

Міністерство науки і освіти України
Дніпродзержинський державний технічний університет

О.П. Максименко, С.М. Лясота, Р.Я. Романюк

ТЕОРІЯ ПРОЦЕСІВ ПРОКАТНОГО, ТРУБНОГО, КОВАЛЬСЬКО-ШТАМПУВАЛЬНОГО ТА ВОЛОЧИЛЬНОГО ВИРОБНИЦТВ

Рекомендовано

Міністерством освіти і науки України

Навчальний посібник для студентів металургійних спеціальностей
вищих навчальних закладів

Дніпродзержинськ

2009

ЗМІСТ

ПЕРЕДМОВА.....	5
1 ВИЗНАЧЕННЯ ТА КЛАСИФІКАЦІЯ ПРОЦЕСІВ	
ПРОКАТКИ.....	6
2 ТЕОРІЯ ПРОСТОГО ПРОЦЕСУ ПРОКАТКИ.....	8
2.1. Осередок деформації і його геометричні	
характеристики.....	8
2.2. Показники величини деформації.....	13
2.3 Формули для розрахунку кутів захоплення та	
довжини осередку деформації.....	16
2.4 Стадії процесу прокатки.....	17
2.5 Умови захоплення смуги валками.....	18
2.6 Кінематика осередку деформації.....	22
2.7 Нейтральний кут і умови руху смуги після	
захоплення.....	25
2.8 Випередження металу.....	28
2.9 Швидкість деформації.....	33
2.10 Контактне тертя при прокатці.....	34
2.11 Коефіцієнт тертя при захопленні та буксуванні	
смуги.....	37
2.12 Коефіцієнт тертя при сталому процесі прокатки	
смуги.....	38
2.13 Коефіцієнт тертя при холодній прокатці з	
технологічним змащенням.....	40
2.14 Вплив різних факторів процесу прокатки на	
коефіцієнт тертя.....	47
2.15 Розрахункове визначення коефіцієнту тертя.....	49
2.16 Поперечна течія металу.....	51
2.17 Енергосилові параметри прокатки.....	59
2.18 Теоретичне визначення тиску за О.І. Целіковим.....	61
2.19 Контактно-гідродинамічна модель розподілу	
контактних напружень.....	66
2.20 Теорія розподілу питомих сил тертя.....	71
2.21 Опір деформації металу.....	80
2.22 Напружено-деформований стан.....	87
2.23 Крутні моменти, робота та потужність прокатки.....	93
2.24 Прокатка в калібрах.....	102
2.25 Вплив форми калібру на умови тертя.....	107

2.26	Випередження та поширення при прокатці в калібрах....	108
2.27	Сила та момент прокатки при прокатці сортових профілів.....	111
2.28	Елементи теорії безперервної прокатки.....	114
3	СКЛАДНІ ВИПАДКИ ПРОКАТКИ.....	117
3.1	Прокатка з одним неприводним валком.....	117
3.2	Умови захоплення при прокатці з одним неприводним валком.....	117
3.3	Модель розподілу питомих сил тертя при прокатці з одним неприводним валком.....	119
3.4	Теоретичний аналіз контактних напружень в осередку деформації при прокатці з холостим валком.....	124
3.5	Прокатка в валках різного діаметру.....	129
4	ЕЛЕМЕНТИ ТЕОРІЇ ПРОКАТКИ ТРУБ.....	135
4.1	Загальні питання.....	135
4.2	Гвинтова прокатка.....	136
4.3	Умова захоплення металу валками.....	148
4.4	Напружено-деформований стан металу.....	152
4.5	Контактна поверхня осередку деформації.....	155
4.6	Зусилля при гвинтовій прокатці.....	158
4.7	Момент та потужність прокатки.....	163
5	ШТАМПУВАННЯ.....	168
5.1	Об'ємне штампування у відкритих штампах.....	168
5.2	Штампування в закритих штампах.....	174
5.3	Об'ємне штампування видавлюванням.....	175
5.4	Процеси листового штампування.....	177
5.5	Гнуття.....	180
5.6	Витяжка.....	182
5.7	Обтиск та роздача металу.....	184
6	ЕЛЕМЕНТИ ТЕОРІЇ ВОЛОЧІННЯ СУЦІЛЬНИХ ПРОФІЛІВ.....	185
6.1	Визначення та різновиди процесів волочіння.....	185
6.2	Волочіння сталевого дроту.....	187
6.3	Волочіння у здвоєних волоках.....	193
7	КОНТРОЛЬНІ ЗАПИТАННЯ ТА ЗАВДАННЯ.....	196
	ЛІТЕРАТУРА.....	205

