (диск); S - ширина диска; h - товщина диска; F_1, F_2, F_3, F - горизонтальні проекції площ контакту відповідно з маточиною, з диском, з ободом і повна; m_1, m_2 , - адитивні добавки, що враховують підвищення опору ковзанню металу відповідно по бічних поверхнях і по горизонтальних поверхнях обода; $p_{ср}$ - середнє нормальне контактне напруження.

Коефіцієнти m_1 і m_2 , у рівнянні (50) враховують вплив контактного тертя між металом і внутрішніми поверхнями штампу для формування обода при доштамповці. Ці коефіцієнти визначаються з відомих умов [1, 3] (рис. 31):

$$m_1 = (f_2 \cdot \frac{h_0}{2b})(2 - \frac{h}{h_0}); m_2 = 2f_2 \cdot \frac{b}{h_0}. \quad (51)$$

У формулі (50) перший доданок відбиває вплив опору течії металу на поверхнях диска. Друга складова першого доданку m_0 враховує опір течії металу в диску з боку обода. Зважаючи, що в закритих штампах на ділянці 2 диску (рис. 30, 31) на усій ширині S діє підпираюче напруження при доштамповці і наслідуючи логіку авторів роботи [3], у формулі (50) третю складову першого доданку приймаємо у вигляді $f_2 \cdot S/h$. Числовий коефіцієнт 1,5 в роботі [3] визначається граничними умовами на виході із задирки і за наявності облоя за задиркою рекомендується приймати нормальне напруження $p_0 = 1,5 \cdot \sigma_T$ ($n_i = 1,5$) замість $p_0 = \sigma_T$ при $n_i = 1,0$.

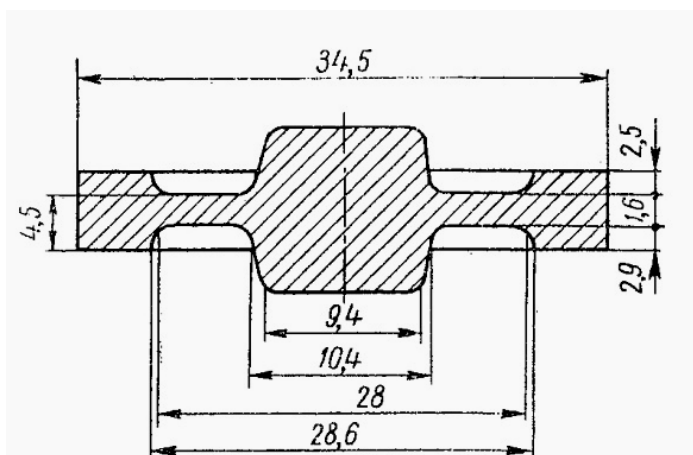
При штампуванні шестерні з $H_0/D_0 > 1$ (2,5) наявність обода імітує, певною мірою, дію облоя на умови деформації металу, але за наявності контактного тертя. Адитивні добавки m_1 і m_2 , враховують вплив підпираючого напруження від контактних сил тертя на поверхнях обода зі штампом. Крім того, в перший доданок вираження (50) доданий співмножник σ_{T2}/σ_{T1} , що враховує відмінність у величинах напруження течії металу на ділянці диска 2 (σ_{T2}) і маточини 1 (σ_{T1}). Другий доданок рівняння (50) відбиває складову

повного коефіцієнта напруженого стану при формуванні маточини, де і відбувається основна пластична деформація металу при $H_0/D_0 > 1$. В другому доданку рівняння (50) перша складова відбиває граничні умови на вході металу в диск, друга складова - долю нормального напруження від пластичної деформації маточини з урахуванням рекомендацій [3]. Третім доданком m_0 рівняння (50) враховується вплив на коефіцієнт n_σ тертя на поверхнях обода за наявності висотної деформації металу. Рівняння (50) придатне для розрахунку коефіцієнта n_σ і СНКН при штампуванні деталей типу шестерні з високих заготовок.

Інший характер течії металу спостерігається при штампуванні шестерні з низької заготовки з $H_0/D_0 \leq 1,0$. В цьому випадку заготовка в першу чергу починає деформуватися елементом штампу на ділянці диска, а течія металу спрямована в обід і маточину. При цьому, умови деформації металу на ділянці диска будуть схожими з такими для попереднього випадку (див. перший доданок рівняння (50)). Відмінність полягає в тому, що граничні умови деформації металу в диску визначаються не лише витіканням металу в обід (див. вище), але і додатковим опором течії металу при заповненні металом маточини. Отже, і в цьому випадку, як і для обода, на межі з маточиною маємо $p_{CP} = 1,5\sigma_T$ при $n_1 = 1,5$.

Таким чином, середнє нормальне контактне напруження при деформації заготовки з $H_0/D_0 < 1,0$ визначатиметься напруженим станом металу в диску, в ободі і в маточині в результаті пластичної деформації металу і впливом підпираючого напруження від контактних дотичних напружень. З урахуванням викладеного рівняння для розрахунку середнього коефіцієнта напруженого стану матиме наступний вигляд ($\sigma_{T1} = \sigma_{T2} = \sigma_{T3}$):

$$n_\sigma = [3,0 + m_{II} + m_0 + f_2 \cdot \frac{S}{h}] \cdot (\frac{F_2}{F}) + m_{II} (\frac{F_1}{F}) + m_0 (\frac{F_3}{F}); \quad (52)$$



$$m_{II} = m_3 + m_4,$$

де m_3 і m_4 - адитивні добавки, що враховують вплив контактного тертя відповідно на бічних і горизонтальних поверхнях маточини.

Рис. 32. Відштампована шестерня зі свинцю

У формулі (52) наявність

числового коефіцієнту «3» в першому доданку обумовлено підвищеним опором течії металу з диска в обід і маточину. Коефіцієнти m_3 і m_4 визначимо з робіт [1, 3, 43]:

$$m_3 = 4 \cdot f_2 \cdot h_{\Pi} / d_{\Pi}; \quad m_4 = 0,167 \cdot d_{\Pi} / h_{\Pi}. \quad (53)$$

Виконаємо оцінку формул (50) і (52) за результатами експериментів [2] при деформації деталей типу шестерні з використанням свинцевих зразків. Закономірності зміцнення свинцю за даними [1] можна описати наступними залежностями:

$$\sigma_T = 10 + 41,5 \cdot \varepsilon^{0,5}; \quad (54)$$

$$\sigma_T = 17 + 41,5 \cdot \varepsilon^{0,5}. \quad (55)$$

Формулу (54) отримано за даними випробувань на фрикційному пресі ($u = 7c^{-1}$, $\sigma_{T0} = 10 \text{ Н/мм}^2$ при $\varepsilon \rightarrow 0$), а формулу (55) - при деформації на копрі ($u = 150c^{-1}$, $\sigma_{T0} = 17 \text{ Н/мм}^2$ при $\varepsilon \rightarrow 0$). З урахуванням впливу швидкості деформації напруження течії свинцю визначається рівнянням

$$\sigma_T = [10 + 0,049(u-7)] + 41,5\varepsilon^{0,5}. \quad (56)$$

Розміри деталі при закритому штампуванні вказані на рис. 32. Початкові параметри до розрахунку наступні: $H_0/D_0 = 32/12,8 = 2,5$ (висока заготовка); $H_0/D_0 = 14,9/18,6 = 0,8$ (низька заготовка); висота маточини поковки $h_H = 13$ мм; середня висота поковки $h_{CP} = 6,4$ мм; швидкість ходу штампу $v = 1,0$ м/с. Приймаємо для свинцевої заготовки показник тертя рівним коефіцієнту тертя $f_2 = 0,3$ [14]. Результати розрахунків, для прийнятих параметрів деформації, представлені в табл. 4, з якої виходить, що середнє напруження течії металу, коефіцієнт напруженого стану, середнє нормальне контактне напруження і сила при деформації низької заготовки виявилися дещо більше, ніж при деформації високої заготовки.

Як впливає з формул (50) і (52), в цих умовах деформації металу коефіцієнт напруженого стану n_{σ} в осередках деформації в обох випадках виявився практично однаковим (дослідження/розрахунок):

	$m = H_0/D_0$	2,5	0,8
	дос./розр.		
n_{σ}		-/4,38	-/4,48
p_{CP} , Н/мм ²		-/179	-/250
P , кН		178/169	245/237

В експериментальних дослідженнях [2] при деформації високої заготовки ($m = 2,5$) сила виявилася рівною $P = 178$ кН, а в другому випадку ($m = 0,8$) – $P = 245$ кН. Помилка у обчисленнях за формулами (50) і (52) $< 6\%$, що допустимо [46].

Таким чином, отримані прийнятні розрахункові залежності для визначення нормального контактного напруження і сили при деформації металу в закритих штампах із заготовок з різними параметрами H_0/D_0 [46].

4.8 Нові рішення для розрахунку середнього нормального напруження при об'ємному штампуванні металу

Структура відомих формул для розрахунку середнього нормального контактного напруження (СНКН) при об'ємному гарячому штампуванні обумовлена формою деталі і, як правило, певному типу поковки відповідає свій тип розрахункової формули [1, 2, 44]. У роботах [45, 46] виконаний аналіз різних формул для розрахунку СНКН при штампуванні поковки типу шестерні без осьового отвору (у відкритому і закритому штампах), уточнення і узагальнення розрахункових залежностей. Проте отримані залежності не можна використати для розрахунку СНКН у випадку якщо при штампуванні відбувається, наприклад, ще пробивка осьового отвору в маточині. При цьому збільшуються міра деформації і напруження течії металу, виникає додаткове контактне дотичне напруження, яке необхідно враховувати в отриманих раніше залежностях, вводячи в них додаткові складові.

Як відмічали раніше[40], є багато спільного у відомих залежностях для розрахунку середнього нормального контактного напруження при осаджуванні в плоских бойках і при прокатуванні в гладких валках. Наприклад, формула (24) Е. Зібеля для розрахунку СНКН при гарячому осаджуванні циліндричної поковки

$$p_{CP} = \sigma_{\Phi} (1 + 0,33f_{\Pi} \cdot d/h)$$

і формула для розрахунку СНКН при гарячому прокатуванні в гладких валках[37, 52] (В.О. Ніколаєв)

$$p_{CP} = \sigma_{\Phi} (1 + 0,48f_{\Pi} \cdot l_d/h_{CP})$$

відрізняються тільки числовим коефіцієнтом перед другим доданком (l_d – довжина дуги контакту; h_{CP} – середня товщина штаби в осередку деформації).

Для розрахунку СНКН при осаджуванні штаби необмеженої довжини ($f_{\Pi} = 0,5$) автори [3,10] рекомендують використати формулу

$$p_{CP} = \sigma_{\Phi} (1 + 0,25 \cdot d/h),$$

яка подібна до попередньої формули при $f_{\Pi} = 0,5$.

Таким чином, при деформації в гладкому інструменті напружений стан металу в осередку деформації при осаджуванні і прокатуванні подібний. Очевидно, багато спільного повинно бути при гарячому об'ємному штампуванні і прокатуванні сортового металу у валках з калібрами.

Гарячу прокатку сортових профілів виконують в калібрах і вплив різної форми калібрів на умови тертя, на СНКН і на коефіцієнт напруженого стану металу n_{σ} враховують введенням в формули коефіцієнта форми калібру n_{Φ} . Наприклад, в роботах [37,40,42,50-52] це представлено таким чином:

$$n_{\sigma} = 1 + (n_{\sigma\Gamma} - 1) \cdot n_{\Phi}; \tag{57}$$

$$n_{\sigma\Gamma} = p_{CP} / \sigma_{\Phi}; \quad n_{\Phi} = \Pi/2B, \tag{58}$$

де n_{σ} - коефіцієнт напруженого стану при прокатуванні в калібрах; $n_{\sigma\Gamma}$ - коефіцієнт напруженого стану при деформації металу в гладких валках; n_{ϕ} - коефіцієнт, що враховує вплив форми інструменту (калібру), $n_{\phi}>1$; p_{CP} - СНКН при прокатуванні в гладких валках; σ_{ϕ} - опір металу деформації; Π - периметр калібру; B - ширина штаби (профілю).

Аналогічним чином вплив додаткового контактного тертя може бути врахований і при штампуванні, що дозволить отримати узагальнені залежності для розрахунку СНКН або коефіцієнта напруженого стану n_{σ} для деталей різної форми.

Штампи закритого типу. Формули (57), (58) використані в роботі [53] для розрахунку сили штампування заготовки залізничних коліс. Коефіцієнт n_{ϕ} для штампування визначений з формули

$$n_{\phi}=F_{\Pi\phi}/F, \quad (59)$$

де $F_{\Pi\phi}$ - площа поверхні колеса з боку одного штампу; F - площа горизонтальної проекції колеса з боку одного штампу.

З урахуванням приведених формул силу штампування визначають по формулі [53]

$$P=\lambda\sigma_T \cdot n_{\sigma} \cdot F.$$

Проте цей метод розрахунку коефіцієнта n_{σ} не дозволяє отримувати результати розрахунку, адекватні даним експерименту в штампах закритого типу. Оцінимо його точність за даними (рис. 32) [40, 46] ($\lambda=1,0$, $n_{\phi}=1,76$, середня товщина $h=6,4$ мм, діаметр поковки (деталі) $d=34,5$ мм, показник тертя з умови Е.Зібеля $f_{\Pi}=0,3$, напруження течії металу (свинець) ($\sigma_T=52$ Н/мм²). Коефіцієнт $n_{\sigma\Gamma}$ по формулі І.Я. Тарновського[1, 53] рівний:

$$n_{\sigma\Gamma} = 1 + 0,09 \frac{d}{h} \sqrt{\frac{f_{\Pi} d}{h}}; \quad n_{\sigma\Gamma}=1+0,09 \cdot 5,4 \cdot 1,28 = 1,64$$

Тоді сила штампування буде рівна:

$$n_{\sigma}=1+0,64 \cdot 1,76 = 2,12; \quad P=52 \cdot 2,12 \cdot 947 \cdot 10^{-3}=104 \text{ кН},$$

де d - діаметр поковки; h - середня товщина поковки; f_{Π} - показник тертя з умови Е. Зібеля.

Отримане розрахункове значення сили штампування істотно менше дослідних даних ($P=245$ кН). Очевидно, така розбіжність розрахункових і дослідних даних обумовлена тим, що для розрахунку коефіцієнта $n_{\sigma\Gamma}$ використано формулу, яка придатна тільки до умов деформації металу при вільному осаджуванні. При закритому штампуванні металу діє інша схема напруженого стану, чим при вільному осаджуванні. В умовах штампування метал активно деформується і по висоті і по усьому периметру поковки.

У зв'язку з цим вважаємо, що аналогом деформації металу в штампах закритого типу може являтися деформація металу, наприклад, в чотиривалкових калібрах в умовах прокатування металу. При прокатуванні в гладких валках чотиривалкового калібру середнє нормальне контактне напруження (СНКН) для цього випадку визначають рівнянням[40,42,54]:

$$p_{cp} = (\lambda \sigma_T h / H) \{ [m_1 (1 + 0,9n_1)] + (0,86 f_{II} l_{d1} / h) \times (1 + n_2 h / B) \}; \quad (60)$$

$$n_1 = k_2 m_2 / k_1 m_1; \quad n_2 = k_2 l_{d2} / k_1 l_{d1} \quad (61)$$

$$k_1 = 1 - 1 / \mu_1; \quad k_2 = 1 - 1 / \mu_2;$$

де H - товщина заготовки; h - середня товщина штаби після прокатування; l_{d1} і l_{d2} - довжини дуг контакту при деформації відповідно в горизонтальних і вертикальних валках; B - ширина заготовки; μ_1 і μ_2 - коефіцієнти витягання відповідно в горизонтальних і вертикальних валках; m_1 і m_2 - коефіцієнти деформацій зсуву.

У формулі (60) перший доданок в квадратних дужках відображає вплив механічної складової металу при усебічній деформації штаби горизонтальними і вертикальними валками, а другий доданок - вплив зовнішнього тертя і параметрів деформації. Міра дії на значення напруження p_{cp} вертикальних валків визначається, у тому числі, і відношенням k_2/k_1 . При збільшенні відношення k_2/k_1 , тобто при збільшенні опору течії металу в горизонтальній поперечній площині, має місце збільшення коефіцієнту напруженого стану n_σ і СНКН.

Саме формулу (60) можна використати з деякими уточненнями для отримання розрахункової залежності визначення СНКН при операції штампування. Зважаючи, що максимальні значення середнього нормального напруження і сили мають місце в останній стадії штампування (доштамповці), то у формулі (60) середня товщина h і H в цій стадії близькі між собою ($h/H \approx 1,0$), оскільки відсутня помітна висотна деформація. Параметри l_{d1} і B для циліндричної поковки відповідають її діаметру ($l_{d1} = B = d$), а для прямокутної відповідно - меншому і більшому розмірам поковки. Довжина l_{d2} в площині поперечної деформації поковки відповідає периметру поковки (для циліндричної поковки маємо $l_{d2} = \pi \cdot d$). Тоді $l_{d2}/l_{d1} = \pi = 3,14$.

Маючи на увазі, що деформації зсуву в останній стадії штампування відсутні, то коефіцієнти $m_1 = m_2 = 1,0$. Коефіцієнти деформації при доштамповці у вертикальній площині $\mu_1 > 1$ (при повному заповненні штаму по периметру), а в горизонтальній площині з боку стінок штаму $\mu_2 > 1$ (але мало відрізняються від одиниці) і при цьому відношення k_2/k_1 залежно від розмірів заготовки і від форми поковки може мати різні значення, але менше одиниці. Крім того, при виведенні рівняння (60) для умов прокатки положення критичного перерізу в осередку деформації було прийняте рівним $\gamma/\alpha = 0,3$ і тому числовий коефіцієнт в другому доданку виявився рівним $a_1 = 0,86$. Для умов вісесиметричного штампування маємо $\gamma/\alpha = 0,5$ і числовий коефіцієнт в цьому випадку буде рівним $a_1 = 1,0$ [40,42,54]. Таким чином, у разі несиметричної поковки коефіцієнт a_1 змінюється в межах $a_1 = 0,86 \dots 1,0$.

З урахуванням аналізу розрахункових даних для різних значень H_0/D_0 , представлених вище, відношення коефіцієнтів деформацій k_2/k_1 заздалегідь приймаємо рівним $k_2/k_1 = 0,5$ (для $H_0/D_0 < 1,0$) і $k_2/k_1 = 0,4$ (для $H_0/D_0 > 1,0$). Оскільки форма інструменту впливає на умови контактного тертя, то

коефіцієнт форми n_Φ повинен входити в якості складової в перший співмножник другого доданку [40, 42, 54]. Тоді, враховуючи викладене представимо рівняння (60) для умов штампування циліндричної поковки в закритому штампі в наступному виді

$$p_{cp} = \sigma_T [(1 + 0,9n_1) + (f_\Pi \cdot n_\Phi \cdot d/h)(1 + n_2 h/d)]. \quad (62)$$

$$n_1 = k_2 / k_1; \quad n_2 = k_2 l_{d2} / k_1 d; \quad l_{d2} = 3,14d; \quad n_\Phi = F_{\Pi\Phi} / F.$$

У формулі (62) при $k_2/k_1=0,5$ перший числовий коефіцієнт буде рівним 1,45, що практично співпадає з числовим коефіцієнтом 1,5 [3,44], який враховує підвищення опору течії металу в задирці за рахунок утворення обля. У зв'язку з цим прийнята вище умова $k_2/k_1=0,4$ і $0,5$ слід вважати реальною, але це необхідно підтвердити експериментальними дослідженнями.

Розрахунок, який виконано по універсальній формулі (62) для дослідних даних по рис.32 співпадає з дослідними і розрахунковими даними по формулах (50) і (52) з точністю до 16 %.

Для розрахунку СНКН при штампуванні прямокутної в плані деталі формула (60) матиме вигляд (при $m_1 = m_2$):

$$p_{cp} = \lambda \cdot \sigma_T [(1 + 0,9n_1) + (f_\Pi \cdot n_\Phi \cdot a/h)(1 + n_2 h/B)]; \quad (63)$$

$$n_1 = k_2 / k_1; \quad n_2 = k_2 l_{d2} / k_1 a,$$

де a - довжина меншої осі; l_{d2} - периметр поковки ($l_{d2} = 2B + 2a$).

Штампи відкритого типу (рис.27, 29)[40]. При деформації у відкритих штампах умови течії металу в задирці і самій поковці істотно розрізняються інтенсивністю дії контактної тертя і наявністю опору течії металу під час переходу металу з порожнини в задирку. Тому СНКН необхідно визначати з урахуванням доли площі контакту задирки і самій поковки. У останній стадії доштамповки метал контактує з інструментом по усій його внутрішній поверхні за наявності переміщень металу у вертикальній і горизонтальній площинах при $k_2 / k_1 < 1$, як і в закритому штампі.

Узагальнена формула для розрахунку СНКН у відкритих штампах циліндричної форми із залученням формули (42), що враховує вплив тертя в містку штампу, і формули (62) приймає вид (задирка без обля)[40,45,46]

$$p_{cp} = \sigma_T \left\{ [(1 + 0,9n_1) + (f_\Pi \cdot n_\Phi \cdot d/h) + 2f_\Pi \frac{S}{h_3}] \frac{F_\Pi}{F} + f_\Pi \frac{S}{h_3} \cdot \frac{F_3}{F} \right\}, \quad (64)$$

$$n_1 = k_2 / k_1; \quad F_{\Pi\Phi} = 1,57 \cdot d \cdot h + F_\Pi + F_3; \quad n_\Phi = F_{\Pi\Phi} / F,$$

де F - повна горизонтальна проекція площі поковки з урахуванням задирки; F_3 - горизонтальна проекція площі задирки; F_Π - горизонтальна проекція площі поковки без задирки; $F_{\Pi\Phi}$ - площа поверхні поковки в порожнині одного штампу з урахуванням висоти поковки, у тому числі і за наявності центральної порожнини в поковці; f_Π - показник тертя за умови Е.Зібеля; h - висота поковки; d - діаметр поковки; S - ширина задирки; h_3 - товщина задирки.

У цьому рівнянні перші дві складові в квадратних дужках враховують

вплив пластичної деформації і контактного тертя в поковці, а третя, по аналогії з формулою (42), враховує опір течії металу з поковки в задирку. Четверта адитивна складова враховує вплив контактного тертя в задирці. Внаслідок відсутності закритої частини штампу і обода параметр $l_{d2}=0$. Як слідує, формула (64) не містить складової, що враховує зосереджену пластичну деформацію в центральній зоні поковки, як це має місце у формулі(42) [3, 44].

Якщо поковка має овальну форму, то заздалегідь визначають розміри рівновеликого круга при рівній площі поперечного перерізу, якщо прямокутника, то приймають $a=d$, а для поковки довільної форми в плані заздалегідь визначають розміри рівновеликого прямокутника або круга. Таким чином, формула (64) дозволяє розрахувати коефіцієнт напруженого стану для поковки будь-якої форми.