ПЕРЕДМОВА

Технічний освітній рівень в Україні достатньо високий і країна займає передові позиції в області підготовки інженерних та наукових кадрів. В сучасний період, пов'язаний з об'єктивним економічним спадом виробництва, головне не втратити ці позиції і, реформуючи вищу школу, забезпечити якісну підготовку магістрів, спеціалістів та бакалаврів. Підвищення ефективності процесів обробки тиском, створення сучасних технологій, поліпшення якості продукції – все це потребує достатньо глибоких знань, як в галузі теорії пластичної деформації металів, так і в практиці прокатного, трубного, ковальсько-штампувального та волочильного виробництв.

В основу навчального посібника покладені найбільш сталі теоретичні положення, перевірені експериментально. При підготовці посібника були використані відомі роботи вітчизняних та закордонних авторів, таких як А.І. Целіков, А.П. Чекмарьов, М.В. Сторожев, Є.А.Попов, А.П.Грудєв, В.М.Друян, В.Л. Мазур, В.Н.Данченко, В.А.Николаєв, І.Л.Перлін та інші. В книгу також включені деякі дослідження авторів, що стосуються теорії тертя зі змащенням та несиметричної прокатки.

Зміст навчального посібника відображає певний досвід читання лекцій по дисципліні: “Теорія процесів прокатного, трубного, ковальсько-штамповочного та волочильного виробництв”.

При написанні посібника поставлена мета не тільки заповнити нестачу навчальної літератури за зазначеним курсом, але і дати рекомендації з побудови технологічних режимів деформації в процесах обробки тиском на основі наукового аналізу поведінки металів в зоні пластичної деформації. У посібнику використана сучасна наукова, навчальна і технологічна література, наприкінці книги наводяться контрольні запитання і завдання або тести для самоперевірки.

Автори сподіваються, що навчальний посібник буде корисним для студентів-металургів при вивченні спеціальних дисциплін.

1 ВИЗНАЧЕННЯ ТА КЛАСИФІКАЦІЯ ПРОЦЕСІВ ПРОКАТКИ

Прокаткою називається процес пластичного деформування тіл між приводними валками, що обертаються [1...3].

Прокатка відноситься до числа основних способів обробки металів тиском. Методом прокатки отримують вироби найрізноманітнішої форми: тонкі та товсті листи, профілі квадратного та круглого перетинів, труби, рейки, двотаврові балки й багато інших. При прокатці виробів типу листів застосовуються валки, робоча частина (бочка) яких має форму круглого циліндра без будь-яких вирізів та виступів. Прокатку в таких валках найчастіше називають прокаткою “на гладкій бочці”. При виробництві більш складних (сортових) профілів застосовуються калібровані валки, та деформація смуги здійснюється у калібрах.

Прокатка буває гарячою та холодною. Гаряча прокатка розповсюджена більше, ніж холодна. Нагрітий метал при високих температурах має знижений опір деформації та підвищену пластичність. Холодна прокатка застосовується для одержання відносно тонких виробів з високоякісною поверхнею, наприклад тонких листів або тонкостінних труб. Іноді знаходить застосування обробка в області проміжних температур – так звана тепла прокатка.

Слід відзначити, що прокатка служить не тільки для отримання виробів певної форми, але й в значній ступені сприяє підвищенню механічних властивостей металу.

Процеси прокатки різноманітні та класифікувати їх можливо за різними ознаками:

- 1) взаємне розташування вісей оброблюємого тіла та валків:
 - поздовжня;
 - поперечна;
 - коса (гвинтова).

Якщо вісь прокатуємої смуги перпендикулярна вісі валків, то прокатку називають поздовжньою. При такому способі прокатки смуга переміщається тільки вперед, тобто здійснює тільки поступальний рух.

Поперечна прокатка відрізняється тим, що вісь тіла, що обробляється паралельна вісі валків. Обидва валка обертаються в одну й ту ж сторону. Вони поступово зближаються, у результаті чого зменшується діаметр виробу, що також обертається, але у сторону,

протилежну обертанню валків. У поздовжньому напрямку тіло, що обробляється, не переміщується (якщо нема спеціальних тягнучих пристроїв). Поперечна прокатка використовується для виготовлення валків, вісей, втулок та інших виробів типу тіл обертання.

Коса прокатка, називається також гвинтовою та займає проміжне положення між поздовжньою та поперечною. У цьому випадку вісі валків розташовуються під кутом одна до одної та до вісі прокатуємої круглої заготівки. Заготівка у процесі прокатки здійснює не тільки обертальний, але й поступальний рух. Оскільки кут нахилу валків по відношенню до вісі тіла, що деформується, як правило, невеликий (до 12-18°), то коса прокатка по своєму характеру ближче до поперечної, ніж до поздовжньої. Процес косої прокатки широко застосовується при виробництві безшовних труб.

Особливим видом прокатки є так звана періодична прокатка. Вона відрізняється тим, що в процесі деформації висота зазору між валками періодично змінюється. Найчастіше це досягається шляхом надання валкам спеціальної не круглої форми. Таким способом отримують періодичні профілі прокату, форма перетину яких періодично змінюється по довжині смуги.

2) симетричність процесу.

Симетричною прокаткою називають такий процес, при якому вплив кожного з валків на тіло, що деформується, є цілком однаковим, ідентичним.

Якщо ця умова порушується, то прокатка характеризується як несиметрична. До числа несиметричних процесів відносяться:

- прокатка у валках нерівного діаметру;
- прокатка з одним приводним валком;
- прокатка при різних окружних швидкостях валків;
- прокатка при нерівномірному (несиметричному) розподілу механічних властивостей по висоті смуги;
- прокатка при різних умовах тертя на валках та ін.

3) наявність або відсутність зовнішніх сил, прикладених на кінцях смуги:

- вільна;
- невільна.

Вільною називають прокатку, коли на смугу діють сили тільки зі сторони валків. Невільна прокатка здійснюється з натягом або підпором кінців смуги. Сили натягу або підпору створюються суміжними прокатними клітьми або іншими пристроями.

2 ТЕОРІЯ ПРОСТОГО ПРОЦЕСУ ПРОКАТКИ

2.1. Осередок деформації і його геометричні характеристики

Повздовжню прокатку металу здійснюють в двох робочих валках, один з яких обертається за часовою стрілкою, а інший – проти (рис.1). Для здійснення пластичної деформації валки повинні мати необхідну міцність та жорсткість. Міцність валка забезпечується застосуванням матеріалу відповідного кінетичного складу (низьколегована та високолегована сталь) та вибором діаметра його робочої частини (бочки). В залежності від розмірів та стану (температури) смуги застосовують робочі валки діаметром від 10 мм (прокатка фольги) до 1500 мм (прокатка зливків, товстих листів).

Осередком деформації називається частина смуги, яка на даний момент часу піддається пластичній деформації [1...3].