Табл. 4. Порівняння дослідних і розрахункових величин n_{σ}

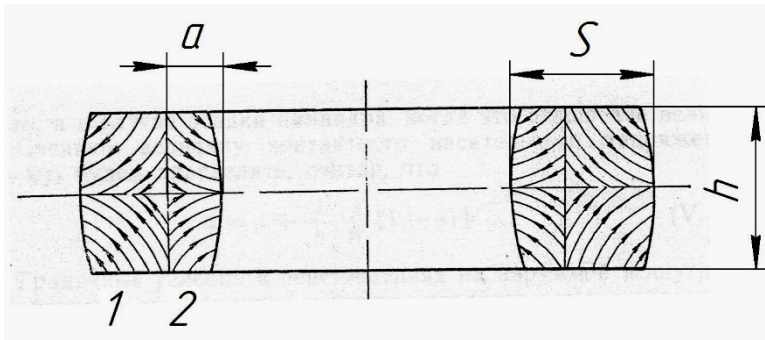
№ обр., табл..	d_{II}/h_3	n_{σ} , дослід	n_{σ} по формулі [1]	n_{σ} по формулі [3]	n_{σ} по формулі (62)
1-16	41,8	5,47	5,97	4,82	5,65
15	42,8	5,56	6,0	4,95	4,93
19	36,5	4,85	5,46	4,55	4,61
20	50	5,59	6,55	5,15	5,05
23	37,5	4,81	5,55	4,62	4,71
24	30	3,8	4,83	4,16	4,3
37	27,7	4,18	4,46	4,02	4,5
1-17	8,8	3,26	2,56	2,9	3,57
4	20,5	4,5	3,68	3,61	3,89
3	15,4	4,36	-	-	4,0
4	19	4,47	-	-	4,2

Оцінку придатності формули (64) виконали по дослідним даним [1, 45]. Дослідні і розрахункові величини коефіцієнта напруженого стану n_{σ} за даними [1, табл. 16, 17] представлені в табл.4 ($f_{II}=0,3$). З табл. 4 витікає, що максимальна абсолютна помилка відносно дослідних значень n_{σ} складає по формулах, %: [1] (або [45, формула (2)]) - 26,5; [3] (або [45, формула (7)]) - 19,8; по формулі (62) - 12,2.

Близькі між собою значення коефіцієнта n_{σ} для поковок по рис. 27 (при $f=const$) показують формули з робіт [1] і [3], які не представляється можливим використати для розрахунку коефіцієнта n_{σ} при штампуванні поковок за типом рис. 29 (обр. 3, 4 - 17 в табл. 4) або складнішої форми, ніж на рис. 27.

По запропонованій формулі (62) розрахункова помилка, в порівнянні з дослідними даними, помітно менше і формула (62) придатна для розрахунку СНКН, наприклад, при наявності прошивки поковки в штампах закритого або відкритого типу (обр. 3, 4 - 17 в табл. 4).

Осадка порожнистих заготовок.



При осаджуванні порожнистих товстостінних заготовок (рис. 34) критичний переріз і силу осадки визначали методом робіт [1]

Рис. 34. Схема течії металу при осаджуванні порожнистої заготовки

На ділянці 1 метал, відносно критичного перерізу, тече при деформації у бік збільшення діаметру заготовки (кільця), а в зоні 2 - у бік зменшення діаметру порожнистої частини. Положення перерізу визначається [1] умовами тертя, товщиною і діаметром заготовки, відносною товщиною стінки S/h (S - товщина стінки; h - товщина заготовки) і, у свою чергу, воно обумовлює розміри заготовки після деформації і силові параметри осадки.

Автори [1] пропонують наступне рівняння (після спрощення) для розрахунку середнього нормального контактного напруження (СНКН), отримане методом робіт

$$n_{\sigma} = 1,08 + 0,18 \cdot \psi \cdot \frac{S}{h}, \quad (65)$$

де ψ - показник тертя, визначуваний за формулою [1].

$$\psi = f + 0,125 \cdot \frac{S}{h} (1 - f) \sqrt{f}, \quad (66)$$

де f - коефіцієнт тертя.

Нижче пропонується інший метод рішення задачі з використанням диференціального рівняння рівноваги сил на контакті з інструментом при вільному осаджуванні поковки спільно з рівнянням пластичності [3, 40, 48].

Після рішення диференціального рівняння і його інтегруванню отримано наступне рівняння для визначення підпираючого напруження при осаджуванні циліндричної (призматичної) заготовки (рівняння (22)) (контактне тертя з умови тертя Е. Зібеля).

$$\sigma_2 = -2\sigma_T \cdot f_{II} \cdot \frac{x}{h} + C, \quad (67)$$

де σ_2 - підпираюче напруження по осі x в радіальному напрямі; x - змінна; C - постійна.

Це рівняння дійсно і для визначення нормальних контактних напруженні при деформації стінки порожнистої заготовки, але з урахуванням зміщення критичного перерізу від осі деталі. Постійну C визначаємо для зони 1 з умови, що $x = S - a, \sigma_2 = 0$. Тоді маємо

$$C = 2\sigma_T f_{\Pi} \frac{S}{h} - 2\sigma_T f_{\Pi} \frac{a}{h},$$

де a - відстань від внутрішньої поверхні кільця до критичного перерізу.

Після підстановки у формулу (67) отримаємо для зони 1

$$\sigma_2 = 2\sigma_T f_{\Pi} \frac{S}{h} - 2\sigma_T f_{\Pi} \frac{a}{h} - 2\sigma_T f_{\Pi} \frac{x}{h}. \quad (68)$$

Для зони 2 відповідно маємо (з протилежним знаком)

$$\sigma_2 = 2\sigma_T \cdot f_{\Pi} \cdot \frac{x}{h} + C.$$

Для зони 2 при $x=0$ напруження $\sigma_2=0$ і постійна $C=0$. Тоді

$$\sigma_2 = 2\sigma_T \cdot f_{\Pi} \cdot \frac{x}{h}. \quad (69)$$

Вирішуючи залежності (68) і (69) спільно з наближеним рівнянням пластичності ($p = \beta\sigma_T + \sigma_2$; $p \approx \sigma_1$; $\beta\sigma_T = \sigma_{\Phi}$) отримаємо:

Для зони 1

$$p_1 = \sigma_{\Phi} + 2\sigma_{\Phi} f_{\Pi} \frac{S}{h} - 2\sigma_{\Phi} f_{\Pi} \frac{a}{h} - 2\sigma_{\Phi} f_{\Pi} \frac{x}{h}. \quad (70)$$

Для зони 2

$$p_2 = \sigma_{\Phi} + 2\sigma_{\Phi} \cdot f_{\Pi} \cdot \frac{x}{h}. \quad (71)$$

Оскільки в критичному перерізі $p_1=p_2$, а $x=a$, то з рівнянь (70) і (71) отримаємо відстані $a=0,33 \cdot S$.

Середнє нормальне контактне напруження (СНКН) отримаємо шляхом інтегрування рівнянь (70) і (71) в межах « $a-S$ » (зона 1) і « $0-a$ » (зона 2).

$$p_{cp} = \frac{1}{S} \left(\int_a^S p_1 dx + \int_0^a p_2 dx \right). \quad (72)$$

Після спільного рішення рівнянь (70) - (72) і відповідних перетворень, отримали на ділянці стінки « $0 \dots S$ »

$$p_{cp} = \sigma_{\Phi} \left(1 + 0,2 f_{\Pi} \frac{S}{h} \right). \quad (73)$$

Коефіцієнт напруженого стану дорівнює

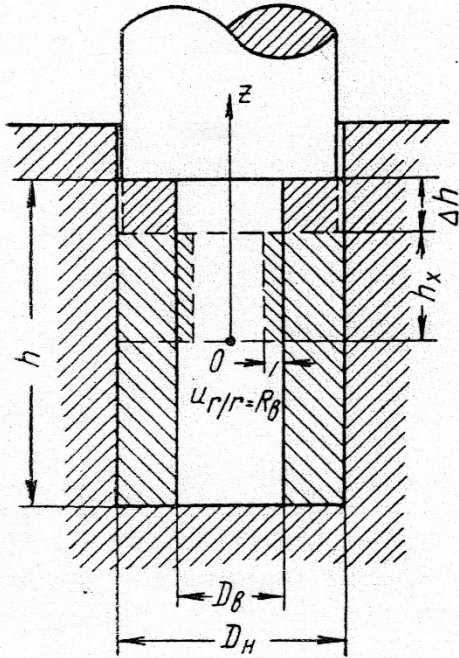
$$n_{\sigma} = 1 + 0,2 \cdot f_{\Pi} \cdot \frac{S}{h} \quad (74)$$

і ця формула близька по структурі до формули (65) І.Я. Тарновського та ін. [1].

Порівняння результатів обчислення за формулами (65) і (74) [40] виконали для сталі марки Ст.45 ([1], табл. 3, формули (94)) і для різних параметрів S/h (осадка на фрикціоні пресі). Як впливає з порівняння, формул для розрахунку коефіцієнта напруженого стану n_{σ} (СНКН) при осадженні

порожнистої заготовки, отримані різними методами, дають приблизно однакові результати і придатні для практичного використання (розбіжність складає не більше 10 %).

При осадженні товстостінної трубної заготовки в контейнері (рис. 35) схема напруженого стану металу змінюється у зв'язку з наявністю підпору від стінок контейнера і односторонньою течією металу (всередину порожнини), а середнє нормальне контактне напруження визначатиметься інтенсивністю тертя на контактї труби з пуансоном і контейнером [1].



При нескінченно малій деформації Δh у кінці осаджування течія металу зосереджується лише на висоті h_X [1], параметри якої визначаються відношенням D_B/D_H .

Рис. 35. Схема нескінченно малої осадки в контейнері

За даними І.Я.Тарновського та ін. [1] висоту h_X розраховують з формули (при $f=0,3\dots0,5$)

$$\frac{h_X}{D_H} \approx 0,65 \left(1 - \frac{D_B}{D_H}\right) \quad (75)$$

При менших значеннях коефіцієнта тертя (при $f < 0,3\dots0,5$) відношення h_X/D_H буде більше. Так, при $D_B / D_H = 0,4$ і $f = 0,5$ параметр $h_X/D_H \approx 0,4$, а при $f = 0,1$ маємо $h_X/D_H \approx 0,66$. Коефіцієнт напруженого стану n_σ визначається у роботі [1] за формулою

$$n_\sigma = 0,58 \frac{B + 2 \frac{h_X}{R_H} \psi}{1 - \left(\frac{R_B}{R_H}\right)^2}, \quad (76)$$

де B - коефіцієнт, залежний від h_X/D_H ($B > 1$); R_H і R_B - зовнішній і внутрішній радіуси труби.

У практичних умовах коефіцієнт напруженого стану знаходиться в межах $n_\sigma = 2\dots4$. При розрахунку коефіцієнта n_σ автори [1] пропонують приймати показник тертя ψ рівним $\psi = 2f$ при $f = 0,5$ (однаковим на усіх ділянках контакту).

При осаджуванні труби з метою зменшення внутрішнього діаметру ($H_0/D_0 < 2$) вважаємо, як і в роботі [1], що деформація поширюється по висоті h_X заготовки, а коефіцієнт напруженого стану при закритому осаджуванні труби n_σ обумовлений тертям на контактї торця пуансона з металом і тертям поверхні труби о стінки контейнера. Вплив першого чинника може бути врахований рівнянням (70) (при $h = h_X$), а другого, в якості адитивного доповнення m ,

відомою залежністю

$$m_3 = 4f_{II}h/d,$$

яка для даного випадку, відносно площі поперечного перерізу стінок труби, матиме вигляд [40]

$$m_3 = \frac{4f_{II} \cdot D_H \cdot h_X}{D_H^2 - D_B^2} = \frac{4f_{II} \cdot h_X / D_H}{\left(1 - \frac{D_B^2}{D_H^2}\right)}, \quad (77)$$

де D_H і D_B - відповідно зовнішній і внутрішній діаметри труби.

З урахуванням представлених вище пояснень коефіцієнт напруженого стану при закритому осаджуванні труби визначатися наступним рівнянням [40]

$$n_\sigma = 1 + 0,2 \cdot f_{II} \cdot \frac{S}{h_X} + \frac{4f_{II} \cdot h_X / D_H}{\left(1 - \frac{D_B^2}{D_H^2}\right)}, \quad (78)$$

де S - товщина стінки труби: $S = (D_H - D_B)/2$.

Аналіз показує, що другий доданок рівняння (78), яке враховує тертя у контакті з торцевою поверхнею пуансона змінюється в межах 0,1...0,2 і робить невеликий вплив на коефіцієнт напруженого стану. Показано, що формули (76) і (78) дають близькі між собою результати розрахунків і збіг з дослідними даними [40].

Таким чином, запропоновані нові теоретичні рішення і узагальнені залежності для розрахунку СНКН при визначенні сили деформації відкритого і закритого штампування деталей різної форми, що забезпечують збіжність з практичними результатами з точністю до 15 %.

4.9 Прошивка заготовки на пресі

У операції прошивки в поковці (шестерні, муфти, колеса і тому подібне) отримують отвір. При відкритій прошивці бічна поверхня заготовки - вільна (рис. 36, а), а при закритій-прошивку роблять в матриці, розмір якої визначає точність зовнішнього діаметру поковки (рис. 36, б). Відкрита прошивка викликає спотворення форми поковки; збільшення в порівнянні з розмірами заготовки діаметру d і зменшення за рахунок цього висоти поковки h . Ці зміни тим більше, чим менше відношення D/d_{II} (D - початковий діаметр заготовки; d_{II} - діаметр пуансона). При $D/d_{II}=1$ має місце вільне осаджування заготовки.

Для наближеного визначення нормального напруження на контактні з торцем пуансона при відкритій прошивці (рис. 36, а) процес розглядають як осадку циліндра I з діаметром d_{II} і заввишки h_1 , який розташований в кільці II із зовнішнім діаметром d і внутрішнім діаметром d_{II} . Дотичне контактне напруження на поверхні торця пуансона з металом вважаємо максимальним, тобто $\tau = \tau_S = \sigma_\Phi / 2$. Після рішення диференціального рівняння з урахуванням бічного тиску кільця II на осаджуваний циліндр I Є.П. Унксов отримав наступну формулу для розрахунку середнього нормального напруження [11]

$$p_{cp} = \sigma_T(1,5 + 1,1 \ln D/d_{II}). \quad (79)$$

При закритій прошивці висота циліндра збільшується тим більше, чим менше відношення $D/d_{\text{п}}$. Це особливо проявляється при рівності діаметрів матриці і початкової заготовки. При $D/d_{\text{п}} > 5$ процес прошивки переходить в процес втискування циліндричного пуансона в тіло необмежених розмірів. При $D/d_{\text{п}} = 5$ сила втискування пуансона при відкритій і закритій прошивці однакова, але при $D/d_{\text{п}} < 5$ сила закритій прошивки завжди більша, ніж при відкритій прошивці. Це обумовлено підвищенням впливу радіального підпираючого напруження з боку стінок матриці. При закритій прошивці циліндричним пуансоном з плоским торцем метал тече в кільцевий проміжок між пуансоном і матрицею. При цьому в трубчастій частині заготовки, що утворилася, деформації не відбувається, і ця частина лише переміщується під впливом металу, що видавлює пуансон.

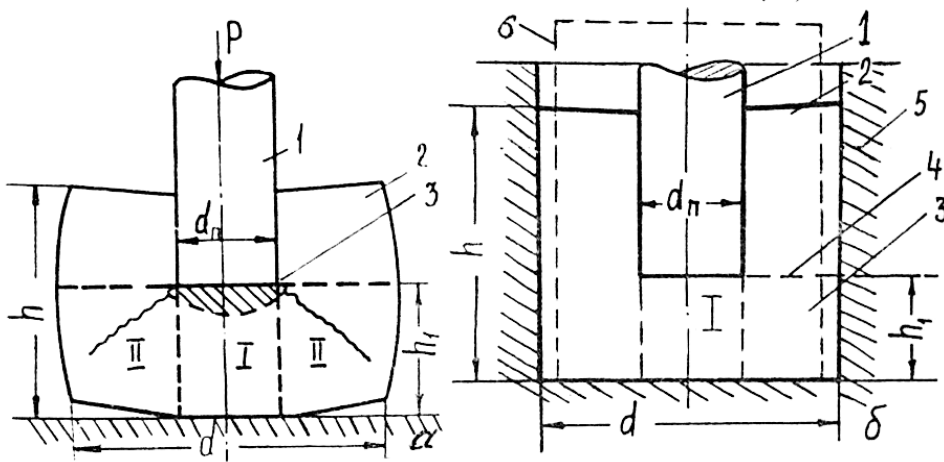
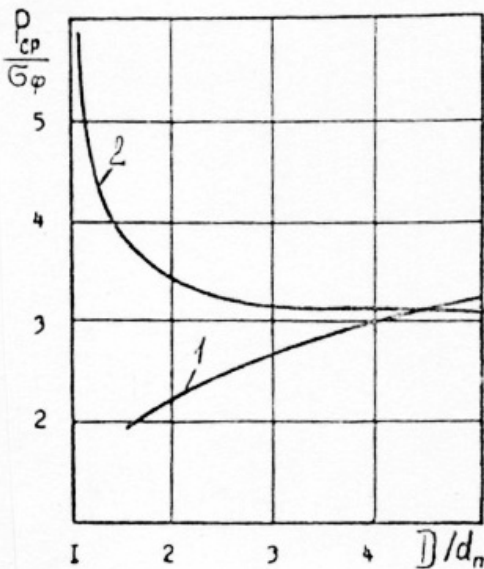


Рис. 36. Схема відкритій (а) і закритій (б) прошивки: 1 - пуансон; 2 - поковка; 3 - об'єм металу, що деформується; 4 - рівень інтенсивної деформації; 5 - матриця; 6 - заготовка



Повне середнє нормальне контактне напруження на торець пуансона є сума напружень, необхідних для витискування металу в кільцевий проміжок ($p'_{\text{ср}}$) і напружень ($p''_{\text{ср}}$), необхідних для осадки циліндра металу під торцем пуансона (як при відкритій прошивці). Усереднене нормальне контактне напруження на торець дорівнює

Рис. 37. Зміна коефіцієнта напруженого стану при відкритій (1) і закритій (2) прошивці

$$p_{CP} = \sigma_{\phi} \left[2 + \left(1 + \frac{D^2}{d_{II}^2} \right) \ln \frac{D^2 / d_{II}^2}{(D^2 / d_{II}^2) - 1} \right] \quad (80)$$

Зі збільшенням відношення D/d_{II} при відкритій прошивці, наприклад, за рахунок зменшення діаметру пуансона коефіцієнт напруженого стану p_{CP}/σ_{ϕ} збільшується, а при закритій прошивці знижується (рис.37).

При $D/d_{II} > 4$ значення p_{CP}/σ_{ϕ} при обох видах прошивки виявляються приблизно однаковими. Вказана залежність зміни p_{CP}/σ_{ϕ} для відкритої прошивки (крива 1) обумовлена поступовим переходом від простої осадки ($D/d_{II} \approx 1$) до втискування пуансона в заготовку при впливі замкнутого кільця, що посилюється, навколо пуансона (див. рис.36, а). При закритій прошивці в умовах ($D/d_{II} \approx 1$) деформація відбувається як би в закритому штампі без вільного витискування (виходу) металу з матриці. Тут діють максимальне радіальне стискуюче напруження, обумовлюючі і максимальні значення p_{CP}/σ_{ϕ} . При граничному співвідношенні $D/d_{II} = 1$, пластична деформація металу в матриці неможлива, оскільки метал, відповідно до закону постійності об'єму, середовище не ущільнюване.

При $D/d_{II} > 4$ деформація металу пуансоном зосереджується в прилеглий до нього області I, а вплив стінок матриці при закритій прошивці і кільцевого шару металу навколо пуансона при відкритій прошивці, на нормальне контактне напруження і силу прошивки виявляються практично однаковими. У обох випадках прошивки під пуансоном залишають денце невеликої товщини, яке потім видавлюють (зрізують) пуансоном після кантовки виробу на $180^{\circ}C$. Виконують також наскрізну прошивку на підкладному кільці.

5 ХОЛОДНЕ ЛИСТОВЕ ШТАМПУВАННЯ

5.1 Загальні відомості

Холодним штампуванням називають процес виготовлення на пресах в штампах металевих виробів з тонкого листового та стрічкового матеріалу. Товщина стінок деталей, що отримуються штампуванням з листового металу, у більшості випадків мало відрізняється від товщини початкової заготовки. Штампуванням з листового матеріалу виготовляють деталі найрізноманітніших форм і розмірів (кузови автомобілів, рами, крила, щитки, деталі радіатора, фари, диски коліс і інші деталі).[3, 4, 11, 13, 17, 19, 23].

Широке застосування листового штампування в промисловості пояснюється такими її достоїнствами: 1) дуже висока продуктивність, що доходить в окремих випадках до 30...90 тис. деталей в зміну; 2) взаємозамінюваність деталей; 3) непотрібність подальшою механічної обробки; 4) сприятливими умовами для автоматизації процесу.

При холодному штампуванні товщина початкової заготовки не перевищує 6 мм (зрідка до 10 мм). Матеріалом для штампування служать сталь,

мідь, латунь, томпак, цинк, олово, олов'яниста бронза катана, нікель, нейзильбер, мельхіор, алюміній, дюралюміній і інші матеріали.

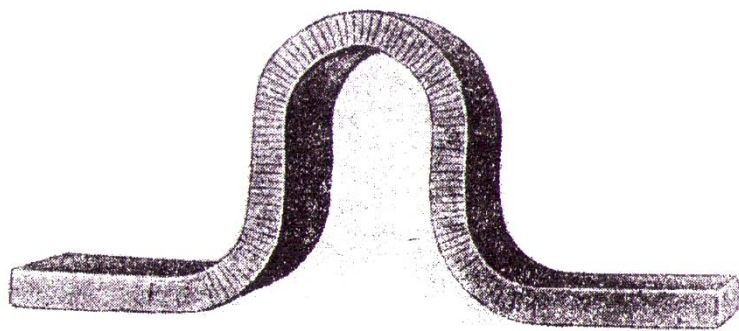


Рис. 38. Зігнутий зразок

Деталі, що виготовляються холодним штампуванням, можна розділити на дві основні групи: плоскі - прямолінійні і зігнуті, а також опуклі - порожнисті. Деталі першої групи виготовляють вирізкою з листа або штаби з подальшим застосуванням додаткових операцій: пробивки отворів, гнучкі та ін. Деталі другої групи - втискуванням листової заготовки в отвір спеціального інструменту (матриці), внаслідок чого плоска заготовка набуває форми опуклої деталі.

Усі технологічні операції листового штампування ділять на дві групи: розділюючі і формозмінні. До розділюючих відносять відріз, вирубування, прошивку і тому подібне, а до формозмінних - гнучку, витягування, формування, холодне витискування, тобто операції, що зберігають першопочатковий об'єм металу в початковій заготовці.

При формозмінних операціях пластичної деформації зазвичай піддають тільки частину заготовки – осередок деформації. Осередок деформації може бути між частинами заготовки, що деформуються пружно, або ж граничити з вільним контуром заготовки і частиною її, що деформується пружно. Товщина заготовки в осередку деформації зазвичай значно менше двох інших його розмірів (довжини і ширини). При розгляді формозмінних операцій доцільно ввести поняття серединної поверхні, що ділить товщину заготовки навпіл.