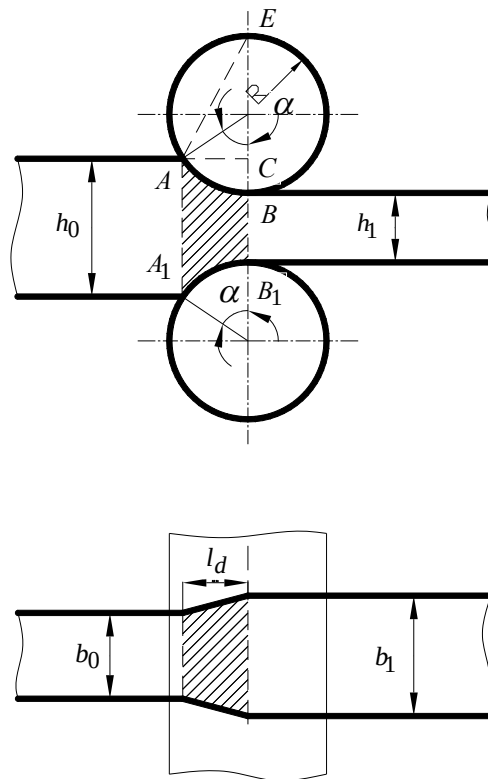


Рис. 1 – Геометричний осередок деформації

Форму геометричного осередку деформації характеризують кутом захоплення, висотами перетину h_0 і h_1 входу у валки і виходу з них, довжиною l_d і початковою b_0 і кінцевою b_1 шириною.

Кутом захоплення називається центральний кут, що спирається своїми сторонами на перерізи входу металу в валки та

виходу його з осередку деформації.

Крім цього, осередок деформації характеризується параметрами форми в поздовжньому напрямі $\frac{l_d}{h_{cp}}$ ($h_{cp} = h_0 + h_1$). За величиною цього параметра можна казати о висотних розмірах осередку деформації.

З деяким наближенням по висоті прокатуємої смуги види осередків деформації можна розподілити наступним чином:

$\frac{l_d}{h_{cp}} < 0,3...0,4$ – особливо товсті смуги (прокатка на блюмінгах та слябінгах);

$\frac{l_d}{h_{cp}} = 0,4...1$ – високі смуги (прокатка на блюмінгах, безперервно-заготівкових, в чорнових клітях крупносортних станів, на слябінгах, товстолистових станах, в перших клітях безперервних широкополосних станів гарячої прокатки);

$\frac{l_d}{h_{cp}} = 1...4$ – смуги середньої висоти (прокатка в чистовій кліті товстолистового стану, в чистових клітях безперервних широкополосних станів гарячої прокатки, на дрібносортних та дротових станах);

$\frac{l_d}{h_{cp}} > 4$ – тонкі смуги (прокатка в чистових клітях безперервних широкополосних станів гарячої прокатки, на станах холодної прокатки смуг).

В залежності від фактора форми розрізняють три характерних види деформації:

1. Прокатка металу при деформації його по висоті не тільки в зазорі між валками, але й із помітною висотною деформацією (зменшення висоти смуги) перед валками. Істотна позаконтактна деформація, яку необхідно враховувати в розрахунках параметрів процесів прокатки, спостерігається при $\frac{l_d}{h_{cp}} < 1$, тобто при прокатці

особливо товстих та високих смуг. При $\frac{l_d}{h_{cp}} > 1$ позаконтактна деформація металу мала: вона практично не впливає на параметри процесу прокатки та не враховується в розрахунках.

Значні дослідження розмірів позаконтактної зони проведені

О.П. Грудєвим [1]. Багаточисельні розміри зразків-недокатів показують, що пластична деформація металу починається до геометричного входження в осередок деформації (рис.2).

Величину висотного утягування можна характеризувати показником:

$$\nu = \frac{\Delta h_{en}}{\Delta h},$$

де Δh_{en} – абсолютне обтиснення в позаконтактній області.

Проведені дослідження показують, що величина показника висотного утягування ν залежить головним чином від геометричних умов деформації. Особливо великий вплив робить фактор форми $\frac{l_d}{h_{cp}}$, зі зменшенням якого позаконтактна деформація збільшується.