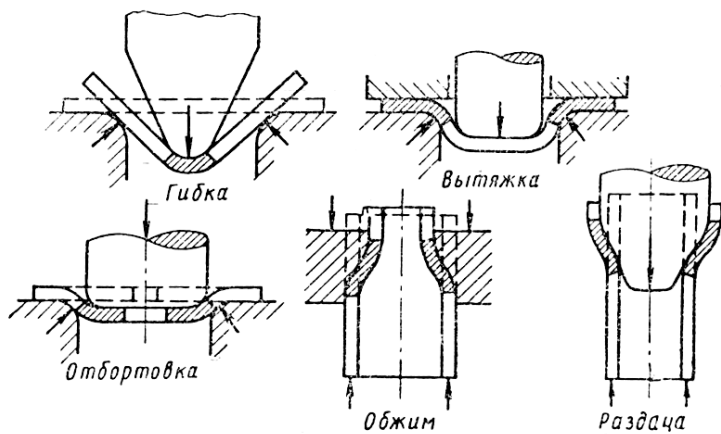
На рис. 39 схематично показані характер формозміни заготовки при виконанні основних операцій листового штампування, розташування осередку деформації у заготовки і зовнішні сили (вказані стрілками), діючі на неї в процесі деформації.

При згинанні відбувається зміна кривизни серединної поверхні заготовки. В результаті такої деформації частина заготовки обертається відносно іншої на певний кут.

При витяганні відбувається протягання заготовки через отвір матриці, причому плоска заготовка перетворюється на порожнистий виріб, а просторова заготовка (у подальших переходах витягання) отримує зменшення поперечних розмірів.

При обтисненні відбувається заштовхування порожнистої тонкостінної циліндричної заготовки в отвір матриці, причому заготовка в осередку деформації отримує зменшення поперечних розмірів.

При роздачі відбувається впровадження пуансона в порожнисту тонкостінну



циліндричну заготовку і її поперечні розміри в осередку деформації збільшуються.

Рис. 39. Формозмінюючі операції при штампуванні заштрихована ділянка - осередок деформації

Заготовка в осередку деформації зазвичай має

контакт з однією (рідше з двома) поверхнями робочого інструменту. На контактну поверхню заготовки з боку інструменту діють нормальні напруження $p = \sigma_{\phi}$ (за відсутності пластичної деформації) і дотичне контактне напруження, викликане контактним тертям.

У тих випадках, коли в осередку деформації заготовка має одну контактну поверхню (формозмінюючі операції без примусового стоншування заготовки), то напруження, діюче нормально до контактних поверхонь, звичайна значно менше напруження течії металу. Це нормальне напруження убуває від максимального їх значення на контактній до нуля на вільній поверхні цієї ділянки заготовки. Відносно мала, величина нормального напруження на контактній поверхні, дозволяє вважати, що схема напруженого стану в осередку деформації близька до плоскої. Оскільки нормальне напруження на контактній поверхні звичайна менше напруження течії, то для формозмінних операцій при листовому штампуванні можна прийняти закон тертя Е. Зібеля ($\tau = f_{\Pi} \sigma_T$).

5.2 Напруження при операціях штампування

Розглянемо операції вирубування, пробивки і гнучкі.

Вирубування - операція повного відділення частини заготовки по замкнутому контуру; при цьому окрема частина є виробом (рис. 40, а).

Пробивка - процес відділення частини заготовки по замкнутому контуру (отримання отвору); при цьому відокремлювана частина є відходом (рис. 40, б).

Вирубування в штампах робиться за допомогою пуансона (штемпеля) 2 і матриці 1, які працюють як ножі замкнутої форми. Пуансон вдавлює відокремлювану частину заготовки в отвір матриці. Для чистого зрізу треба, щоб робочі кромки пуансона і матриці були гострими, а проміжок Z між пуансоном і отвором матриці (на одну сторону) для сталі був рівний 6...20 % товщина заготовки (більше значення - для твердої сталі і більшої товщини листа); для міді і латуні $Z=5...15\%$ (притиск на рис.40 не показаний).

Сила вирубування і пробивки може бути визначена формулою:

$$P = \tau_s \cdot l \cdot S \cdot k ,$$

де τ_s - опір зрізу, Н/мм² ($\tau_s = (0,7...0,8)\sigma_{T02}$ (σ_{T02} - межа плинності матеріалу, що

розрізають; l - довжина лінії відрізу (периметр різну), мм; S - товщина листа, мм; k - коефіцієнт, що враховує затуплення різальних кромek ножів, зміну проміжку між ножами, нерівномірність товщини і якість поверхні листа ($k=1,1 \dots 1,3$). Вирубання і пробивку виконують на спеціальних штемпельних пресах при ручному або автоматичному управлінні.

Гибка - операція, при якій відбувається зміна форми виробу (рис. 41). При згинанні волокна, які розташовані усередині кута, стискаються, а розташовані із зовнішнього боку кута розтягуються (рис.38). Мінімальний внутрішній радіус гнучкi, що допускається дорівнює $r = m \cdot S$, де S - товщина заготовки; m - коефіцієнт (для міді $m=0,25$; для м'якої сталі $m=0,5$). Сила вигину рівна

$$P = \frac{0,7 \cdot b \cdot S^2 \cdot \sigma_B}{r + S} \quad (81)$$

де b - ширина заготовки, що згинається, мм; r - радіус закруглення пуансона, мм; σ_B - межа міцності металу, Н/мм².

Враховуючи пружні деформації металу, штамп виготовляють з таким розрахунком, щоб після зняття деталей мала розміри, вказані на кресленні.

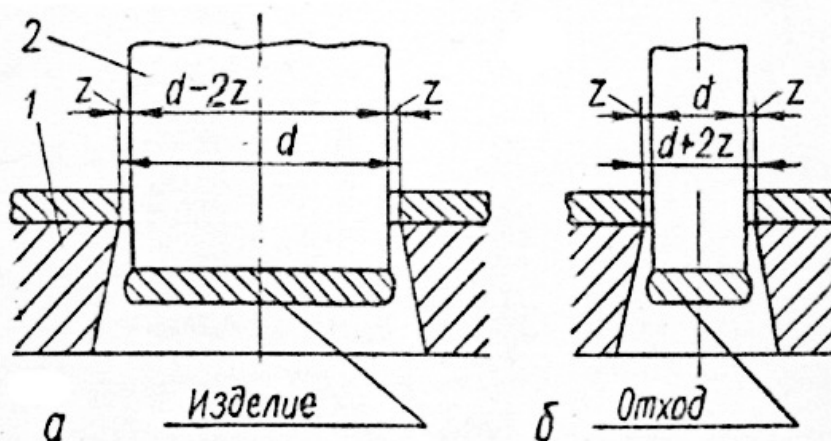


Рис. 40. Схеми: а - вирубання; б - пробивка

Щоб попередити вплив пружних деформацій, застосовують гибку з калібруванням деталі. Необхідна сила калібрування значно перевищує

силу гнучкi. Калібрування деталі виконують в спеціальних штампах. У загальному випадку вигин заготовки здійснюється одночасною дією зовнішнього моменту, що вигинає, а також подовжніх і поперечних сил.

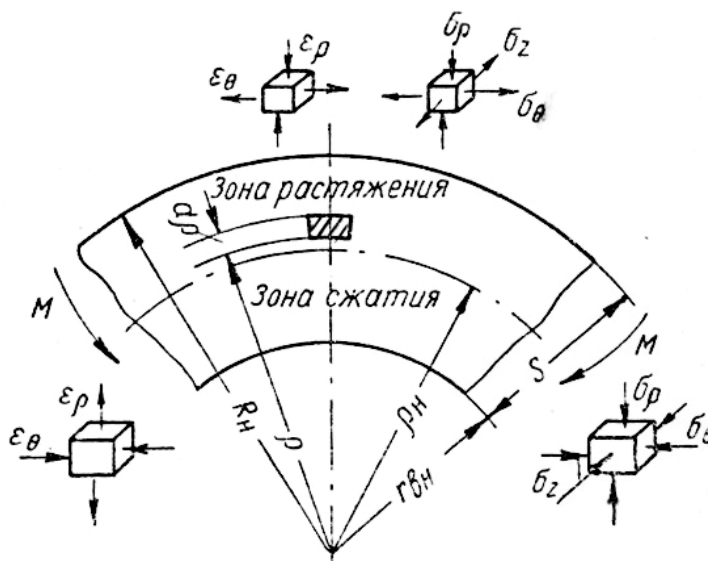


Рис.41. Схема напруженого і деформованого стану елемента штаби

Розглянемо чистий вигин заготовки у вигляді широкої штаби (рис. 41). Під дією прикладеного до прямолінійної заготовки моменту M , що вигинає, радіус її серединної поверхні зменшується. Починаючи з певного моменту, в заготовці з'являються пластичні деформації, причому у міру подальшої деформації зони виникаючих пластичних деформацій збільшуються, поширюючись від поверхонь заготовки в її товщину. При значній формозміні заготовки пластична деформація охоплює майже усю її товщину.

Дослідженнями показано, що навіть при значних пластичних деформаціях в звичайних умовах гнучкі в штампах прямокутна сітка ліній, нанесена на бічній поверхні заготовки, набуває віялоподібної форми, причому поперечні лінії залишаються майже прямими. При вигині в тілі заготовки є поверхня, на якій деформації дорівнюють нулю (нейтральна поверхня деформацій).

По обидві сторони від цієї поверхні відносні деформації ϵ_1 мають різний знак, змінюючись за лінійним законом і досягаючи екстремальних значень на поверхнях заготовки.

При пластичному вигині прямолінійний закон розподілу нормального напруження σ_θ , діючий в умовах пружного вигину, значно ускладнюється внаслідок наявності пластичних зон, в яких відсутня лінійна залежність між деформаціями і напруженням, а також внаслідок впливу кривизни бруса на розподіл напружень і схему напруженого стану. При значній кривизні заготовки, що згинається, в процесі деформації спостерігаються натиснення подовжніх шарів заготовки один на одного, в результаті якого виникає напруження σ_ρ , перпендикулярна до серединної поверхні заготовки, величина яких зростає від нуля на поверхні заготовки до максимального значення на внутрішній поверхні (на нейтральній лінії напруження σ_θ дорівнюють нулю) (рис.41). При вигині широкої штаби деформації у напрямі ширини можуть бути прийняті рівними нулю (зміна ширини незначна).

При розгляді умови рівноваги елементів в осередку деформації при вигині, використовують полярну систему координат з полюсом, співпадаючим з центром кривизни серединної поверхні заготовки в даний момент деформації. При чистому вигині дотичні напруження $\sigma_{\rho\theta}$ відсутні і рівняння рівноваги у прийнятих позначеннях має вигляд [3, 11]

$$\frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + \frac{\sigma_\rho - \sigma_\theta}{\rho} = 0.$$

Рівняння пластичності, які записані в спрощеній формі без урахування впливу зміцнення для зон розтягування і стискування відповідно, мають вигляд

$$\sigma_\theta - \sigma_\rho = \beta\sigma_T; \quad \sigma_\theta - \sigma_\rho = -\beta\sigma_T.$$

У зоні розтягування максимальне напруження рівне $+\sigma_\theta$, а в зоні стискування $(-)\sigma_\theta$. Вирішуючи спільно приведені рівняння отримують

формули, що дозволяють встановити розподіл напружень на зовнішній поверхні зони (при $\rho=R_H$),:

$$\sigma_\rho = -\beta\sigma_T \ln \frac{R_H}{\rho}; \quad \sigma_\theta = \beta\sigma_T \left(1 - \ln \frac{R_H}{\rho}\right). \quad (82)$$

Вирішуючи спільно приведені рівняння для зони стискування $\sigma_\rho=0$ на внутрішній поверхні (при $\rho=r_{BH}$), отримують формули, що характеризують розподіл напружень для цієї зони:

$$\sigma_\rho = -\beta\sigma_T \ln \frac{\rho}{r_{BH}}; \quad \sigma_\theta = -\beta\sigma_T \left(1 + \ln \frac{\rho}{r_{BH}}\right). \quad (83)$$

З умови рівності напружень σ_ρ для межі зон стискування і розтягування (при $\rho_H=r$), визначуваних по приведеним формулах, отримана формула для визначення величини радіусу кривизни нейтральної поверхні напружень

$$\rho_H = \sqrt{R_H \cdot r_{BH}}.$$

Із залежності для σ_ρ , можна помітити, що при значеннях $\frac{r_{BH}}{S} > 5$ напруження σ_ρ досягає найбільшої величини $|\sigma_\rho| \approx 0,1\sigma_T$ на нейтральній поверхні, звідки слідує, що в цьому випадку схема напруженого стану близька до лінійної і з погрішністю, яка в середньому не перевищує 5%, тобто $\sigma_\theta \approx \sigma_T$. Для цих же параметрів гнучкі з достатньою точністю можна вважати, що нейтральна поверхня напружень співпадає з серединною поверхнею заготовки $\left(\rho_H \approx r_{BH} + \frac{S}{2}\right)$.

При $\frac{r_{BH}}{S} < 5$ вплив σ_ρ на величину і розподіл напружень σ_θ по товщині заготовки стає значним, а нейтральна поверхня напружень зміщується від серединної поверхні до центру кривизни. Величина цього зміщення зростає у міру зменшення відношення r_{BH}/S .

5.3 Витягання деталей

Витягання - процес перетворення плоских заготовок з листового матеріалу у відкриті порожнисті вироби. Витяганням виготовляють кузови і гальмівні барабани автомобілів, всілякі кожухи, каструлі, гільзи і тому подібне. Початкову плоску заготовку для витягання зазвичай отримують вирубуванням з листа. Заготовка для виготовлення тіл обертання є диском певного діаметра.

При витяганні без стоншування стінки основний робочий інструмент для витягання чашки - витяжне кільце 3 (матриця) (рис. 43) із закругленою верхньою кромкою радіусом R і циліндричний пуансон 1 з радіусом закруглення r . При опусканні пуансона 1 плоский диск (заготовка) 2 проштовхується пуансоном через матрицю і перетворюється на порожнисту чашку (гільзу) 4, яка при зворотному його ході знімається з пуансона нижньою площиною матриці.

Проміжок Z між пуансоном і матрицею має бути таким, щоб заготовку

можна було втягнути в цей проміжок. Отже, він має бути не менше товщини матеріалу ($Z=1,1\dots 1,35S$). Радіус закруглення матриці визначається завтовшки заготовки. Так, для сталі радіус $R=(10\dots 6) S$ при $S<3$ мм, а при $S=3\dots 6$ мм радіус $R=(6\dots 4) S$.

Широко використовуються операції витягання металу з притиском. В цьому випадку, окрім пуансона 1 (рис. 44, а) і матриці 3, застосовується притискне кільце 2, яке притискає диск заготовки до матриці так, щоб матеріал не утворював складки, а вимушений був переміщатися в радіальному напрямі під тиском пуансона на дно чашки. При виконанні другої операції витягання чашка, яка отримана при першому витяганні, притискається втулкою 2 (рис. 44, б), що перешкоджає утворенню складок. Такі перехідні втулки (притиски) застосовуються і для усіх подальших операцій витягання гільзи. Неглибокі вироби простої форми виготовляють за одну операцію, а глибокі і складної форми піддають витяганню в декілька переходів зі збільшенням глибини і зменшенням діаметру.

Відношення діаметру заготовки D до зовнішнього діаметру d готового виробу називають коефіцієнтом витягання: $k_B=D/d$. У практичних умовах $k_B=1,4\dots 2$ (великі значення для пластичних металів). Товщина заготовки в процесі витягання змінюється трохи, тому діаметр початкової заготовки визначають з співвідношення

$$D = 1,127\sqrt{F} ,$$

де F - площа поверхні деталі.

При витяганні матеріалу виникає значне тертя по робочих поверхнях матриці і пуансона, що викликає появу розтягуючого напруження в стінці гільзи і обрив денця, тому витягання роблять з мастилом, що знижує коефіцієнт тертя.

Витягання із стоншуванням стінки гільзи (протягання, редуцирування) (рис. 43, в) відрізняється від розглянутого витягання тим, що проміжок між пуансоном і матрицею приймають менше товщини стінки початкової гільзи, а матриця має конічну робочу частину. Допустиме зменшення товщини стінки заготовки, після відпалу, за один перехід приймається рівним 40...60%. На рис. 43, г показані операції витягання гільзи без стоншування стінки.

5.4 Сила деформації при листовому витяганні

При витяганні пластичну деформацію отримує частина заготовки (фланець), що знаходиться на плоскому торці матриці і на її кромці, що виконана округлою, а інша частина заготовки пружно деформується або отримує невеликі пластичні деформації (рис. 44). Розглянемо процес деформації плоскої круглої заготовки при витяганні циліндричної гільзи (перший перехід витягання).

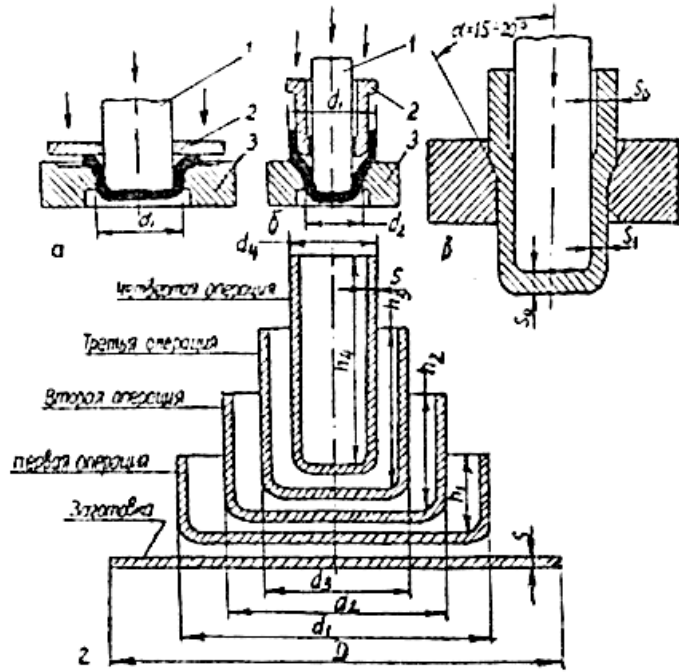
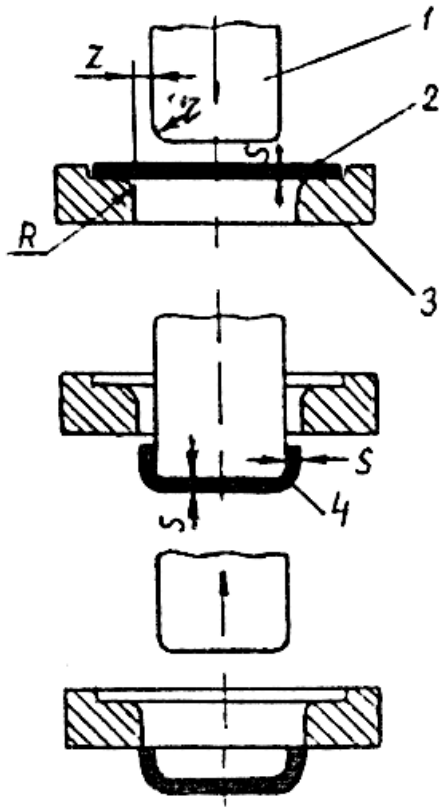


Рис. 42. Схема витягання гільзи без притиску заготовки

Рис. 43. Схема витягання: а - штамп першої операції витягання з притиском заготовки плоским фланцем; б - штамп другої операції витягання з притиском заготовки перехідною втулкою; в - витягання гільзи із стоншуванням бічних стінок; г - послідовність переходів при витяганні гільзи

Під дією пуансона середня частина заготовки вдавлюється в отвір матриці. Внаслідок сплюснутості заготовки переміщення її середньої частини викликає появу розтягуючого напруження $\sigma_{\rho i}$, діючого в радіальних напрямках у фланці. Одночасно виникає стискує тангенціальне напруження σ_{θ} в напрямках, перпендикулярно кресленню.

Якщо прийняти, що фланець деформується без нормальних і дотичних напружень на поверхні заготовки, тобто без притиску, то схема напруженого стану в осередку деформації буде плоскою, а деформація фланця - аналогічно деформації круглої пластинки з круглим отвором, по контуру якого прикладене розтягуюче напруження (дотичне напруження $\tau_{\rho\theta}=0$, а напруження σ_{θ} і σ_{ρ} - головні нормальні напруження).

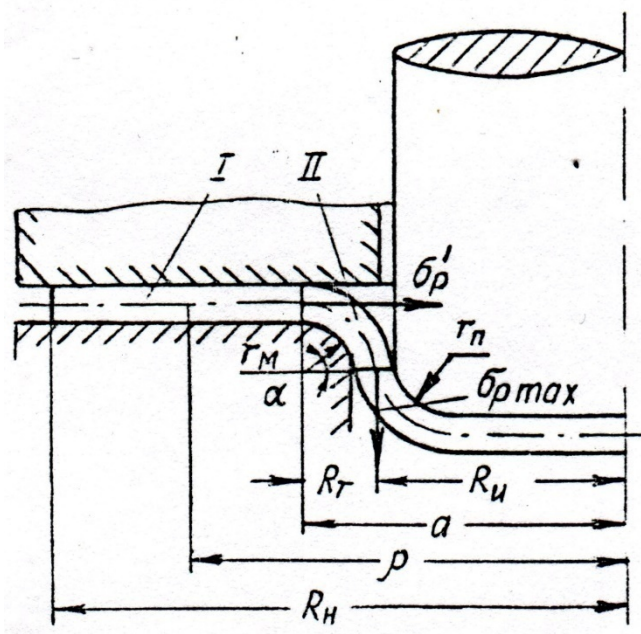


Рис. 44. Схема дії напружень при першій операції витягання

Напруження σ_θ спрямовано по окружності диска. Диференціальне рівняння з урахуванням відомої умови пластичності для плоского напруженого стану $\sigma_\rho - \sigma_\theta = \beta\sigma_T$ для операції витягання без притиску приймає вид [3]

$$\rho \cdot \frac{\partial \sigma_\rho}{\partial \rho} + \beta\sigma_T = 0 \quad (84)$$

де ρ - змінний радіус диска.

Інтегруючи це рівняння при $\sigma_\rho = 0$ при $\rho = R_H$, отримаємо

$$\sigma_\rho = \beta \cdot \sigma_T \cdot \ln \frac{R_H}{\rho}, \quad (84, a)$$

де R_H - радіус диска по зовнішньому контуру.

Оскільки при переході від фланця до денця напруження σ_ρ не повинне перевищувати опір металу деформації $\beta\sigma_T$, то з умови $\sigma_\rho = \beta\sigma_T$ і рівняння (84, а) знайдемо граничне значення коефіцієнта витягання. Маємо $\ln \frac{R_H}{\rho} = 1,0$, а при $\rho = R_U$ (R_U - середній радіус гільзи) отримаємо граничний теоретичний коефіцієнт витягування $k_B = 2,72$. На практиці коефіцієнт витягання не перевищує значення $k_B \leq 2 \dots 2,2$ [17].

Рівняння (84) відповідає умові, що на диск діє тільки розтягуюче напруження σ_ρ до початку витягання гільзи, без урахування впливу притиску. У реальних умовах виготовлення таких деталей витяганням здійснюють з використанням притиску, який запобігає утворенню складок і розриву металу. Таким чином, усереднене напруження σ_ρ , діюче в перерізі гільзи, визначається також мірою впливу сил тертя між заготовкою і поверхнею матриці на радіусі закріплення.

Позначимо силу притиску Q (див. рис. 45), тоді сумарні сили тертя, що перешкоджають переміщенню фланця до отвору матриці, рівні $2f \cdot Q$ (сили тертя діють на заготовку з боку матриці і притиску). Між напруженням тертя на заготовку і нормальним напруженням σ_ρ , діючому в радіальному напрямі по контуру заготовки і рівномірно розподіленому по її товщині, має місце таке співвідношення

$$\sigma_\rho = f \cdot Q / (\pi \cdot R_H \cdot h). \quad (85)$$

Це співвідношення може бути використано в рівнянні (84) в якості граничної умови ($\rho = R_H$) при його інтегруванні і визначення залежності для σ_ρ . В результаті рішення (84) з вказаними граничними умовами і підсумовування напруження σ_ρ по рівняннях (84, а) і (85) маємо

$$\sigma_p = \beta \cdot \sigma_T \cdot \ln \cdot R_H / \rho + f \cdot Q / (\pi \cdot R_H \cdot h), \quad (86)$$

де h - товщина заготовки.

Ця формула характеризує розподіл нормального напруження σ_p в плоскій частині фланця при витяганні з урахуванням впливу сил тертя з боку притиску. Напруження σ_p зростає від зовнішнього контура диска до пуансона і досягає максимуму при $r=a$ (див. рис. 44):

$$\sigma_p = \beta \cdot \sigma_T \cdot \ln \cdot R_H / a + f \cdot Q / (\pi \cdot R_H \cdot h), \quad (87)$$

де a - відстань від осі пуансона до переходу плоскої частини матриці в закруглення її робочої частини.

Деформацію заготовки на округлої кромці матриці, розглядають як пластичну деформацію штаби при вигині. При цьому момент зовнішньої сили, що вигинає, урівноважений моментом внутрішніх сил

$$M = 2 \int_0^{h/2} \beta \sigma_T b \cdot y \cdot dy = 2 \beta \sigma_T b \int_0^{h/2} y \cdot dy, \quad (88)$$

де y - відстань від нейтральної осі до даного перерізу по товщині штаби.

Проінтегрувавши формулу (88), отримаємо

$$M = \beta \sigma_T \cdot b \cdot h^2 / 4, \quad (89)$$

де $b \cdot h^2 / 4$ - пластичний момент опору плоского перерізу вигину.

З іншого боку, момент вигину перерізу штаби на радіусі дорівнює

$$M = \sigma_{из} \cdot h \cdot b \cdot r_M, \quad (90)$$

де b - ширина штаби; r_M - радіус закруглення матриці; $\sigma_{из}$ - напруження вигину штаби.

Вирішивши спільно (89) і (90), отримаємо

$$\sigma_{из} = \beta \cdot \sigma_T \cdot h / 4 \cdot r_M. \quad (91)$$

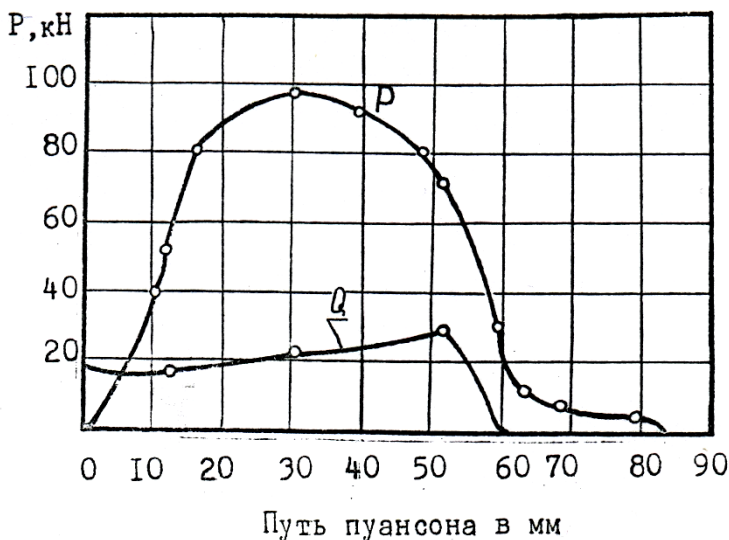


Рис. 45. Зміна сили P в процесі витягання гільзи і сили притиску Q

Напруження при розпрямленні металу при переході із закругленої кромки матриці на циліндричну частину гільзи (рис.44) також визначається рівнянням (91). Таким чином, напруження в циліндричній частині гільзи без урахування тертя на закругленні матриці з використанням (91) дорівнює

$$\sigma_p = \sigma_\phi \ln \frac{R_H}{R_H} + \frac{fQ}{\pi \cdot R_H \cdot S} + \frac{\sigma_\phi \cdot S}{2r_M}, \quad (92)$$

де R_H - середній радіус пуансона з урахуванням товщини штаби, $\beta=1,1$.

Напруження σ_p з урахуванням тертя на закругленні матриці можна визначити, якщо прийняти тертя заготовки на матриці аналогічним тертю ремня о шків

$$\sigma_{\rho} = \sigma_{\phi} \left(\ln \frac{R_H}{R_{II}} + \frac{fQ}{\pi \cdot R_H \cdot \sigma_{\phi} \cdot h} + \frac{h}{2r_M} \right) \cdot e^{f\pi/2}. \quad (93)$$

Перший доданок вираження (93) в квадратних дужках враховує вплив міри витягання (зміцнення металу), друге - вплив тертя між заготовкою, притиском і матрицею, третє - опір металу вигину на закругленнях матриці і пуансона. Співмножник $e^{f\pi/2}$ відображає вплив тертя на закругленні матриці. Усі параметри, що входять в чисельник усіх доданків (93), сприяють підвищенню вертикального напруження в перерізі гільзи. Двоєкий вплив робить товщина штаби, збільшення якої в одному випадку знижує напруження σ_{ρ} (рис.44), а в іншому випадку (третій доданок) - підвищує напруження σ_{ρ} внаслідок збільшення необхідного моменту пластичного вигину штаби [дів.(90)]. В усіх випадках збільшення коефіцієнта тертя призводить до збільшення напруження σ_{ρ} .

Максимальна сила витягання в процесі руху пуансона дорівнює

$$P_M = 2 \sigma_{\rho} \cdot \pi \cdot R_{II} \cdot h. \quad (94)$$

З рис. 45 слідує, що сила витягання в процесі руху пуансона змінюється по кривій з максимумом. Поступове зростання P ліворуч від максимуму обумовлене поступовим зміцненням металу при витяганні і збільшенням вигину штаби на радіусах матриці і пуансона, а зниження P пов'язане з

поступовим виходом диска з під притиску і усуненням напруження, яке пов'язано з вигином штаби на радіусі закруглення з матрицею [38].

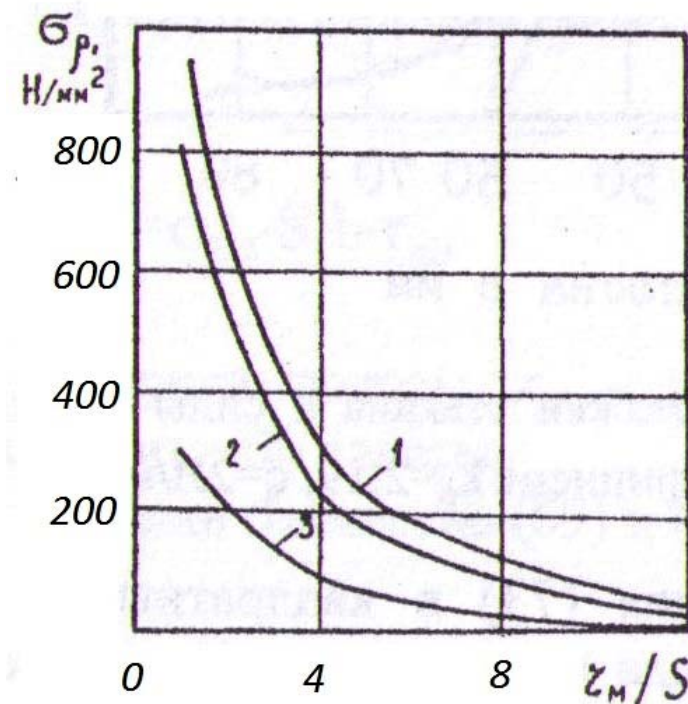


Рис. 46. Зміна контактного напруження на витяжному радіусі матриці залежно від відносного радіусу матриці: 1 - сталь 1X18H9T; 2 - сталь 20; 3 - Д16М (S=1 мм)

Дослідження і розрахунки Є.І. Ісаченкова [16] свідчать про те, що напруження на витяжному ребрі матриці залежить від абсолютного діаметру пуансона, але істотно знижується при збільшенні радіусу закруглення матриці (рис. 46). Застосування матриць з радіусом закруглення $r_M/h \geq 8$ слабо впливає на значення σ_{ρ} , що і використовують в практиці листового штампування.

Істотний вплив на максимальні нормальні напруження p і силу P_M робить тип технологічного мастила. З одного боку підвищення ефективності

технологічного мастила створює умови гідродинамічного тертя і зниження сили штампування, а з іншої - знижує ефективність дії притиску для отримання якісного (без складок) виробу.

У [16] встановлено, що напруження і сила штампування істотно залежать від в'язкості мастила і змінюються по кривій з мінімумом. При збільшенні концентрації каніфолі в касторовій олії в'язкість мастила зростає і разом з цим знижується сила P_M . Збільшення сили P_M після мінімуму обумовлене збільшенням напруження зрушення в шарі мастила. В'язкість мастила, що відповідає мінімуму P_M , називають раціональною.

В процесі штампування виріб нагрівається за рахунок пластичної деформації і впливу сил тертя. Так, при виготовленні гільзи з $h=1$ мм і $k_B=2,0$ середня температура складала при швидкостях v , мм/с:

	$v=1,27$	$v=300$
	$t, ^\circ\text{C}$	$t, ^\circ\text{C}$
Д16М	21	40
Низьковуглецева сталь	24	90
Корозійностійка сталь	27	108

Збільшення міцності штампованого матеріалу і швидкості v штампування викликає підвищення температури виробу і зниження в'язкості мастила в десятки разів і, отже, зниження її ефективності.

6 ПРЕСУВАННЯ МЕТАЛУ

6.1 Загальні відомості

Суть процесу пресування полягає у витискуванні металу з контейнера через отвір різних розмірів і форми. Пресування роблять при високих температурах і в холодному стані. Гаряче пресування використовують для обробки високоміцних малопластичних сталей і інших металів і сплавів, в холодному стані пресують труби і профілі з легких металів і їх сплавів. Існує декілька способів пресування [3, 4, 22, 23].

Пряме (рис. 47) і зворотне (рис. 48) пресування застосовують для виготовлення суцільних (I) і порожнистих (II) профілів різних розмірів і форми. У прямому пресуванні метал заготовки 3 проштовхується з контейнера 1 пуансоном 2 в отвір матриці 4. Для отримання порожнистого профілю (труби) всередину порожнистої (прошитою) заготовки вводять стержень (голку) 6, передній кінець якого встановлюють в отвір матриці (рис. 47, II). Метал витискується через проміжок, утворюючи порожнистий профіль. Пуансон і стержень переміщуються за допомогою гідравлічних циліндрів.

Зворотне пресування дозволяє отримувати суцільні і порожністі профілі. В цьому випадку пруток витискується в порожнину усередині пуансона (рис. 48, I), а порожнистий профіль - в кільцевий проміжок між контейнером і пуансоном (рис. 48, II). Основна перевага зворотного пресування - відсутність ковзання, а, отже, тертя заготовки на стінках контейнера.

При холодній обробці металів використовують також процес

гідропресування (гідроекструзії) (рис. 49) з прямим витіканням металу, в якому на заготовки безпосередньо впливає робоча рідина високого тиску, що безперервно вводиться в контейнер.

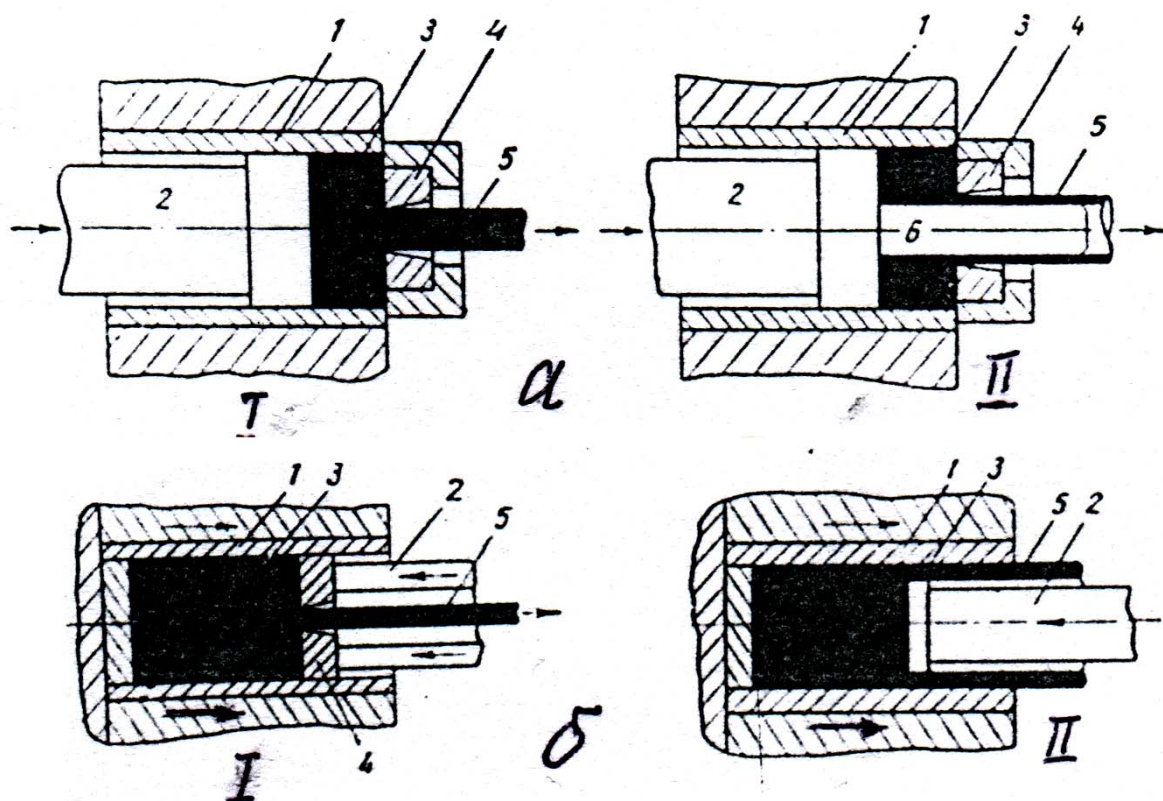


Рис. 47. Схема прямого пресування;

Рис. 48. Схема зворотного пресування: I - суцільний, II - порожнистий профіль

Головна особливість цього процесу - заміна сухого або граничного тертя на контакті заготовки з контейнером і каналом матриці рідинним з тим, що відповідає, часто дуже значним, зниженням сили пресування.

Пресуванням отримують вироби широкого сортаменту: прутки $d=3\dots250$ мм, труб $d=20\dots400$ мм з товщиною стінки 1 мм і більше, складні профілі, які неможливо отримати іншими способами обробки металів тиском..

Основні технологічні переваги процесу пресування [22]:

1. Основний вид напруженого стану пластичної зони - тривісне стискування, що забезпечує збереження цілісності металу і високі деформації.
2. Можливість отримання суцільних і порожнистих профілів різної форми.
3. Можливість швидко змінити форму і розмір пресованого профілю при заміні матриці.

Істотні недоліки процесу: обмеження довжини і маси готового виробу, швидкості і продуктивності процесу при використанні багатьох металів; великі прес-залишки що знижують вихід придатного. Останніми роками (там де це можливо) застосовують, так зване безперервне пресування, шляхом зварювання суміжних заготовок в контейнері (зварювання по торцях в процесі пресування).

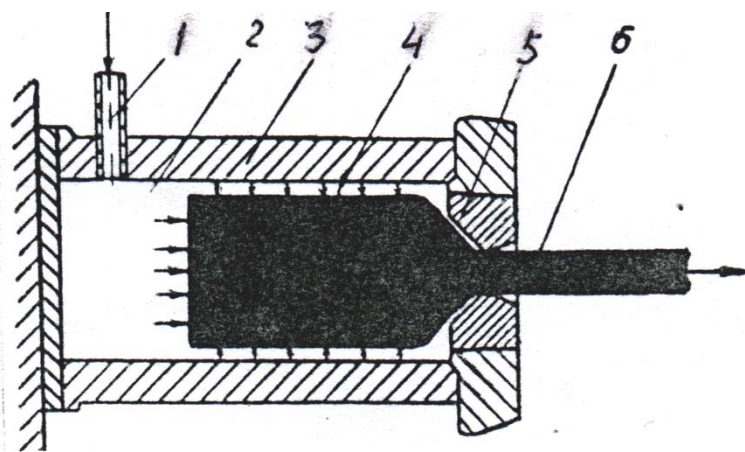


Рис. 49. Принципова схема процесу гідропресування: 1 - підведення робочої рідини в контейнер; 2 - робоча рідина; 3 - контейнер; 4 - заготовка; 5 - матриця; 6 - прес-виріб

Розмір заготовки, а також форму (круглого або прямокутного) її поперечного перерізу вибирають виходячи

з допустимих витягання, нерівномірності деформації і сили пресування. Для прес-виробів у вигляді готової продукції мінімальне витягання має бути не менше 10, а для виробів тих, що піддаються подальшій обробці тиском - не менше 5. Максимальне витягання (міра зменшення площі поперечного перерізу заготовки) визначається пластичними властивостями металу і потужністю пресу. При пресуванні довжина заготовки до її діаметру коливається в межах 2...3 для суцільних і 1,5...2 для порожнистих профілів. При цьому передбачають діаметр заготовки на 2...3 мм менше внутрішнього діаметру контейнера.

В результаті високих мір деформації і здійснюваної роботи в процесі пресування утворюється велика кількість теплоти, що підвищує температуру металу в осередку деформації. Чим більше швидкість пресування або витікання, тим вище піднімається температура металу. Тому перед пресуванням температура металу повинна забезпечувати максимальну його пластичність на контакт з контейнером, де виникають напруження, що розтягують.

Температурний інтервал пресування залежить від матеріалу, розмірів заготовки і профілю, швидкості деформації, схоплення металу з контейнером і тому подібне. За даними В.В. Жолобова та ін. [23] при пресуванні труб, прутків, фасонних профілів з міді при потужності пресу 6...35 МН і діаметрі заготовок 78...400 мм температура початку пресування знаходиться відповідно в межах 600...925⁰С. Перед пресуванням труб з латуні, магнієвих сплавів застосовують підігрівання контейнера (матриці) і прес-шайби до 200...250⁰С, а голки - до 350⁰С.

Швидкість пресування вибирають також дослідним шляхом залежно від пластичних властивостей металу і температури деформації. Множинність чинників, що впливають на швидкість пресування, обумовлює дуже великий діапазон цих швидкостей витікання - 0,1...1000 м/хв., параметри яких встановлюють експериментально.

Застосування технологічних мастил забезпечує підвищення швидкості пресування. Технологічні мастила знижують вплив контактних сил тертя і деформуючу силу. В якості мастила при гарячому пресуванні використовують рідке скло і суміш машинного масла з графітом. При холодному пресуванні в якості мастила використовують легкі мінеральні масла.

6.2 Течія металу при прямому пресуванні круглого прутка через конічну матрицю

На рис.50 представлена схема зовнішніх сил і напружені, діючих на метал при прямому пресуванні круглого прутка з круглого зливка через одноканальну конічну матрицю. З схеми витікає наступне. На заготовку діють напруження від зовнішніх сил: напруження $\sigma_{\text{пр}}$ від горизонтальної сили з боку пуансона (прес-шайби), нормальне напруження на бічних поверхнях контейнера $\sigma_{\text{кр}}$, матриці $\sigma_{\text{м}}$, калібруючого поясочка $\sigma_{\text{п}}$ і напруження тертя τ_i , що виникають на відповідних контактних поверхнях, у тому числі і на контактній поверхні прес-шайби.

Осередок деформації - область металу, в якій відбувається деформація, тобто витікання металу в матрицю під дією сили. На рис. 51 дана зона, яка обмежена кривими площинами I - I і II - II.

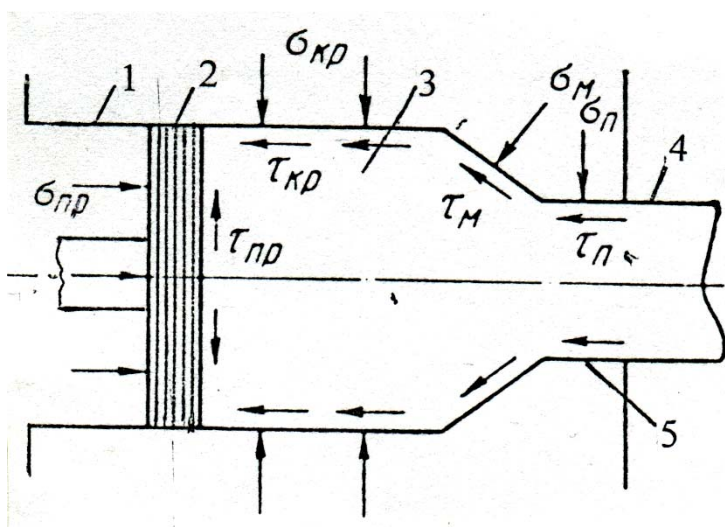


Рис. 50. Схема напружень, що діють на метал в процесі пресування: 1 - контейнер; 2 - прес-шайба; 3 - заготовка; 4 - профіль; 5 - поясок.

Розмір цієї області робить істотний вплив на результат

процесу витікання. Іноді осередок деформації обмежується областю матриці, іноді він охоплює увесь об'єм зливка, поширюючись від матриці до прес-шайби.

Основний вид напруженого стану металу в осередку деформації - тривісне стискування з напруженнями: $\sigma_{\text{пр}}$, $\sigma_{\text{кр}}$, $\sigma_{\text{м}}$ і $\sigma_{\text{п}}$ - нормальні напруження відповідно на прес-шайбі, контейнері, матриці і пуансоні; $\tau_{\text{пр}}$, $\tau_{\text{кр}}$, $\tau_{\text{м}}$ і $\tau_{\text{п}}$ - дотичні напруження на відповідних поверхнях.

На деяких ділянках в певних умовах може виникнути інший вид напруженого стану - поздовжнє напруження, що розтягує.

Деформований стан визначається укороченням заготовки за наявності радіальної δ_r і окружний δ_0 деформацій і однією деформацією подовження готового профілю – подовжньою δ_l .

Теорія пластичних деформацій показує, що в умовах вісесиметричної деформації (як, наприклад, в даному процесі) окружне і радіальне напруження і деформації можна вважати рівними між собою, тобто: $\sigma_r = \sigma_0$ і $\delta_r = \delta_0$.

На рис. 51 приведена типова координатна сітка, яка характерна при пресуванні круглого прутка. Розгляд її показує наступне.

1. Велика частина раніше прямих поперечних ліній сильно викривилася, що

є характерною ознакою нерівномірності деформації по перерізу.

2. Форма цих викривлень вказує на велике випередження металу у напрямі осі прутка, яке пояснюється формою інструменту і дією сил тертя.