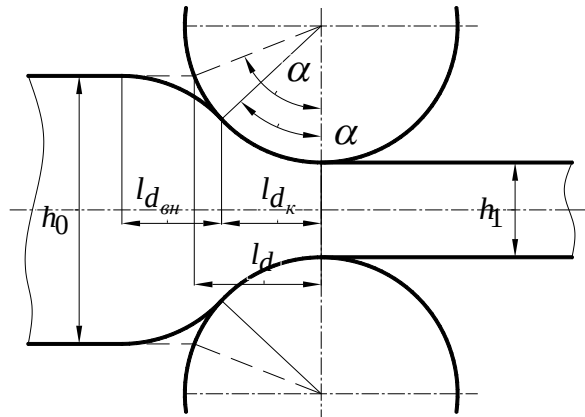
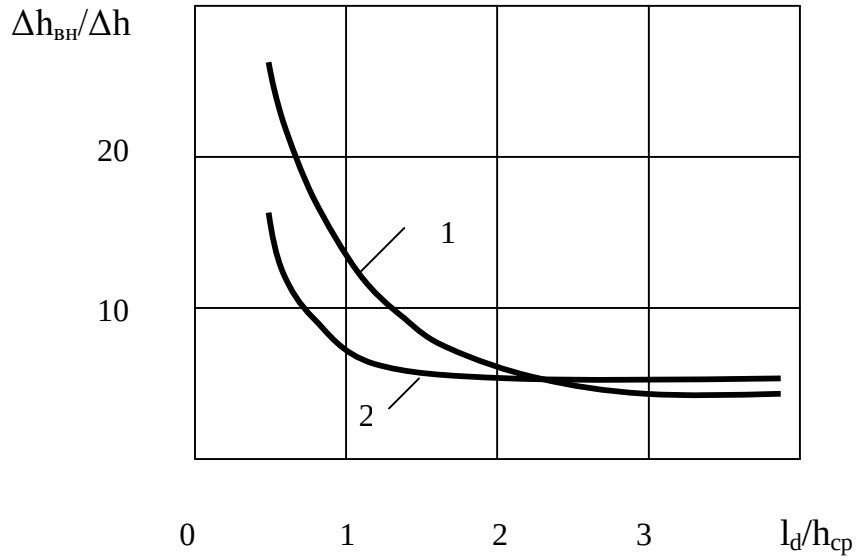


Рис. 2 – Позаконтактне висотне утягування заднього кінця смуги

В якості прикладу на рис.3 приведені результати вимірів позаконтактного утягування при прокатці свинцевих та сталевих (ст. 3 при 1000°C) зразків.

На рис.4 приведені дані по співвідношенню довжини задньої зовнішньої зони з геометричним осередком деформації. Як слідус, при $\frac{l_d}{h_{cp}} = 0,5$ – це відношення дорівнює одиниці. На утворення задньої зовнішньої зони затрачається значна енергія, тому в розрахунках міцності позаконтактну деформацію треба враховувати.



1 – у кромки; 2 – посередині зразку;

Рис. 3 – Залежність позаконтактного висотного утягування від параметра l_d/h_{cp}