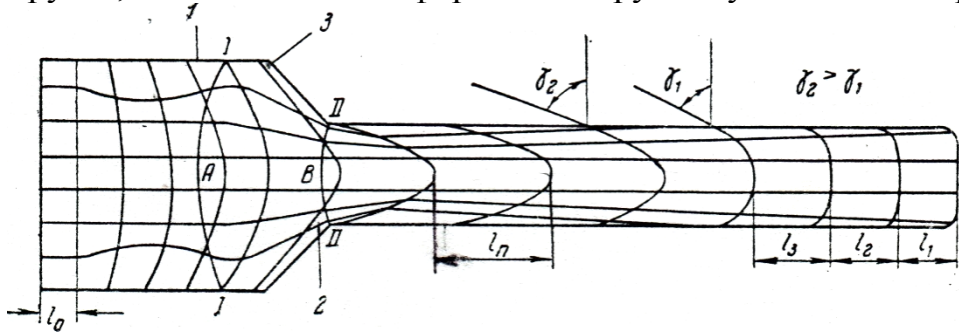


Рис. 51. Типова схема координатної сітки, що характерна при пресуванні круглого прутка через одноканальну матрицю: 1 - початок одтисненої частини осередку деформації; 2 - кінець одтисненої частини осередку деформації; 3 - пружна зона (мертвий об'єм)

3. Порівняно невелике викривлення мають поперечні лінії у переднього кінця прутка, що вказує на незначність деформації цієї частини прутка. Причина такої малої деформації переднього кінця прутка полягає в тому, що відсутня зовнішня зона металу на виході з матриці.
4. Відстані між зігнутими поперечними лініями не однакові: вони збільшуються від переднього (вихідного) кінця до прес-залишку. Це означає, що по довжині прутка нерівномірність деформації збільшується від переднього кінця до прес-залишку. Позначивши ці відстані через $l_1, l_2, l_3 \dots l_n$ і вимірявши довжину циліндриків визначаємо коефіцієнт витягання по довжині зливка (сторона початкового циліндрика по координатної сітки рівна l_0):

$$\lambda_1 = \frac{l_1}{l_0}; \lambda_2 = \frac{l_2}{l_0}; \lambda_n = \frac{l_n}{l_0}.$$

5. Показником оцінки міри нерівномірності деформації при пресуванні може служити зміна кута γ . Чим ця зміна інтенсивніше і чим більше кут γ крайнього периферійного шару, тим більше нерівномірність деформації. На рис. 51 показаний ріст нерівномірності деформації в поперечних перерізах прутка у напрямку до осередку деформації шляхом порівняння величини кутів γ_2 і γ_1 ($\gamma_2 > \gamma_1$).

6.3 Сила пресування

Умови течії металу в контейнері відрізняються великою складністю і визначаються силами тертя, діючими на його стінках. С.І. Губкін показав наявність трьох основних видів протікання процесу течії металу в контейнері (рис. 52).

У першому випадку (рис. 52, а) метал в зоні 1 проштовхується

пуансоном по контейнеру і осередок пластичної деформації 2 має невеликий об'єм. Цей випадок можливий в тих умовах деформації, коли коефіцієнт тертя на стінках контейнера невеликий і пластичні властивості металу однорідні за усім обсягом (рівномірний нагрів зливка-заготовки). У другому випадку (рис.

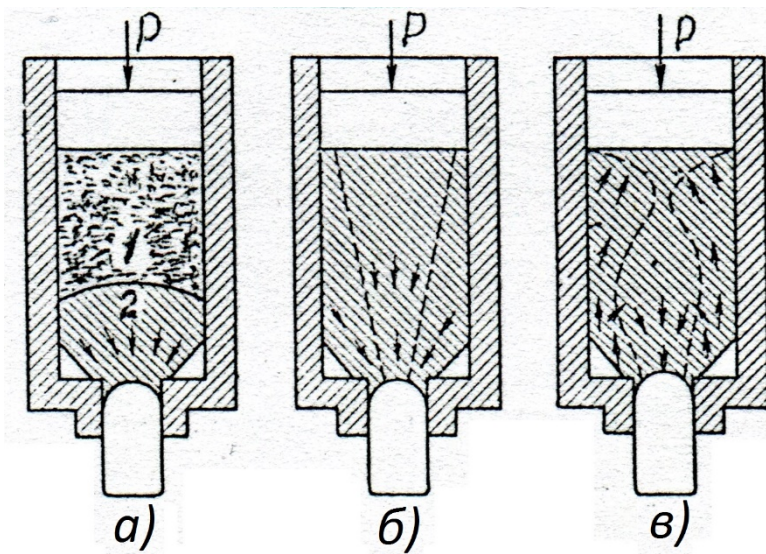


рис. 52, б) деформація металу поширюється на увесь об'єм заготовки, але центральні шари переміщуються з більшою швидкістю, ніж периферійні (у стінок контейнера).

Рис. 52. Види пластичної течії металу в контейнері при пресуванні суцільного профілю

Подібні закономірності течії металу виникають при великих коефіцієнтах тертя на стінках контейнера, які стримують ковзання металу і при більше розігрітих центральних шарах заготовки.

У третьому випадку (рис. 52, в) спостерігається у край нерівномірна течія металу при високих значеннях коефіцієнта тертя на стінках контейнера і істотній відмінності температур між нагрітими центральними і охолодженими стінками контейнера периферійними шарами заготовки. При цьому в початковий період деформації течуть центральні шари заготовки, які витісняють периферійні з ділянки конуса контейнера. Останні переміщуються в протилежному руху пуансона напрямі і, досягаючи верхньої частини, змінюють

напрямок свого руху і підживлюють центральну зону з прямою течією металу.

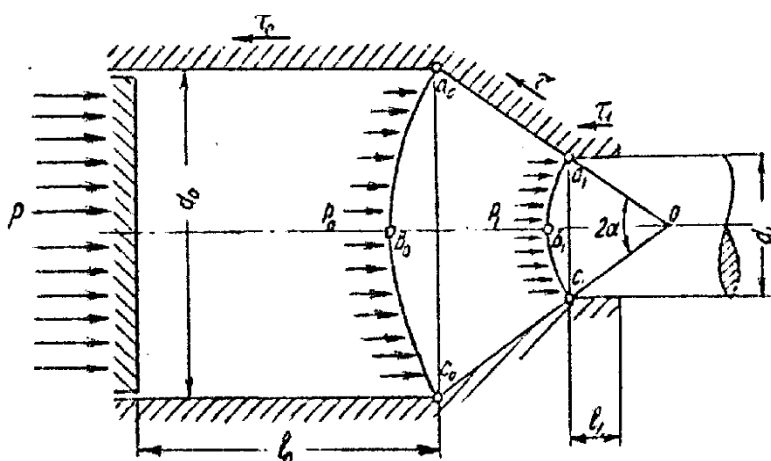


Рис. 53. Пластична течія металу і напруження в контейнері при пресуванні суцільного профілю

При такому виді деформації готовий профіль має істотну неоднорідність за розміром зерен і значні залишкові напруження. У практиці пресування переважно мають місце перші два випадки деформації металу.

Приймаючи за основу перший випадок пресування (див. рис. 52, а), автори [3, 22] пропонують наступний метод визначення сили пресування. З контейнера діаметром d_0 видавлюють в матрицю з кутом конусності

$2\alpha < 90^\circ$ пруток діаметром d_1 суцільного перерізу (рис. 53).

Сила, прикладена до пуансона, повинна забезпечувати формозміну металу в каналі матриці, що звужується, і долати сили тертя об стінки калібруючого поясочка τ_1 , матриці τ і контейнера τ_0 . Силу пресування визначають методом робіт [3, 22]. Повна робота A на пластичну деформацію рівна.

$$A = A_\Phi + A_T + A_\Pi, \quad (95)$$

де A_Φ - робота чистої формозміни; A_T - робота сил тертя на конічній поверхні матриці; A_Π - робота опору сил тертя з боку калібруючого поясочка.

Припустимо, що деформація металу відбувається за першою схемою (рис. 52, а; рис. 53) і пластична зона деформації розташована між сферичними поверхнями a_1, b_1, c_1 і a_0, b_0, c_0 . На поверхню a_1, b_1, c_1 калібруючого поясочка діє нормальне напруження p_1 .

Течія металу в зоні обтиснення матриці - радіальне і при радіальному зміщенні u_0 на поверхні a_0, b_0, c_0 повна робота зовнішніх сил рівна

$$A = p_0 \frac{\pi}{4} d_0^2 u_0.$$

Робота формозміни рівна

$$A_\Phi = \int_V \sigma_i \cdot \varepsilon \cdot dV,$$

де σ_i - інтенсивність напружень; ε_i - інтенсивність деформацій; V - об'єм осередку деформації.

Робота сил тертя на конічній поверхні матриці

$$A_M = \int_S \tau \cdot u_\rho \cdot dS,$$

де u_ρ - зміщення на поверхні матриці S , залежне від відстані ρ до точки O і кута α ; S - площа поверхні конуса.

Робота сил опору з боку калібруючого поясочка

$$A_\Pi = p_1 \frac{\pi}{4} \cdot d_1^2 \cdot u_1,$$

де u_1 - зміщення на поясочку, що відповідає зміщенню u_0 на поверхні a_0, b_0, c_0

Після інтегрування рівнянь для робіт A_Φ і A_M і спільного їх рішення відносно p_0 отримаємо

$$p_0 = \left(\frac{2\sigma_T}{1 + \cos\alpha} + \frac{\tau}{\sin\alpha} \right) \ln \mu, \quad (96)$$

де μ - коефіцієнт витягання при пресуванні.

Окрім напруження деформації p_0 на стінках контейнера і поясочка діють сили тертя. Сила тертя на стінках контейнера рівна.

$$T_0 = \tau_0 \cdot \pi \cdot d_0 \cdot l_0, \quad (97)$$

де d_0 - діаметр контейнера; l_0 - довжина ділянки заготовки, в початковий момент пресування; τ_0 - дотичне напруження на контактї метала із стінкою контейнера..

У калібруючому поясоцку завдовжки l_1 пластичного формозмінення не відбувається, але необхідно здолати сили тертя, які рівні

$$T_1 = \tau_1 \cdot \pi \cdot d_1 \cdot l_1.$$

Додаткові напруження на подолання контактних сил тертя рівні

$$\Delta p = 4 \cdot T_0 / \pi \cdot d_0^2 + 4 \cdot T_1 / \pi \cdot d_1^2 = 4\tau_0 l_0 / d_0 + 4\tau_1 l_1 / d_1. \quad (98)$$

Тоді нормальне напруження на пуансоні (прес - шайбі) з урахуванням (96) - (98) буде дорівнювати:

$$p_{CP} = \Delta p + p_0;$$

$$p_{CP} = 4\tau_0 \cdot l_0 / d_0 + 4\tau_1 \cdot l_1 / d_1 + \left(\frac{2\sigma_T}{1 + \cos \alpha} + \frac{\tau}{\sin \alpha} \right) \ln \mu. \quad (99)$$

Напруження σ_T , τ_0 , τ_1 , залежать від механічних властивостей метала, що деформується і умов тертя на поверхнях контакту. Проте визначення чисельних значень кожного з вказаних параметрів ускладнене і тому приймаємо: $\sigma_T = \text{const}$ і $\tau_0 = \tau_1 = \tau = f_{II} \cdot \sigma_T$. Тоді отримаємо

$$\frac{p_{CP}}{\sigma_T} = 4f_{II} \left(\frac{l_0}{d_0} + \frac{l_1}{d_1} \right) + \ln \mu \left(\frac{2}{1 + \cos \alpha} + \frac{f_{II}}{\sin \alpha} \right). \quad (100)$$

Для випадку пресування прямокутної заготовки великої ширини в прямокутний профіль приблизно такої ж ширини (плоске пресування) аналогічно отримаємо

$$\frac{p_{CP}}{\sigma_T} = f_{II} \left(\frac{l_0}{H} + \frac{l_1}{h} \right) + \frac{\ln \mu}{2 \sin \alpha} (f_{II} + 2\alpha) \quad (101)$$

де H і h - висота заготовки відповідно до і після деформації; p_{CP} - середнє нормальне контактне напруження (СНКН).

Сила пресування рівна

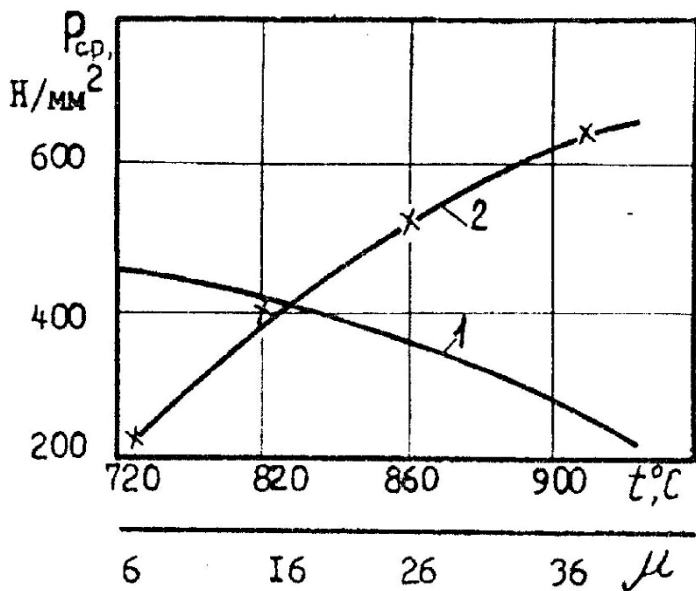
$$P = p_{CP} \cdot \pi \cdot d^2 \cdot 10^{-6} / 4, \text{ МН} \quad (102)$$

З рівнянь (100) і (101) витікає, що коефіцієнт напруженого стану (p_{CP} / σ_T) збільшується з підвищенням показника тертя f_{II} , довжини зон l_0 і l_1 , коефіцієнта витягання і кута конуса матриці. Ці формули не враховують міри розігрівання стінок контейнера, вплив якого дещо знижує силу пресування.

6.4 Вплив різних чинників на силу пресування

Вплив температури нагріву зливка на СНКН показано на рис. 54 (крива 1) [23]. Як слїдує з даних, підвищення температури від 780 до 920⁰С знижує СНКН (p_{CP}) витікання метала більш ніж в 2 рази за рахунок зниження напруження течії і зниження матеріального зв'язку часток (зерен) металу. Зменшення опору витіканню відбувається також і при зниженні початкового напруження течії матеріалу, що деформується. Наприклад, середнє напруження

пресування $p_{\text{ср}}$ менше при пресуванні зливка з алюмінію і істотно більше при деформації сплаву Д1. Холодний або погано нагрітий інструмент, охолоджує злинок, внаслідок чого сила пресування збільшується. Тому інструмент має бути добре прогрітий перед установкою його на прес, а для нагріву контейнерів потрібні спеціальні підігрівачі. Так, при пресуванні прутків $d_1=32$ мм із сплаву марки ЛС-59-1 на гідравлічному пресі силою 15 МН в одноканальну матрицю з контейнера діаметром $d_0=180$ мм ($t=650...690^\circ\text{C}$) в початковий період



пресування при холодному контейнері напруження СНКН досягало 500 H/mm^2 , а при збільшенні температури внутрішніх поверхонь контейнера до $290...330^\circ\text{C}$, за рахунок нагріву від зливка СНКН знизилася до 330 H/mm^2 .

Рис. 54. Вплив температури (1) і коефіцієнта витягання (2) на нормальне напруження пресування: 1 - сплав марки БрАЖН-10-4 залежно від температури при $\mu = 4$; 2 - мідь

при $t=850...870^\circ\text{C}$ залежно від коефіцієнта

Нормальне напруження СНКН в перший період пресування зростає в результаті збільшення деформації, заповнення бічних проміжків між заготовкою і стінками контейнера, розігрівання контейнера, а потім, у міру збільшення ходу пуансона, знижується. Це відбувається внаслідок зменшення довжини l_0 (рис. 55) і опору сил тертя. Деяке підвищення нормального контактного напруження у кінці ходу пуансона обумовлено зниженням температури металу, що деформується, в порівнянні з початковою.

Істотний вплив на нормальне напруження витікання робить міра витягання металу (рис. 55, крива 1). При цьому чим більше міра витягування, тим більше напруження $p_{\text{ср}}$. Так, збільшення коефіцієнта витягання з $\mu=2,78$ до $\mu=28,3$ ($L=100$ мм) підвищує напруження $p_{\text{ср}}$ майже в 1,5 рази, що обумовлено, по-перше, значним зміцненням металу (збільшення напруження течії металу) і збільшенням опору течії з боку матриці.

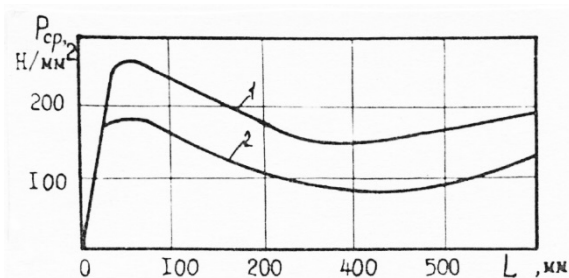


Рис. 55. Зміна нормального напруження по ходу руху пуансона (L) і відносного обтиснення при пресуванні зливка з латуні марки Л58 з $d_0=170$ мм на круглий профіль з $d_1, \text{мм}$: 1 - 102; 2-32

Довжина зливка (заготовки) робить двоякий вплив на силу пресування. Чим

більше довжина, тим триваліше процес і вірогідніше охолодження металу в кінцевій стадії пресування, а отже, і зростання напруження p_{CP} . Крім того, у міру збільшення довжини заготовки збільшується вплив сил тертя (рис. 55), що також підвищує напруження p_{CP} . За даними [23], при пресуванні заготовки з міді при збільшенні її довжини від 50 мм до 200 мм сила пресування зросла від 1,8 МН до 2,82 МН, тобто в 1,57 рази. Дослідами також встановлено, що при пресуванні в новому контейнері з шліфованими поверхнями максимальна сила пресування значно менша, ніж при деформації в зношеному контейнері. Підвищення сили пресування в зношеному контейнері обумовлене збільшенням шорсткості поверхні і коефіцієнта тертя.

Профіль каналу матриці (кут 2α) також помітно впливає на напруження пресування. Цей вплив загалом зводиться до утворення зони раціональних кутів 2α , при якій за інших рівних умов процесу напруження мінімальне [22]. По С.І. Губкіну та ін. при гарячому пресуванні зі значним впливом зовнішнього тертя на процес зона раціональних кутів знаходиться в межах $\alpha=50\dots70^{\circ}$. При гідропресуванні кольорових металів з невеликим впливом зовнішнього тертя зона раціональних кутів, що відповідають мінімальній силі пресування, знаходиться в області $\alpha=15\dots20^{\circ}$.

Існування зони раціональних кутів пояснюється тим, що зміна кута α робить протилежний вплив на складові P чистої сили деформації P_{Φ} (тільки для формозміни) і сили контактної тертя в матриці T_M . Зі збільшенням кута 2α ростуть додаткові зрушення, а з ними і складова p_0 , але одночасно зменшується площа контактної поверхні обтискаючої частини пластичної зони, а з нею і складова T_M .

7 ВОЛОЧІННЯ МЕТАЛУ

7.1 Загальні відомості

Волочіння (протягання) застосовують з метою зменшення поперечних розмірів профілю після гарячої прокатки і зміни її форми. Для протягання круглих профілів використовують волокни з конічним вхідним конусом і калібруючим циліндричним поясочком (рис. 15). Для початку процесу волочіння передній кінець заготовки загострюється для вільного подання її в отвір волокни. Після захватування кінця заготовки пристроєм, що тягне, її протягають із швидкістю $v=0,4\dots20$ м/с. При цьому, чим менше діаметр дроту і більш пластичний матеріал, що деформується, тим вище швидкість волочіння.

В якості початкового матеріалу для виготовлення волочінням суцільних і порожнистих профілів використовують заготовки із сталі і кольорових металів. Волочінням отримують дріт діаметром: найтоншу - 0,008...0,1 мм, тонку - 0,11...0,4 мм, середньої товщини - 0,45...1,0 мм, товсту - 1,1...6 мм, метал, що калібрується - 7...148 мм; тягнуті труби із зовнішнім діаметром 1...360 мм і завтовшки стінки 0,1...10 мм і менше [24, 29, 35, 51].

Волочіння роблять з технологічними мастилами, в якості яких

використовують емульсії на основі мінеральних, синтетичних продуктів і відходів підприємств по виробництву олій (найтонший і тонкий дріт), сухі порошки натурального мила (дріт 1,5...10 мм), мінеральні олії з наповнювачами (калібрування прутків діаметром >7мм).

Волочіння труб (з гарячекатаних труб) використовується для зменшення діаметру і товщини стінки. При безоправочному волочінні трубу протягають через волоку, зменшуючи її зовнішній і внутрішній діаметри без істотної зміни товщини стінки (рис. 56, а). При волочінні на оправці зменшується також стінка труби (рис. 56, б-г). Зона деформації складається з трьох ділянок: на першій ділянці, де труба не стикається з оправкою, відбувається тільки зменшення її діаметрів (редукування); на другому (на вході в зону калібруючого поясочка) труба протягається через кільцеву звужуючу щілину між волокою і оправкою, де стоншується стінка і зменшується зовнішній діаметр труби; на третій ділянці відбувається калібрування усіх розмірів поперечного перерізу труби. У цьому процесі негативна роль тертя діє не лише по зовнішній поверхні профілю, але і на контактній поверхні труби з оправкою.

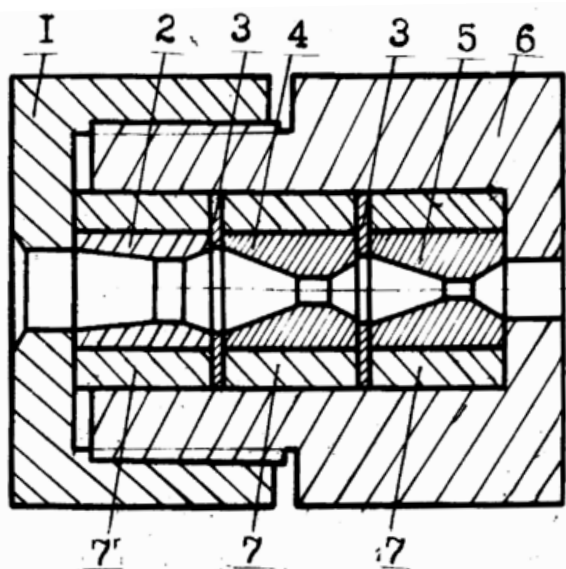
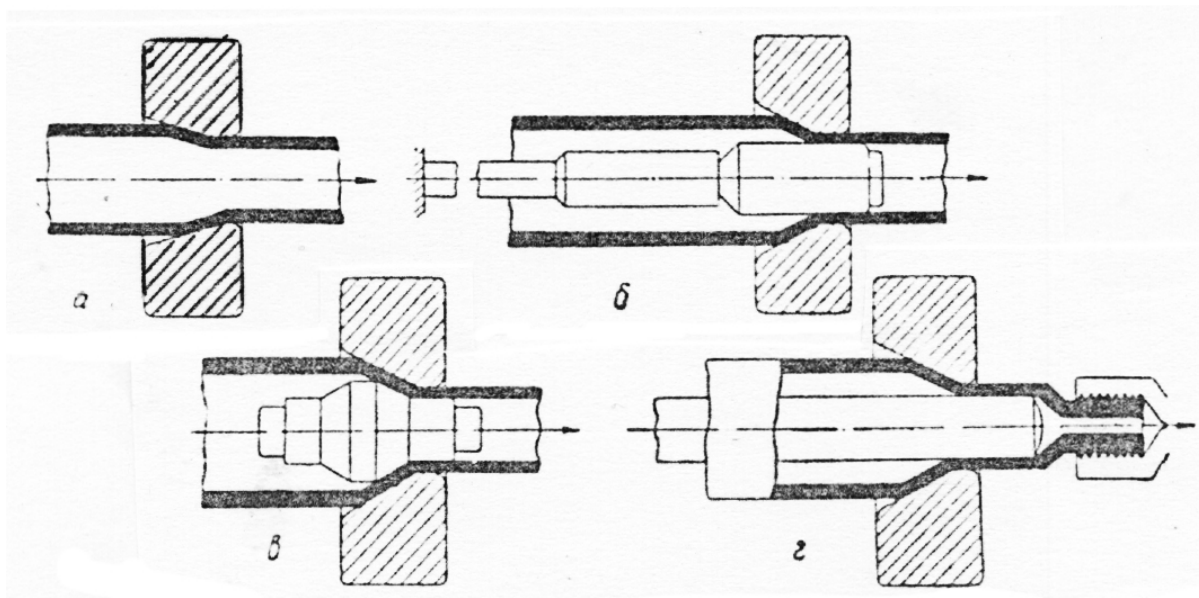


Рис. 56. Способи волочіння труб :
а - без оправки; б - із закріпленою;
в - з плаваючою; г - з рухливою
оправкою

Рис. 57. Збірна волока: 1 - гайка; 2
- напірна волока; 3 - шайба; 4,5 -
робочі волоки; 6 - корпус; 7 -
сталеві обойми

Тому при волочінні труб на оправці коефіцієнт витягання менший, ніж при волочінні прутків.

Швидкість труби на виході з волоки і на оправці рівні, а сили тертя між оправкою і внутрішньою поверхнею труби виконують активну роль, що забезпечує високі значення коефіцієнта витягання (аж до двократного).

Інтенсивність деформації оцінюють параметрами:

$$\begin{aligned} \text{коефіцієнт витягання} - \mu &= F_0/F_1; \\ \text{відносне обтиснення} - \varepsilon &= (F_0-F_1)/F_0, \end{aligned}$$

де F_0 і F_1 - відповідно початкова і кінцева площі поперечного перерізів.

Значення коефіцієнта витягання залежить від пластичності і міцності матеріалу, що протягується, і основна гранична умова процесу волочіння має вигляд

$$P = \sigma_{\text{ВЛ}} \cdot F_1 < \sigma_{\text{T1}} F_1, \quad (95)$$

де P - сила волочіння; σ_{T1} - напруження течії металу після виходу з волоки; $\sigma_{\text{ВЛ}}$ - напруження волочіння дроту через волоку.

З цього співвідношення виходить, що напруження волочіння $\sigma_{\text{ВЛ}}$, що виникає в тілі металу, що протягується, не повинно перевищувати напруження течії металу σ_1 . Інакше дріт деформуватиметься після виходу з волоки зі зменшенням діаметру аж до обриву.

При волочінні суцільних профілів осередок деформації в інструменті має дві ділянки: конічне завдовжки l і циліндричне завдовжки l_K (рис. 15). На поверхні контакту конічної робочої ділянки з боку металу діють нормальні σ_n і дотичні напруження. Горизонтальні складові цих напружень перешкоджають втягуванню металу у волоку. На циліндричній ділянці (калібруючий поясочок) існує лише пружна деформація металу і тому нормальне напруження дорівнює напруженню течії металу σ_{T1} , а дотичне напруження, відповідно до закону тертя Е. Зібеля дорівнює

$$\tau = f_{\text{П}} \cdot \sigma_{\text{T1}},$$

де $f_{\text{П}}$ - показник тертя.

Волочіння дроту діаметром $d=1...6$ мм виконують з поданням сухого технологічного мастила у збірному інструменті (рис. 57), в корпусі 7 якого встановлені напірна 4 і робочі волоки 5, 6 [10, 25, 26, 28, 29-34, 51]. Напірна волока призначена для створення гідродинамічного натиску мастила в осередок деформації робочих волок. Самі волоки встановлені з натягом в обоймах 3, наприклад, шляхом запресовування. Волоки виготовлені з твердого вольфрамо-кобальтового сплаву ВК6 - ВК10. Тонкий дріт діаметром $d < 1,0$ мм протягають з рідким технологічним мастилом. Увесь дріт діаметром менше 6,5 мм роблять на безперервних станах багатократного волочіння (2-15 блоків).

7.2 Характер течії металу і зміна його властивостей при волочінні

Для вивчення характеру течії металу при волочінні часто застосовують

метод координатної сітки, аналогічний описаному в главі про пресування. Зміна форми квадратної сітки заготовки добре ілюструє взаємне переміщення часток металу в осередку деформації при волочінні (рис. 58). На підставі вивчення характеру зміни координатної сітки можна зробити наступні висновки.

Витягнуті у напрямі волочіння паралелограми свідчать про наявність додаткових зсувів, інтенсивність яких убуває від периферійних шарів до центральних. Тому периферійні шари прута отримують більшу деформацію, ніж центральні. Це підтверджується, зокрема, і тим, що зміна зерен, а також і опір розриву протягнутого металу збільшується від центру до периферії.

Вигин поперечних ліній вказує на те, що контактне тертя і лобовий опір волоки гальмують рух периферійних шарів, і вони дещо відстають від центральних. Але цілісність металу перешкоджає зсуву і змушує метал переміщатися у осередок деформації з однією швидкістю. Тільки при підході заднього кінця дроту до волоки опір зсуву периферійних шарів зменшується. В результаті цього на торці зразка з'являється лунка (рис. 58, г).

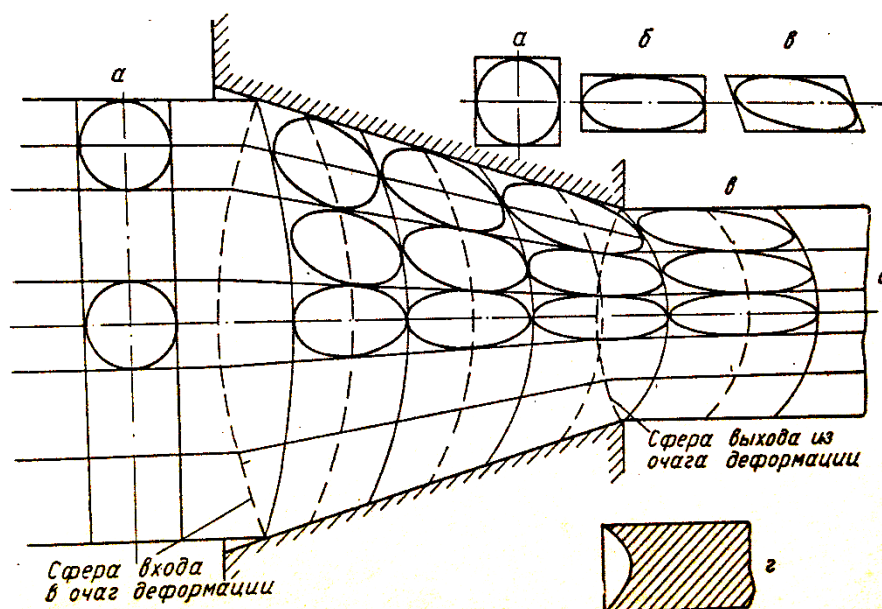


Рис. 58. Схема зміни координатної сітки при волочінні круглого прута - а - квадратна сітки; б - прямокутники; в - паралелограм; г - лунка на торці зразка

Периферійні шари стоншуються більшою мірою під дією радіального стискуючого напруження і в меншій мірі під дією розтягуючого напруження. Переважання розтягуючого напруження в центральних шарах підтверджується також утворенням в середині прута розривів при занадто великій деформації або низькій пластичності металу.

Аналогічно характеру зміни координатної сітки змінюється і структура металу: окремі зерна його витягуються у напрямі волочіння, утворюючи текстуру. Разом зі зміною структури при волочінні, як і при всякій іншій пластичній обробці, змінюються механічні, фізичні і хімічні властивості металу.

7.3 Напруження і сила волочіння

Раніше відмічали, що напруження волочіння у вихідному перерізі дроту не повинна перевищувати значення напруження течії металу. Інакше дріт деформується пластично і змінювати свої розміри аж до розриву. Напруження волочіння в зоні деформації інструменту обумовлено різними факторами, у тому числі: величиною напруження течії металу, дотичним напруженням тертя, кутом нахилу робочої частини волоки, величиною обтиснення, довжиною калібруючого поясочка, наявністю противнатягання дроту та ін.

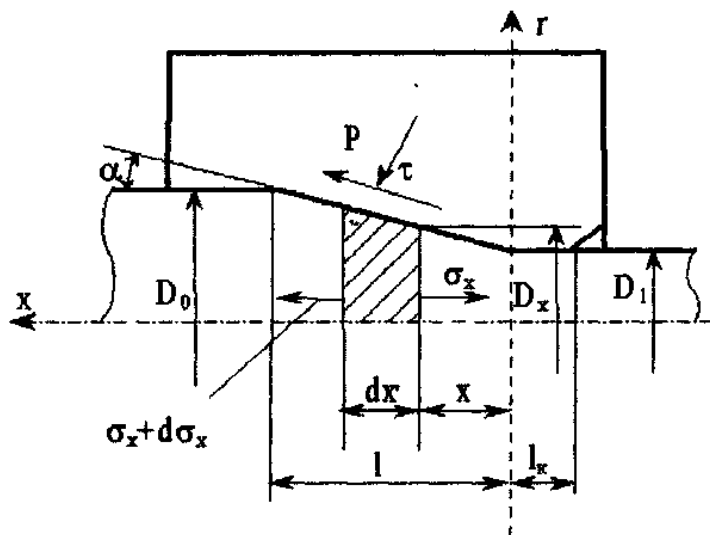
З урахуванням впливу вказаних чинників в загальному випадку напруження волочіння буде рівна:

$$\sigma_{\text{ВЛ}} = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 + \sigma_4,$$

де σ_1 - частина повного напруження волочіння $\sigma_{\text{ВЛ}}$, яка потрібна для здійснення пластичної деформації металу в конічній частині волоки; σ_2 - частина повного напруження, яка враховує вплив дотичних напружень; σ_3 - частина повного напруження, яка враховує вплив позаконтактної деформації зсуву; σ_4 - частина повного напруження, яка враховує вплив сил тертя в калібруючій частині волоки.

Розглянемо відоме виведення формули для розрахунку напруження волочіння. При виводі прийняті наступні допущення [3, 4, 22, 24, 27, 29]:

- напруження розтягування σ_x і нормальне контактне напруження p є головним ($\sigma_x = \sigma_1$; $p = \sigma_H$) (рис. 59);



- напруження σ_x рівномірно розподілені по усій площі перерізу профілю і не залежать від координати "r" (площадка dx обмежена прямими лініями);

Рис. 59. Схема дії напружень у волоці

- дотичне напруження тертя відповідає умовам тертя Г. Амонтона ($\tau = f \cdot p$);

- напруження течії металу по усій довжині осередку деформації постійно і рівно середньому σ_T .

Виділимо в осередку деформації елементарну (нескінченно малу) площадку dx , обмежену вертикальними площинами, які розташовані на відстані x і $(x+dx)$ від осі "r". По бічних перерізах F_x і (F_x+dF) діє відповідно внутрішні подовжні розтягуючі напруження σ_x і $(\sigma_x+d\sigma_x)$, які урівноважують контактні

зовнішні напруження: нормальні p і дотичні τ . Горизонтальні складові сил від напружень p і τ , діючі на елементарну площадку рівні:

$$p_x = p \cdot \sin \alpha \cdot dx / \cos \alpha = p \cdot dx \cdot \operatorname{tg} \alpha;$$

$$\tau_x = \tau \cdot dx \cdot \cos \alpha / \cos \alpha = \tau \cdot dx.$$

Горизонтальні складові сил, що діють на поверхню кільцевої ділянки діаметром D_i ,

$$\sum p_x = p \cdot \pi \cdot D \cdot dx \cdot \operatorname{tg} \alpha; \quad (103)$$

$$\sum \tau_x = \tau \cdot \pi \cdot D_i \cdot dx, \quad (104)$$

де D_i - поточний діаметр осередку деформації; α - напівкут робочого конуса волоки.

Сума внутрішніх напружень, що діє на поперечний переріз лівою і правою площин рівні:

$$\sum \sigma_x = \sigma_x \cdot F_x;$$

$$\sum (\sigma_x + d\sigma_x) = (\sigma_x + d\sigma_x) \cdot (F_x + dF_x),$$

де F_x - площа правої площини; dF_x - прирості площі лівої площини.

Оскільки горизонтальні складові зовнішніх і внутрішніх сил рівні, то з урахуванням знаків отримуємо:

$$(\sigma_x + d\sigma_x) \cdot (F_x + dF_x) - \sigma_x F_x + p \cdot \pi \cdot D_i \cdot dx \cdot \operatorname{tg} \alpha + \tau \cdot \pi \cdot D_i \cdot dx = 0;$$

Після перетворень і нехтуючи нескінченно малими величинами матимемо

$$\sigma_x dF_x + d\sigma_x \cdot F_x + p \cdot \pi \cdot D_i \cdot \operatorname{tg} \alpha \cdot dx + \tau \cdot \pi \cdot D_i \cdot dx = 0. \quad (105)$$

Маючи на увазі, що:

$$F_x = \pi \cdot D_i^2 / 4; \quad dF_x = \pi \cdot D_i \cdot dD_i / 2;$$

$$dD_i = 2 dx \cdot \operatorname{tg} \alpha; \quad dF_x = \pi \cdot D_i dx \cdot \operatorname{tg} \alpha$$

і з урахуванням рівняння (105) отримаємо

$$d\sigma_x + (\sigma_x + p + \tau \cdot \operatorname{ctg} \alpha) \cdot (dF_x / F_x) = 0. \quad (106)$$

Рівняння (106) містить два невідомих σ_x і p , тому для його вирішення використовуємо рівняння пластичності, яке з урахуванням знаків має вигляд

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_T,$$

де σ_1 и σ_3 - відповідно максимальне і мінімальне значення головних напружень.

Приймаючи відповідно з прийнятими допущеннями $\sigma_1 = \sigma_x$ и $\sigma_3 = -\sigma_T = -p$, получим

$$\sigma_x - (-p) = \sigma_x + p = \sigma_T. \quad (107)$$

Спільне рішення рівнянь (106) і (107) дозволяє отримати рівняння

$$d\sigma_x + (\sigma_T + \tau \operatorname{ctg} \alpha) \cdot (dF_x / F_x) = 0.$$

Маючи на увазі умови тертя Г. Амонтона ($\tau = f \cdot p$) і з урахуванням формули (106) після перетворень матимемо

$$d\sigma_x / [\delta \cdot \sigma - (\delta + 1) \sigma_T] = dF_x / F_x; \quad (108)$$

$$\delta = f / \operatorname{tg} \alpha \quad (109)$$

Після спільного рішення рівнянь і перетворень отримаємо

$$\sigma_X = \sigma_T \frac{1+\delta}{\delta} \left[1 - \left(\frac{F_X}{F_0} \right)^\delta \right] + \sigma_{BX} \left(\frac{F_X}{F_0} \right)^\delta \quad (110)$$

Напруження волочіння на виході з осередку деформації (при $x=0$ и $F_X=F_1$, $F_0/F=\mu$, $\mu^{-\delta}=\delta \ln \mu$, $\sigma_{BX}=\sigma_0$) без урахування позаконтактної деформації і сил тертя в калібруючому поясоцку рівно

$$\sigma_{BL} = \sigma_T \frac{1+\delta}{\delta} \left[1 - (\mu)^{-\delta} \right] + \sigma_0 (\mu)^{-\delta}; \quad (111)$$

$$\delta = f/\text{tg}\alpha,$$

де σ_0 - напруження противонатягання.

При рішенні рівняння (105) з урахуванням умови тертя Е. Зібеля при $\sigma_0=0$ і з урахуванням впливу позаконтактної деформації дроту і калібруючого поясоцка отримаємо формулу Кербера-Ейхінгера [25, 27, 29] для одинарної волоки

$$\sigma_{BL} = \sigma_T \left[(1 + \delta_{II}) \ln \mu + 0,77 \text{tg}\alpha_K + 4 f_{II} \cdot l_K / d_1 \right]; \quad (112)$$

$$\delta_{II} = f_{II} / \text{tg}\alpha_K; \quad \text{tg}\alpha_K = \Delta d / 2(l - l_K);$$

Проте в практичних умовах ідеального циліндричного поясоцка не існує і тому більше реальним для розрахунку напруження волочіння є формула для одинарної волоки у виді (із залежності (112)):

$$\sigma_{BL} = \sigma_T \left[(1 + \delta_{II}) \ln \mu + 0,77 \text{tg}\alpha \right]; \quad (113)$$

$$\delta_{II} = f_{II} / \text{tg}\alpha; \quad \text{tg}\alpha = 0,815 \text{tg}\alpha_K,$$

де f_{II} - показник тертя; d_1 - діаметр волоки; l_0 і l_K - довжина відповідно робочого конуса і калібруючого поясоцка; Δd - обтиснення дроту у волокі; α_K і α - кути конуса волоки відповідно лінійний і середній при параболічній формі конуса.

Показник тертя f_{II} не може врахувати вплив на напруження волочіння усіх технологічних чинників. Тому для набуття реальних значень напруження волочіння у формулу (113) необхідно ввести додаткові поправочні коефіцієнти [40]:

$$\sigma_{BL} = k_{II} \cdot k_{CM} \cdot k_V \cdot k_{II} \cdot k_A \cdot \sigma_T \left[(1 + \delta_{II}) \ln \mu + 0,77 \text{tg}\alpha \right]; \quad (114)$$

$$\delta_{II} = f_{II} / \alpha, \quad (115)$$

де σ_T - середнє напруження течії металу в осередку деформації [37]; μ - коефіцієнт витягання; α - середній кут волоки; k_{II} - коефіцієнт, що враховує вплив типу волочильного інструменту; k_{CM} - коефіцієнт, що враховує тип технологічного мастила; k_V - коефіцієнт, що враховує вплив швидкості волочіння; k_{II} - коефіцієнт, що враховує противонатягання при волочінні дроту ($k_{II} = 0,7 \dots 0,9$); k_A - коефіцієнт, що враховує вібронавантаження дроту ($k_A = 0,75 \dots 0,9$).

Нижче приведені значення поправочних коефіцієнтів [40].

На підставі досліджень коефіцієнт k_{II} рівний:

Одинарна волока (тип I)	- $k_{II} = 1,0$;
Збірна вовка з одним напірним і одним робочим вкладишем (волока В.Л. Колмогорова) (тип II)	- $k_{II} = 0,85 \dots 0,9$;
Збірна волока з одним напірним і двома робочими вкладишами (тип III)	- $k_{II} = 0,76$.
Складена волока з одним напірним і двома робочими вкладишами (тип IV)	- $k_{II} = 0,72$.

Коефіцієнт k_{CM} дорівнює:

порошок натрієвого мила (ПНМ)	- $k_{CM} = 1,0$;
графіт	- $k_{CM} = 0,95$;
індустріальне масло I-12	- $k_{CM} = 1,4$;
індустріальне масло И-20 \geq	- $k_{CM} = 1,2$;
соняшникова гідрогенізована олія (ПКС)	- $k_{CM} = 1,2$;
емульсол ЭШП	- $k_{CM} = 1,13$;
хлорпарафін	- $k_{CM} = 1,16$.

Коефіцієнт k_V визначається з формул:

при $v \leq 2$ м/с

$$k_V = 1,35 - 0,18 \cdot v; \quad (116)$$

при $v = 2 \dots \geq 11$ м/с

$$k_V = 1 + 0,075 (v - 2). \quad (117)$$

Показник тертя визначається формулою (при $\mu > 1,16$):

для волочіння сталевого дроту в одинарній волоці

$$f_{II} = k_{ПС} (0,062 + 0,25 \alpha). \quad (118)$$

для волочіння мідного дроту в одинарній волоці

$$f_{II} = k_{ПС} [0,053 + 0,15(\alpha - 0,03)^{0,5}], \quad (119)$$

де $k_{ПС}$ - коефіцієнт ефективності підмастильного шару, рівний -0,75 (залишкового після попереднього переходу).

Показник тертя для калібрування стали в одинарній волоці при $\mu < 1,16$, $d \geq 7,0$ мм можна приймати рівним $\tau = 0,13$.

При розрахунку напружень волочіння і показника тертя у формулах слід використати середню величину напівкута волоки по наближеній формулі

$$\alpha = 0,815 \alpha_k, \quad (120)$$

де α_k - напівкут робочого конуса волоки ($\alpha_k = \Delta d / 2l_p$).

7.4 Вплив різних чинників на напруження волочіння

Як слідує з рівняння (114), збільшення напруження течії металу сприяє підвищенню напруження волочіння. Цьому також сприяє збільшення

коефіцієнта δ_{Π} і коефіцієнта витягування. Вплив коефіцієнта δ_{Π} пов'язано з підвищенням ролі тертя в процесі волочіння, а збільшення коефіцієнта μ обумовлює підвищення обтиснення і, отже, зміцнення металу і напруження течії. Другий доданок у фігурних дужках враховує підвищення напруження волочіння за рахунок наявності позаконтактних деформацій дроту (тобто наявність напружень зрізу на вході металу в осередок деформації). Коефіцієнт δ_{Π} включає вплив кута робочого конуса волокна α і показника тертя f_{Π} . Збільшення довжини калібруючого поясочка при $\mu = \text{const}$ сприяє збільшенню напруження волочіння внаслідок збільшення долі сил тертя, обумовлених максимальним значенням напруження течії σ_{T1} на виході з осередку деформації ($\tau = f_{\Pi} \cdot \sigma_{T1}$).

Численні експериментальні дані свідчать про складніший вплив кута робочого конуса волокна на напруження $\sigma_{\text{вл}}$. Так, за даними Ю.С. Зикова, при збільшенні кута конуса з 4 до 10° і при $\mu = 1,3 \dots 1,4$ в початковий період сила волочіння знижується на $10 \dots 15\%$, а після досягнення мінімуму при $\alpha \approx 7,5 \dots 8,5^{\circ}$ - зростає.

При аналізі впливу α на напруження волочіння слід розглядати зміну комплексного параметра f_{Π}/α , оскільки вплив f_{Π} і α на напруження $\sigma_{\text{вл}}$ має однаковий якісний характер. Це обумовлено тим, що при збільшенні кута α зменшується товщина шару мастила, що захвачується в осередок деформації разом з дротом, що рухається [25]. Разом зі зменшенням товщини шару мастила збільшується коефіцієнт тертя. При зменшенні кута α зменшується горизонтальна складова нормальних сил і цей вплив являється таким, що переважає. При значних кутах $\alpha > 7,5 \dots 8,5^{\circ}$ його вплив стає переважним. При великих кутах α процес волочіння стає неможливим, оскільки опір протяганню з боку інструменту позначається більше, ніж напруження течії металу. Спільний вплив параметрів f_{Π} і α обумовлює зміну напруження волочіння по кривій, що має мінімум.

Істотний вплив на напруження і силу волочіння роблять умови тертя на контакті металу з інструментом і, отже, усі технологічні чинники, що викликають збільшення коефіцієнта (показника) тертя сприяють зростанню напруження і сили волочіння. Так, за даними І.Т. Бородавкіна [14], збільшення швидкості волочіння в межах $0,3 \dots 15$ м/с викликає майже лінійне збільшення коефіцієнта тертя від $0,05$ до $0,08$. О.П. Грудєв пояснює це тим, що зі збільшенням швидкості волочіння у разі застосування порошкоподібного мастила погіршуються умови захватування мастила в осередок деформації внаслідок збільшення вібрації дроту, при якому мастило погано утримується на поверхні. Прямі досліди підтвердили зменшення товщини шару мастила зі збільшенням швидкості волочіння у збірних волоках з однією робочою і однією напірною волоками. За даними Н.Г. Решетникова [27], збільшення коефіцієнта витягання з $\ln \mu = 0,1$ до $\ln \mu = 0,43$ збільшує коефіцієнт тертя при протяганні дроту алюмінієвих сплавів з мазутом в межах від $0,05 \dots 0,06$ до $0,075 \dots 0,085$.

На напруження волочіння істотно впливає початковий стан дроту. У

роботі [29] досліджували умови волочіння мідного прямокутного дроту $1,8 \times 8,5$ мм із заготовки $4,9 \times 9,85$ мм із застосуванням в якості мастила мильного порошку. На широку грань штаби перед волочінням була нанесена шорсткість заввишки $R_{ap} = 0,5 \dots 4,4$ мкм. Як слідує з рис. 60, 61, збільшення шорсткості початкової заготовки забезпечує поліпшення умов захватування мастила і збільшення її товщини на деформованій штабі. Так, при збільшенні початкової шорсткості R_{ap} від 0,5 до 4,4 мкм товщина шару мастила в першому переході збільшується від 0,7 до 1,53 мкм. Після третього переходу товщина шару мастила мало залежить від шорсткості поверхні заготовки.

Збільшення шорсткості поверхні заготовки впливає і на параметри шорсткості профілю після волочіння. Особливо це помітно при першому переході (рис. 60, б, крива 1), коли висота мікронерівностей R_{ap} збільшується від 0,35 до 1,1 мкм. При будь-якій шорсткості поверхні заготовки R'_a шорсткість поверхні прямокутного профілю в кожному переході зменшується. Так, при $R_{ap} \approx 0,5$ мкм висота мікронерівностей після четвертого переходу знижується до $R'_a \approx 0,05$ мкм.

Поліпшення умов захватування мастила зі збільшенням початкової шорсткості заготовки сприяє зниженню напруження волочіння (рис. 61) на 10...15 % при $R_a = 4,4$ мкм і, отже, зменшенню витрат електроенергії і зносу волок. Вплив початкової шорсткості проявляється в усіх чотирьох переходах.

Результати досліджень показують можливість підвищення ефективності волочіння металу шляхом попереднього нанесення початкової шорсткості на поверхню заготовки в прокатних неприводних роликах, там, де вони є, встановлених перед волочильним станом. Шорсткість доцільно наносити не лише перед першим переходом, але і в проміжних переходах. Висота кінцевої шорсткості визначається вимогами до якості поверхні готового продукту.

У роботах [30 - 32 та ін.] показано, що помітний вплив на силу волочіння робить вібронавантаження інструменту і дроту. Так, за даними [30, 31], при використанні роликового вібратора при волочінні мідного дроту з початковим діаметром $d = 2,2$ мм були отримані наступні результати. Максимальна сила волочіння $P = 0,47$ кН спостерігається при використанні гладкого ролика. Використання гранованих роликів вібраторів на яке спирається дріт при русі від однієї волоки до іншої, дозволило зменшити силу волочіння в порівнянні з волочінням на гладкому ролику.

Максимальний ефект зниження сили волочіння на 10...34 % (залежно від довжини і кроку t_p плоских граней вібратора) досягається в дослідях при $l/r = 1,2$ (r - радіус ролика-вібратора). При $l/r > 1,2$ відзначається інтенсивне збільшення значення P , а при $l/r = 10$ зниження сили волочіння складає 2...14,8 % (l - відстань між роликом і подальшою волокою).

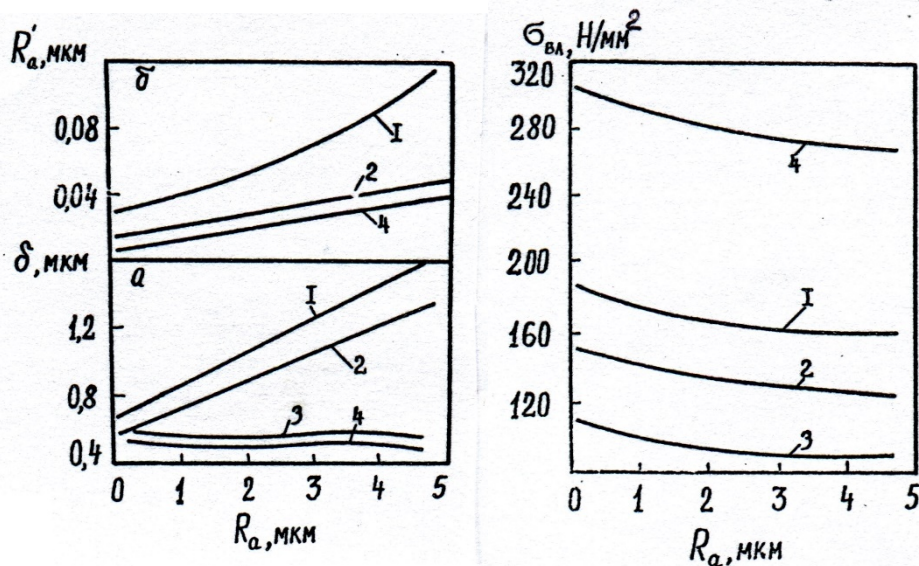


Рис. 60. Зміна: а - товщина шару мастила; б - висоти мікронерівностей прямокутного профілю; 1 - 4 - номери переходів

Рис. 61. Напруження волочіння прямокутного профілю з різною початковою шорсткістю поверхні заготовівки: 1 - 4 - номери переходів

Результати дослідження показали, що ефективність вібронавантаження зі зменшенням l більшою мірою відчутна при використанні роликів-вібраторів з великим кроком граней. Так, використання роликів-вібраторів з $t=14$ мм знижує силу волочіння при $l/r=1,2$ на 34%, а при $l/r=10$ усього на 14,8 %.

Механізм впливу роликів-вібраторів на силу P полягає в періодичності впливу заднього противонятання дроту. Дійсно, при контакті дроту з площиною (гранню) вібратора величина противонятання максимальна і дорівнює противонятання дроту при волочінні на гладкому ролику. У цих умовах миттєві сили волочіння в першому і другому випадках будуть рівні. При контакті дроту з гребнем ролика противонятання зростає, а сила волочіння миттєво знижується, що робить відповідний вплив на середню силу волочіння.

Промислові дослідження свідчать про істотний вплив конструкції самого волочильного інструменту на умови тертя і енергосилові параметри. Нині відомі різні конструкції збірних волок [26; 31 - 33 та ін.]. В. Л. Колмогоров та ін. [26] розробили конструкцію збірного інструменту з однією напірною і однією робочою волокою, яка значною мірою поліпшила умови їх експлуатації. У роботах [31; 32] запропоновані конструкції інструменту з двома робочими волоками (рис. 57). Принципова відмінність такого інструменту - наявність замкнутої області між робочими волоками 5 і 6. У ній скупчується технологічне мастило, яке під гідродинамічним тиском подається разом з дротом в осередок деформації другої волоки. Це викликає збільшення товщини шару мастила на дроті в 2...3 рази, зниження температури дроту на 5...10%, сили струму двигунів на 1,5...8% і сили волочіння на 10...15% в порівнянні з інструментом, що має одну робочу волоку [26]. Разом з поліпшенням умов захваткування мастила і зниження сил тертя в 2...3 рази збільшується зносостійкість волок.

8 ПРИКЛАДИ РОЗРАХУНКІВ ПАРАМЕТРІВ ПРОЦЕСІВ ОБРОБКИ МЕТАЛІВ ТИСКОМ

До енергосилових параметрів процесів ОМТ відносять силу, роботу і потужність деформації. Останні два параметри є функцією сили деформації. У зв'язку з цим завжди в першу чергу необхідно розрахувати силу. З попередніх розділів виходить, що, у свою чергу, сила деформації обумовлена контактним нормальним напруженням і величиною контактної поверхні інструменту з виробом, що деформується [формула (114)]. В усіх процесах ОМТ сила в осередку деформації, залежить від напруження течії і контактного дотичного напруження, визначення яких необхідно виконувати заздалегідь. Напруження течії металу з урахуванням температури, міри і швидкості деформації визначаємо з роботи [37].

8.1 Визначення коефіцієнта (показника) тертя при осаджуванні заготовок

Значення коефіцієнта тертя (за Г. Амонтона) і показника тертя (за Е. Зібеля) обумовлюють міру впливу зовнішніх сил тертя на середнє нормальне контактне напруження (СНКН). Як найповніші дані по дослідженню коефіцієнта тертя при осаджуванні приведені в роботі [12], які і рекомендуються використати для практичних розрахунків. Коефіцієнт тертя визначали [12, 48] методом розрізного інструменту, запропонованого І.М. Павловим із співробітниками.

У роботі І.Я. Тарновського та ін. [12] показано, що напруження і коефіцієнт тертя значною мірою залежать від розмірів осередку деформації і змінюється по кривій з максимумом при $d/h=4...5$, що обумовлено різної інтенсивністю зміни дотичного напруження τ_{CP} і середнього нормального контактного напруження p_{CP} .

За даними [12] залежно від механічних властивостей матеріалу і параметра d/h коефіцієнт тертя може бути визначений за формулою (дів. вище)

$$f = 0,57 / (\tau_s / \tau_{CP} + 0,19d / h), \quad (121)$$

дет_s - напруження чистого зсуву матеріалу.

Оскільки з умови Мізеса слідує $\tau_s = 0,58\sigma_\phi$, то отримаємо

$$f = 1 / (1/f_{II} + 0,33 d/h), \quad (122)$$

де f_{II} - показник тертя з умови Е. Зібеля, значення якого мають бути визначені експериментально.

За даними [12], при осаджуванні заготовок з різних марок сталей з $t=950...1150^\circ\text{C}$ коефіцієнт тертя при деформації на фрикційному пресі в 1,15...1,35 разу вище, ніж при деформації під копром. Тобто, при більшій швидкості осадки (швидкості ковзання металу на контактній поверхні) коефіцієнт тертя менший. Як слідує з [12], для усіх досліджених марок сталей і температур деформації коефіцієнт тертя залежно від d/h змінюється по кривих з максимумом.

Табл. 5. Коефіцієнт тертя для різних марок сталей за різних умов осадки($d/h=4,5$, шорсткість бойків $Ra = 0,48$ мкм)

Марка сталі	Осадка на копрі		Осадка на фрикційному пресі	
	f_m	Δf	f_m	Δf
Ст.45	0,44	0,14	0,49	0,12
У12	0,40	0,09	0,44	0,14
1Х13	0,44	0,22	0,44	0,12
4Х13	0,43	0,20	0,43	0,08
9Х18	0,43	0,20	0,43	0,08
Х28	0,41	0,10	0,43	0,11
Р18	0,34	0,10	0,39	0,07
СХ8	0,44	0,18	0,48	0,16
1Х17Н2	0,40	0,16	0,44	0,13
1Х18Н9Т	0,41	0,17	0,42	0,10
ЭИ736	0,40	0,15	0,41	0,07
ЭИ481	0,38	0,14	0,37	0,05
ЭИ435	0,40	0,15	0,44	0,08
ЭИ437Б	0,42	0,18	0,40	0,06
ЭИ992	0,38	0,15	0,42	0,10
ЭИ602	0,34	0,12	0,41	0,11
ЭИ736Ш	0,37	0,13	0,45	0,10
ОХ23Ю5	0,42	0,18	0,46	0,11
ОХ19Н9Ф 2С	0,38	0,14	0,45	0,13

Залежно від марки сталі (табл. 5) максимальні значення коефіцієнта тертя f знаходиться в межах $0,34...0,4$ при осаджуванні на копрі з масою частин, що падають, 100 кг і висоті підйому бойка $1,5...2,0$ м і в межах $0,37...0,49$ при осаджуванні на фрикційному пресі із швидкістю $v_z=180$ мм/с. Випробування виконували при температурах $950, 1050$ і 1150°C і $d/h=1,4...10$. У дослідженнях не виявлено чіткої залежності коефіцієнта тертя від температури, тому в табл.5 представлені усереднені максимальні значення коефіцієнта тертя для температур $950...1150^\circ\text{C}$.

Відповідно до даних [12] і табл. 5 зміну коефіцієнта тертя можна представити таким чином [показник тертя визначають за формулах(35) -(37)]:

$$\left. \begin{array}{l} \text{при } d/h < 4,5 \\ f = f_M - 0,29 \Delta f \cdot (4,5 - d/h); \\ \text{при } d/h > 4,5 \\ f = f_M - 0,29 \Delta f \cdot (d/h - 4,5), \end{array} \right\} \quad (123)$$

де f_M - максимальне значення коефіцієнта тертя для цієї марки сталі; Δf -

різниця між максимальним і мінімальним значеннями коефіцієнта тертя..

8.2 Приклади розрахунків сили при деформації металу

Приклад розрахунку сили осадки. Визначити максимальну силу деформації при осаджуванні на фрикційному пресі циліндричної заготовки діаметром $D=250$ мм і висотою $H=250$ мм із сталі 45 з обтисненням $\Delta h=100$ мм при температурі 1000 °С, швидкість осадки $v_z=80$ мм/с.

Використовуючи приведені формули і табл., визначимо: міра деформації

$$\varepsilon = \Delta h/H = 100/250 = 0,4; \quad (124)$$

швидкість деформації у кінці осадки[4]

$$u = v_z/h; \quad (125)$$

$$u = 80/150 = 0,54 \text{ с}^{-1}.$$

За даними [37] напруження течії у кінці осадки визначимо за формулою

$$\sigma_T = \sigma_{T0} \cdot k_t \cdot k_\varepsilon \cdot k_u, \quad (126)$$

Для $N_1 < 5$ (вуглецеві, конструкційні, низьколеговані, інструментальні сталі) маємо:

$$N_1 = C + Si + Mn + Cr + N_i + \dots;$$

$$\sigma_{T0} = 80 + 25 \left\{ 1 - [(5 - N_1) / 4,5]^{1,8} \right\},$$

де σ_{T0} - базове напруження течії металу при $t = 1000$ °С, $\varepsilon = 0,1$ і $u = 10 \text{ с}^{-1}$; N_1 - сумарний зміст хімічних елементів в сталі % (окрім сірки, фосфору і заліза).

Коефіцієнти k_t , k_ε , k_u визначаються за формулами, що наводяться нижче, маємо [37]

$$k_t = 1,66 - 1,1(t / 400 - 2)^{0,7}$$

Для вуглецевих, інструментальних і низьколегованих сталей при $\varepsilon \geq 0,1$ і $u \leq 10 \text{ с}^{-1}$ маємо:

$$k_\varepsilon = 1 + 0,43 \cdot \left[1 - 6,3 \cdot (0,5 - \varepsilon)^2 \right];$$

$$k_u = 0,38 + 0,065 \cdot (7 + \ln u).$$

Маємо:

$$N_1 = 0,45 + 0,27 + 0,65 + 0,25 + 0,25 = 0,88;$$

$$\sigma_{T0} = 80 + 25 \left\{ 1 - [(5 - 0,93) / 4,5]^{1,8} \right\} = 88 \text{ Н/мм}^2;$$

$$k_t = 1,66 - 1,1(1000 / 400 - 2)^{0,7} \approx 1,0;$$

$$k_u = 0,38 + 0,065 \cdot (7 + 0,62) = 0,87;$$

$$k_\varepsilon = 1 + 0,43 \cdot \left[1 - 6,3 \cdot (0,5 - 0,4)^2 \right] = 1,18;$$

$$\sigma_T = 88 \cdot 1,0 \cdot 1,18 \cdot 0,87 = 90,4 \text{ Н/мм}^2.$$

Діаметр циліндричної деталі у кінці осадки по формулі рівний

$$d = D \sqrt{H/h} = 250 \cdot 1,67^{0,5} = 323 \text{ мм.}$$

Коефіцієнт тертя і показник тертя з рівнянь (35) - (37), (123) (при $d/h = 2,15$) рівні

$$f = 0,49 - 0,035 (4,5 - 2,15) = 0,41;$$

$$f_{\Pi} = 1,13 \cdot 0,41 \cdot 2,15 = 1,0;$$

$$C_H = 0,2 + 0,031 (4,4 - 0,41 \cdot 2,15)^{0,95} = 0,32.$$

Середнє нормальне контактне напруження у кінці осадки по рівнянню (35) дорівнює

$$p_{\text{ср}} = 90,4 (1 + 0,32 \cdot 1,0 \cdot 2,15) = 156 \text{ Н/мм}^2.$$

Сила осадки визначається з формули

$$P = 0,785 \cdot 323^2 \cdot 156 \cdot 10^{-6} = 12,8 \text{ МН.}$$

Для осадки заготовки в плоских плитах для приведених умов деформації потрібний прес з силою стискування не менше $P = 13 \text{ МН}$.

Приклад. Визначити масу частин молота, що падають, при осаджуванні заготовки з діаметром $D = 100 \text{ мм}$ і заввишки $H = 100 \text{ мм}$ до висоти $h = 85 \text{ мм}$, $v = 6 \text{ м/с}$. Матеріал заготовки - маловуглецева сталь, температура деформації $t = 1150^\circ\text{C}$.

Кінцевий діаметр поковки по формулі (14)

$$d = 100 \sqrt{\frac{100}{85}} \approx 107 \text{ мм.}$$

Швидкість деформації при русі частин, що падають, із швидкістю 6 м/с з формули [4] рівна

$$u = \frac{v}{h} = \frac{6000}{85} \approx 70 \text{ с}^{-1}.$$

Міра деформації за удар $\varepsilon = (100 - 85)/100 = 0,15$. Напруження течії металу сталі марки 4Х13 у кінці осадки по даним [37] рівне $\sigma_T = 90,5 \text{ Н/мм}^2$.

Показник тертя при $d/h = 1,26$ [формули (36) - (37) (123)]:

$$f = 0,43 - 0,058 (4,50 - 1,26) = 0,24;$$

$$f_{\Pi} = 1,13 \cdot 0,24 \cdot 1,26 = 0,34.$$

Середнє нормальне напруження по формулі (24)

$$p_{\text{ср}} = 90,5 (1 + 0,33 \cdot 0,34 \cdot 1,26) = 128 \text{ Н/мм}^2.$$

Сила осадки дорівнює

$$P = 128 \frac{3,14}{4} 107^2 \cdot 10^{-6} = 1,05 \text{ МН.}$$

Маса частин молота, що падають, при $P = 1,05 \text{ МН}$ і при ККД молота $\eta_{\Pi} = 0,8$ по (п.4.4) рівна

$$G = 1,05 \cdot 10^2 \cdot 0,0152 \cdot 9,8 / (0,8 \cdot 36) = 0,55 \text{ т} = 550 \text{ кг.}$$

Таким чином, для зменшення заготовки до $h = 85 \text{ мм}$ потрібний молот з мінімальною масою частин, що падають $G = 550 \text{ кг}$. При меншій потужності молота задану величину обтиснення $\Delta h = 15 \text{ мм}$ здійснити не вдасться.

Приклад розрахунку параметрів при ковальському витяганні

Зробити витягання заготовки із сталі 45 з розмірами $H = 200$ мм, $B = 200$ мм, $L = 400$ мм на квадратний переріз 140×140 . Приймаємо довжину бойка $a = 100$ мм, а відносне обтиснення $\varepsilon = 0,2$.

Перше обтиснення. Товщина заготовки після удару: $h = H(1 - \varepsilon) = 200 \cdot 0,8 = 160$ мм; коефіцієнт зменшення висоти $1/\eta = H/h = 200/160 = 1,245$.

Тоді по (20) при $\operatorname{tg}\theta = 1$ і заздалегідь прийнятій ширині після витягування $b \approx 204$ мм отримаємо

$$\beta_y = \frac{1,245}{\sqrt{1 + 204 \cdot (1,245 - 1)/100}} = \frac{1,245}{1,221} = 1,02.$$

Ширина заготовки після деформації: $b = \beta_y \cdot B = 1,02 \cdot 200 = 204$ мм.

Оскільки відмінність між прийнятою для розрахунку b і отриманої в результаті розрахунку ширини відсутня, то вважаємо розрахунок закінченим. При істотній відмінності прийнятого і розрахункового значень b потрібний ітераційний процес.

Довжина заготовки після необхідного обтиснення з урахуванням розширення [1,3,4,11,21].

$$L_1 = L \cdot \lambda = 400 \cdot 1,245/1,02 = 488 \text{ мм.}$$

Число ударів по довжині заготовки

$$n = L/a = 400/100 = 4.$$

Друге обтиснення: після першого обтиснення і кантовки маємо: $H = b = 204$ мм, $B = h = 160$ мм. Приймаємо відносне обтиснення $\varepsilon = 0,2$, тоді $h = H(1 - \varepsilon) = 204 \cdot 0,8 = 163$ мм, $1/\eta = 204/163 = 1,245$. Коефіцієнт розширення по [34] при $\operatorname{tg}\theta = 1$ і $b \approx 167$ мм

$$\beta_y = \frac{1,245}{\sqrt{1 + 167(1,245 - 1)/100}} = \frac{1,245}{1,187} = 1,053.$$

Ширина заготовки після осадки

$$b = \beta_y \cdot B = 1,053 \cdot 160 \approx 168 \text{ мм,}$$

що мало відрізняється від прийнятої заздалегідь.

Довжина заготовки після обтиснення [34]

$$L_2 = L_1 \cdot \lambda = 488 \frac{1,245}{1,053} = 576 \text{ мм.}$$

Число ударів по довжині заготовки

$$n = L_2/a = 576/100 = 5,76 \approx 6.$$

Таким чином, після другого обтиснення (першого переходу) отримали заготовку, розміри поперечного перерізу якої $b = 163$ мм і $h = 168$ мм. Аналогічним чином роблять подальше витягання з метою отримання заданих розмірів поковки.

Визначимо силу осадки для першого обтиснення, коли ширина заготовки максимальна, температура деформації $t = 1150^\circ\text{C}$, а швидкість осадки

$v_z = 6$ м/с. Для цих умов опір металу деформації $\sigma_\phi = 92,5$ Н/мм². Середнє нормальне напруження по (31) при $a < b$, $m = a = 100$ мм і $n = b = 220$ мм

$$p_{CP} = 92,5 \left(1 + \frac{1 - \frac{1}{3} \cdot \frac{100}{204}}{4} \cdot \frac{100}{160} \right) = 105 \text{ Н / мм}^2.$$

Сила осадки рівна

$$P = p_{CP} \cdot a \frac{b+B}{2} \cdot 10^{-6} = 105 \cdot 100 \frac{204+200}{2} \cdot 10^{-6} = 2,13 \text{ МН}.$$

8.4 Розрахунок сили при об'ємному штампуванні металу

Визначити силу кривошипного пресу для штампування круглої деталі із сталі марки Ст.40Х в штампі відкритого типу. Форма деталі відповідає рис. 28, причому $h_0 = 40$ мм, $h_3 = 2,5$ мм, діаметр поковки по фланцях - $d = 80$ мм, $S = 10$ мм, швидкість осадки $v = 0,8$ м/с, середній діаметр поковки в штампі - $d_1 = 60$ мм (облой відсутній). Температура деформації $t = 1050$ °С.

Для розрахунку напруження течії металу і середнього нормального контактного напруження (СНКН) необхідно визначити об'єм V_d і середню товщину h_{CP} деталі по формулах:

$$V_d = \frac{\pi}{4} \left[(d^2 - d_1^2) h_3 + d_1^2 \cdot h_0 \right]; \quad (127)$$

$$h_{CP} = 4 \cdot V_d / \pi \cdot d^2. \quad (128)$$

З урахуванням розмірів поковки маємо:

$$V_d = 0,785 [(80^2 - 60^2) \cdot 2,5 + 60^2 \cdot 40] = 118000 \text{ мм}^3;$$

$$h_{CP} = 4 \cdot 118000 / 3,14 \cdot 6400 = 30 \text{ мм}.$$

Визначимо висоту заготовки при її діаметрі $D = 48$ мм з формули

$$H = V_d / 0,785 d_1^2 = 118000 / 0,785 \cdot 2280 = 67 \text{ мм}.$$

Відносне обтиснення і швидкість деформації рівні:

$$\varepsilon = (H - h_{CP}) / H = (67 - 30) / 67 = 0,55$$

$$u = v / h_{CP} = 800 / 30 = 26,7 \text{ с}^{-1}.$$

При $\varepsilon = 0,55$ і $u = 26,7 \text{ с}^{-1}$ напруження течії з [37] рівне $\sigma_T = 122,8$ Н/мм². Площі поковки F_{II} і задирки F_3 рівні:

$$F_{II} = \frac{\pi}{4} d^2; \quad F_3 = \frac{\pi}{4} [(d + 2S)^2 - d^2]. \quad (129)$$

Загальна площа контакту поковки з штампом рівна

$$F = F_{II} + F_3.$$

Або в числовому вираженні:

$$F_{II} = 0,785 \cdot 60^2 = 2830 \text{ мм}^2;$$

$$F_3 = 0,785 (80^2 - 60^2) = 2190 \text{ мм}^2.$$

$$F = 2830 + 2190 = 5020 \text{ мм}^2.$$

СНКН при штампуванні деталі визначимо по формулі (42) ($f_2 = 0,4$ и $n = 1,0$):

$$n_{\sigma} = \left(n + \frac{f_2 \cdot S}{h_3}\right) \frac{F_2}{F} + \left(\frac{2f_2 \cdot S}{h_3} + \ln 1,25 \frac{d}{h} - 0,375\right) \frac{F_1}{F};$$

$$n_{\sigma} = \left(1,0 + 0,4 \frac{10}{2,5}\right) \frac{2190}{5020} + \left(2 \cdot 0,4 \frac{10}{2,5} + 1,25 \ln \frac{60}{40} - 0,375\right) \frac{2830}{5020} =$$

$$= 2,6 \cdot 0,43 + (3,2 + 0,51 - 0,375)0,57 = 1,12 + 1,93 = 3,05;$$

$$p_{CP} = n_{\sigma} \cdot \sigma_T = 3,05 \cdot 122,8 = 376 \text{ Н/мм}^2.$$

Сила штамповки дорівнює

$$P = p_{CP} F = 376 \cdot 5020 \cdot 10^{-6} = 1,88 \text{ МН.}$$

Визначимо СНКН і силу деформації з використанням формули (64)

$$p_{cp} = \sigma_T \left\{ \left[(1 + 0,9n_1) + \left(f_{II} \cdot n_{\phi} \cdot d/h \right) + 2f_{II} \frac{S}{h_3} \right] \frac{F_{II}}{F} + f_{II} \frac{S}{h_3} \cdot \frac{F_3}{F} \right\},$$

$$n_1 = k_2 / k_1; \quad F_{II\phi} = 1,57 \cdot d \cdot h + F_{II} + F_3; \quad n_{\phi} = F_{II\phi} / F,$$

$F_{II\phi}$ - повна площа поверхні поковки.

Заздалегідь встановлюємо ($n_1=0,5$):

$$F_{II\phi} = 1,57 \cdot 2400 + 2800 + 2190 = 8960 \text{ мм}^2;$$

$$n_{\phi} = F_{II\phi} / F = 8960 / 5020 = 1,48;$$

$$n_{\sigma} = 3,83.$$

$$p_{CP} = 122,8 \left[(1,45 + 0,4 \cdot 1,48 \cdot 1,5 + 0,8 \cdot 4,0) \cdot 0,57 + 1,6 \cdot 0,43 \right] =$$

$$= 122,8 (3,14 + 0,69) = 470 \text{ Н/мм}^2.$$

Значення коефіцієнта напруженого стану n_{σ} отримані по формулі (64) помітно ближче до дослідних даних [1, 45], чим по формулі (42).

8.5 Розрахунок максимальної сили холодного (листового) штампування

При холодному штампуванні (витяганні гільзи) сила деформації змінюється в процесі руху пуансона і важливо знати максимальне значення для розрахунку (див. рис. 45). Максимальну силу штампування вчислимо по формулах з п. 5.4. Значну трудність при розрахунку сили штампування представляє визначення напруження течії металу з урахуванням зміцнення [2]. Відомо, що зміну напруження течії металу в результаті зміцнення представляють залежно від головної деформації-відносного обтиснення [5,8]. При штампуванні ж визначають умовну міру витягання $k_B = D/d$, яка по абсолютному значенню не відповідає прийнятому в залежностях відносному обтисненню. Крім того, міра витягання k_B характеризує загальне формозміну виробу, а максимальна сила деформації відповідає проміжному положенню пуансона, оскільки зміцнення металу відбувається на ділянці виходу штаби з радіусу матриці.

Аналіз експериментальних даних з нанесенням координатної сітки на заготовки показує, що при мірі витягання $k_B = 2 \dots 2,19$ максимум сили деформації відповідає інтенсивності деформації ($\epsilon_e = 0,54 \dots 0,62$). Для цих значень інтенсивності деформації відносна деформація металу складає ϵ_e

=0,41...0,46 [20]. Ці значення відносних обтиснень і можна використати для визначення напруження течії металу.

Приклад. Визначити максимальну силу витягання гільзи при радіусі заготовки $R_H=67$ мм і її товщині $S=1$ мм із сталі 08кп. Радіус пуансона $R_U \approx 30,7$ мм, радіус закруглення матриці $r_M=8$ мм. Сила притиску $Q=18,5$ кН. Коефіцієнт тертя при використанні як мастило мінерального масла з наповнювачами $f=0,113$ (див. п. 2.2). Середнє напруження течії після деформації при $\varepsilon=46\%$ рівно[5]:

$$\sigma_{T1} = \sigma_{T0} + 34,6 \cdot \varepsilon^{0,6};$$

$$\sigma_T = \sigma_{T0} + 0,67 (\sigma_{T1} - \sigma_{T0});$$

$$\sigma_{T1} = 230 + 34,6 \cdot 46^{0,6} = 576 \text{ Н/мм}^2;$$

$$\sigma_T = 230 + 0,67 \cdot 346 = 462 \text{ Н/мм}^2.$$

Максимальне напруження витягання по (93)

$$\sigma_p = 1,1\sigma_T (\ln 67/30,6 + 0,113 \cdot 18500/3,14 \cdot 67 \cdot 1 \cdot 426 + 1/2 \cdot 8) \cdot \exp \frac{3,14 \cdot 0,113}{2} =$$

$$= 462 \cdot (0,779 + 0,24 + 0,0625) 1,17 = 613 \text{ Н/мм}^2.$$

Сила витягання по формулі (93, а)

$$P_M = 2 \cdot 613 \cdot 3,14 \cdot 30,7 \cdot 1 \cdot 10^{-3} = 117 \text{ кН.}$$

8.6 Розрахунок сили пресування

Визначити силу пресування (витискування) мідних прутків з $d_1=70$ мм при температурі нагріву металу 850°C із зливка довжиною $l_0=280$ мм в контейнері діаметром $d_0=180$ мм, при загальній довжині вхідної частини і калібруючого поясочка $l_1=20$ мм і куті $\alpha=65^\circ$. Швидкість пресування $v_0=20$ мм/с [23].

З п. 2.4 витікає, що показник тертя $f_{\Pi}=0,135$, а коефіцієнт витягання

$$\mu = \frac{\pi \cdot d_0^2}{4} / \frac{\pi \cdot d_1^2}{4} = d_0^2 / d_1^2 = 6,6.$$

Коефіцієнт напруженого стану при пресуванні по формулі (100) склав:

$$n_\sigma = \frac{P_{CP}}{\sigma_{T1}} = 4 \cdot 0,135 \left(\frac{380}{180} + \frac{8}{70} \right) + \left(\frac{2}{1+0,423} + \frac{0,135}{0,906} \right) 1,887 =$$

$$= 0,54 (2,11 + 0,11) + (1,41 + 0,14) 1,887 = 4,13.$$

Напруження течії металу за вказаних умов пресування визначимо за даними роботи [8]:

$$\sigma_{T1} = \sigma_{T0} \cdot k_t \cdot k_u \cdot k_\varepsilon,$$

де σ_{T0} -напруження течії в стандартних умовах випробування при лінійному напруженому стані; k_t , k_u , k_ε - коефіцієнти, що враховують вплив відповідно температури, швидкості і міри деформації.

Визначимо міру і швидкість деформації (по аналогії з прокаткою):

$$\varepsilon = (d_0 - d_1) / d_0 = (380 - 70) / 380 = 0,82;$$

$$v = v_0 \cdot \ln \lambda = 20 \cdot 6,6 = 132 \text{ мм/с}$$

$$u = v \cdot \varepsilon / l_d = 132 \cdot 0,82 / 20 = 5,4 \text{ 1/с.}$$

При пресуванні прутка з міді при температурі $t = 850^\circ\text{C}$ ($\sigma_{T0} = 9,5 \text{ Н/мм}^2$, $k_t = 0,92$, $k_u = 1,02$, $k_\varepsilon = 1,29$) напруження течії металу дорівнює [5,8]

$$\sigma_{T1} = 9,5 \cdot 0,92 \cdot 1,02 \cdot 1,29 = 124 \text{ Н/мм}^2.$$

Тоді середнє нормальне напруження на контактi з пуансоном

$$p_{cp} = \sigma_{T1} \cdot n_\sigma = 124 \cdot 4,13 = 513 \text{ Н/мм}^2.$$

Сила пресування рiвна

$$P = p_{cp} \cdot \pi d_0^2 \cdot 10^{-6} / 4 = 513 \cdot 3,14 \cdot 70^2 \cdot 10^{-6} / 4 = 1,97 \text{ МН,}$$

що вiдповiдає дослiдним даним [23].

8.7 Розрахунок сили волочiння

Силу волочiння круглого дроту розраховуємо з використанням формул п. 7.3.

Приклад. Визначити напруження i силу волочiння дроту з маловуглецевої сталi дiаметром $d_1 = 3,2$ мм iз заготовки $d_0 = 3,84$ мм, $\mu = 1,44$, напiвкут $\alpha_K = 5$ град. ($0,0872$ рад.). Швидкiсть волочiння $v = 7,0$ м/с, мастило - порошок натрiєвого мила, тип iнструменту - збiрна волока конструкцiї В.Л. Колмогорова (тип II), марка сталi ст.3 (змицнена).

По приведенних вище даним приймаємо наступнi умови волочiння: $k_{II} = 0,88$;

$$k_{CM} = 1,0; k_{II} = 1,0; k_a = 1,0,$$

По формулi (120) визначимо середнiй напiвкут:

$$\alpha = 0,815 \cdot 0,0872 = 0,071 \text{ рад.}$$

По формулi (118) визначимо показник тертя при $k_{II} = 1,0$ (без пiдмастильного шару):

$$f_{II} = 0,062 + 0,25 \cdot 0,071 = 0,08.$$

З формули (117) отримаємо

$$k_V = 1 + 0,075 (7 - 2) = 1,375.$$

З формули (115) маємо

$$\delta_{II} = 0,08 / 0,071 = 1,13.$$

З формули (114) отримаємо при $\sigma_T = 500 \text{ Н/мм}^2$ [37]

$$\begin{aligned} \sigma_{BL} &= 0,88 \cdot 1,0 \cdot 1,375 \cdot 1,0 \cdot 500 \left[(1 + 1,13) 0,365 + 0,06 \right] = \\ &= 1,21 \cdot 500 (0,78 + 0,06) \approx 1,0 \cdot 500 = 500 \text{ Н / мм}^2. \end{aligned}$$

Сила волочiння рiвна

$$P = \sigma_{BL} \cdot F = 0,785 \cdot 500 \cdot d_1^2 = 0,785 \cdot 500 \cdot 3,2^2 = 4,0 \text{ кН.}$$

В результатi розрахунку отримано, що напруження волочiння вище за напруженням течії металу на виходi з волоки ($\sigma_{T1} = 518 \text{ Н/мм}^2$), а коефiцiєнт запасу мiцностi трохи бiльше одиницi

$$\gamma = \sigma_{T1} / \sigma_{BL} = 518 / 500 \approx 1,03.$$

За таких умов протягання дрiт може отримувати на виходi утягання або обрив. У звичайних умовах волочiння дроту такого розмiру коефiцiєнт запасу мiцностi дорiвнює $\gamma = 1,4$. Для забезпечення безобривного волочiння необхідно зменшити швидкiсть протягання або величину коефiцiєнта витягання. Якщо зменшити величину коефiцiєнта витягання за рахунок зменшення дiаметру d_0 заготовки i зменшити швидкiсть волочiння, то забезпечимо подальше збiльшення коефiцiєнта запасу мiцностi i зниження напруження i сили волочiння. Проте зниження величин швидкостi i обтиснення є не доцiльним, оскiльки зменшується продуктивнiсть стану.

Потужнiсть волочiння визначимо по формулi

$$N = P \cdot v \cdot k_x / 1020 \cdot \eta,$$

де k_x – коефiцiєнт, що враховує потужнiсть холостого ходу; η - ККД привода ($\eta = 0,92 \dots 0,96$).

З урахуванням коефiцiєнта $k_x = 1,05$ и $\eta = 0,93$ отримаємо

$$N = 1,05 \cdot P \cdot v / 960 \quad (130)$$

або

$$N = 1,05 \cdot 4000 \cdot 10 / 960 \approx 43,8 \text{ кВт},$$

що близько до практичних даних для подiбного стану.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Тарновский И.Я. Теория обработки металлов давлением /И.Я. Тарновский, А.А. Поздеев, О.А. Ганаго и др. – М.: “Металлургия”, 1963.-664 с.
- 2.Смирнов-Аляев Г.А. Сопротивление материалов пластическому деформированию. Изд.3-е – М.Л., “Машгиз”, 1978. – 368 с.
- 3.Сторожев М.В., Попов Е.А. Теория обработки металлов давлением. Изд.4-е. – М., “Машгиз”, 1977. – 318 с.
- 4.Громов Н.В. Теория обработки металлов давлением. – М., “Металлургия”, 1977. – 318 с.
- 5.Целиков А.И. Теория прокатки. Справочник. /А.И. Целиков, А.Д. Томленов, В.И. Зюзин и др. – М., “Металлургия”, 1982. – 355 с.
- 6.Динник А.А. Истинные пределы текучести стали при высоких температурах и скоростях деформации. – В кн. “Обработка металлов давлением”. – М., “Металлургиздат”, 1960 (ДМетИ.Сб.39). С. 110 – 115.
- 7.Николаев В.А. Теория пластического течения металла. – Учебное пособие. – Запорожье, ЗГИА, 2000. – 185 с.
8. Третьяков А.В., Зюзин В.И. Механические свойства металлов и сплавов при обработке давлением. Справочник. – М., “Металлургия”, 1973. – 224 с.
- 9.Николаев В.А., Васильев А.Г. Зависимость коэффициента трения от условий волочения //Металлургическая и горнорудная промышленность, 2000, №2. – С.67 - 69.
- 10.Николаев В.А., Таратута К.В., Васильев А.Г. Зависимость коэффициента трения при волочении от параметров деформации //Металл и литье Украины,

- 2000, №7,8. – С.34 – 38.
11. Унксов Е.П. Инженерные методы расчета усилий при обработке металлов давлением. – М., “Машгиз”, 1955. – 280 с.
12. Тарновский И.Я., Леванов А.Н., Поксеваткин М.И. Контактные напряжения при пластической деформации. – М., “Металлургия”, 1966. – 279 с.
13. Евлапов Н.Г., Сахаров Г.С. Исследования течения металла при изготовлении деталей малых толщин штамповкой. Сб. Обработка давлением легких сплавов. – М., “Машиностроение”. – 1965 (Московский авиационный технологический институт. Сб. 42). – С.101 – 116.
14. Грудев А.П., Зильберг Ю.В., Тилик В.Т. Трение и смазки при обработке металлов давлением. Справочник. – М., “Металлургия”, 1982. – 312 с.
15. Мор У., Павельски О., Расп В. Оценка технологических смазок для волочения прутков и проволоки // Черные металлы (пер. с нем.) – 1987. - № 10. – С.16 – 22.
16. Исаченков Е.И. Контактное трение и смазка при обработке металлов давлением. – М., 1977. – 200 с.
17. Шофман Л.А. Теория расчета процессов холодной штамповки. – М., “Машиностроение”, 1977. – 374 с.
18. Давыдов Ю.П. Технологические смазки для обработки металлов давлением. – М., “Машгиз”, 1960. – 200 с.
19. Унксов Е.П., Теория пластических деформаций металлов /Е.П. Унксов, У.Джонсон, В.Д. Колмогоров и др. – М., “Машиностроение”, 1983. – 598 с.
20. Ведмедь Ю.П., Николаев В.А. Определение предела текучести металла методом глубокой вытяжки детали // Металл и литье Украины, 2002, №9,10. – С.23-25.
21. Соколов Л.Н. Теория и технологияковки /Л.Н. Соколов, Н.К. Голубятников, В.Н. Ефимов, И.П. Шелаев. – Киев, “Выща школа”, 1989. – 317 с.
22. Перлин И.Л. Теория прессования металлов. – М., “Металлургия”, 1964. – 343 с.
23. Жолобов В.В. Обработка цветных металлов и сплавов давлением // В.В. Жолобов, К.Н. Богоявленский, В.И. Дергачев и др. – М., “Металлургиздат”, 1964. – 564 с.
24. Юхвец И.А. Волочильное производство. – М., “Металлургиздат”, 1954. – 271 с.
25. Зыков Ю.С. Теория волочения сплошных профилей. Учебное пособие. Киев: УМК ВО, 1991. – 116 с.
26. Колмогоров В.Л., Орлов С.И., Колмогоров Г.А. Гидродинамическая подача смазки. – М., “Металлургия”, 1975. – 256 с.
27. Перлин И.Л., Ерманок М.З. Теория волочения. – М., “Металлургия”, 1971. – 448 с.
28. Николаев В.А., Васильев А.Г. Напряжение при волочении металла через две рабочие волокна. // Известия вузов. Черная металлургия. – 1988. - №6. – С. 52 – 54.
29. Николаев В.А., Коваленко Л.А., Васильев А.Г. Параметры волочения при

- различной шероховатости заготовки. //Известия вузов. Черная металлургия. – 1987. - №9. – С. 45 – 46.
30. Николаев В.А., Васильев А.Г. Волочение с вибронгружением проволоки. //Известия вузов. Черная металлургия. – 1985. -№6. – С. 72 – 73.
31. Клименко В.М., Шаповал В.Н. Вибрационная обработка металлов. Киев, “Техника”, 1977. – 128 с.
32. Николаев В.А., Васильев А.Г. Технологические параметры волочения в инструменте с двумя гидродинамическими зонами смазки //Известия вузов. Черная металлургия. – 1984. - №12. – С. 50 – 52.
33. Николаев В.А., Васильев А.Г. Исследование износостойкости волочильного инструмента// Сталь. – 1989. - №2. – С. 73 – 77.
34. Николаев В.А., Васильев А.Г. Оценка методов определения коэффициента трения при волочении. //Известия вузов. Черная металлургия. – 1991. - №7. – С. 48 – 50.
35. Грудев А.П., Машкин Л.Ф., Ханин М.И. Технология прокатного производства.– М.: Металлургия, 1994. – 656 с.
36. Шевакин Ю.Ф., Глейберг А.З. Производство труб: Учебное пособие для вузов. – М.: Металлургия. 1968. – 440 с.
37. Николаев В.А. Теория прокатки полос – Запорожье, ЗГИА, 2014. – 259 с.
38. Ведмедь Ю.П., Николаев В.А. Определение коэффициента трения при глубокой вытяжке деталей //Изв. вузов. Черная металлургия, 1991, №11. - С.52-55.
39. Николаев В.А., Таратута К.В., Васильев А.Г. Определение среднего угла параболического профиля рабочего канала волюки //Металлургия. Сб. тр. – Запорожье, ЗГИА, 2001. -С. 106 – 110.
40. Николаев В. А. Процессы обработки металлов давлением. - Запорожье, Акцент Инвест-Трейд, 2014.-188с.
41. Эднерал П.П., Константинов И.Г. Теория пластической деформации и обработка металлов давлением .-М.-К: Машгиз, 1960.-286с.
42. Николаев В.А. Энергосиловые параметры прокатки в четырехвалковых калибрах// Сталь,2005,№8.-С.56-58.
43. Томсен Э., Янг Ч., Кобаяши Ш. Механика пластических деформаций при обработке металлов. – М.: Машиностроение, 1969 – 504с.
44. Ковка и штамповка. Справочник в 4-х томах под редакцией проф. Семенова Е.И. – Том 2. – М.: Машиностроение, 1986. – 592с.
45. Николаев В.А. Расчет силы при горячей деформации металла в штампах открытого типа. // Обработка металлов давлением. Сб. науч. тр. ДГМА. – Краматорск, ДГМА, 2013, №3 (36). – С.104-108.
46. Николаев В.А. Сила при горячей деформации металла в закрытых штампах. // Обработка металлов давлением. Сб. науч. тр. ДГМА. – Краматорск, ДГМА, 2013, №4 (37). – С.74-78.
47. Яковченко А.В., Пугач А.А., Ивлева Н.И. Анализ точности известных методов расчета напряжения течения металла в зависимости от химического состава стали // Обробка металів тиском. Зб. наук. праць. – Мариуполь, ПДТУ, 2011, №2 (23). – С. 69 – 80.

48. Николаев В.А. Теория обработки металлов давлением. - Запорожье, ЗГИА, 2004.-152с.
49. Николаев В.А. Теория и технология прокатки металла –Запорожье: Акцент Инвест-Трейд, 2013.-232с.
50. Николаев В.А. К расчету удельного давления в калибрах.// Изв. вузов. Черная металлургия, 1963, №8.-С.102-106.
51. Чекмарев А.П., Нефедов А.А., Николаев В.А. Теория продольной прокатки. – Харьков, ХГУ, 1965.- 212с.
52. Николаев В.А. Оценка методов расчета нормальных контактных напряжений при прокатке полос.// Производство проката, 2013,-№9.-С.20-26.
53. Тубольцев А.Г. Определение усилия штамповки формовочного пресса при производстве железнодорожных колес.- Наукові вісті. Сучасні проблеми металургії. Том 8. Дніпропетровськ. «Системні технології», 2005.- С. 562-564.