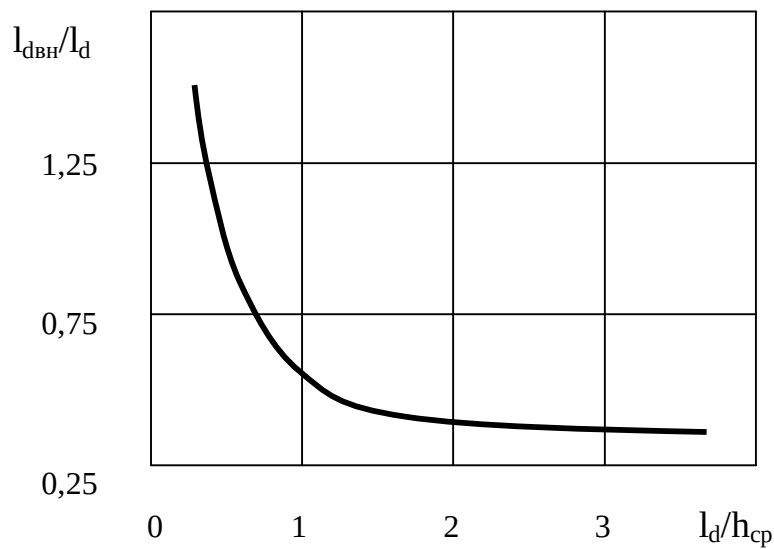


Рис. 4 – Залежність довжини позаконтактного осередку деформації від параметру l_d/h_{cp}

2. Прокатка металa в жорстких валках, коли практично відсутнє пружне стиснення (сплюснення) робочого інструменту. Ці випадки прокатки протікають при порівняно невеликому тиску ($P_{cp} \leq 200 \text{ МПа}$)

та параметрі $\frac{l_d}{h_{cp}} \leq 4$.

3. Прокатка металу при наявності пружного стиснення валків під навантаженням від смуги $\left(\frac{l_d}{h_{cp}} > 4\right)$, що впливає на довжину контакту смуги з валками та на зусилля деформації.

В тих випадках прокатки, коли на контактній смугі та валках діють значні радіальні контактні напруження ($P_{cp} > 200 \text{ МПа}$), виникає пружне сплющення валків (рис.5).

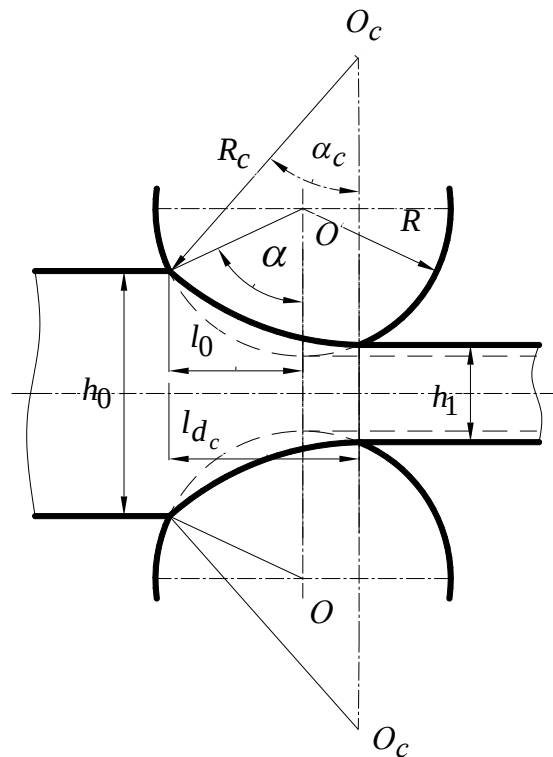


Рис. 5 – Схема сплющення валків

Сплющення – це радіальне стиснення валків при деформації смуги. Точна форма контактної поверхні при значному сплюсненні теоретично поки не вивчена. В порядку припущення при аналізі довжини контактної зони приймають, що ділянка дотику металу з валком зберігає круглу форму, але радіус її збільшується до значення R_c , а центр кривизни зміщується в точку O_c (рис.6).

При дослідженні сплющеної довжини осередку деформації приймають, що повна довжина його l_{dc} складається з відрізків l_0 та l_1 . Можна показати, що [2]:

$$l_{dc} = \sqrt{R\Delta h + l_1^2} + l_1, \quad (2.1)$$

а значення l_1 визначається з урахуванням відомої в теорії пружності

задачі Герца у вигляді:

$$l_1 = 8p_{cp}R \frac{1-\mu^2}{\pi E}, \quad (2.2)$$

де p_{cp} – середній тиск металу на валки;

μ – коефіцієнт Пуассона матеріалу валків;

E – модуль пружності першого роду.

Підставляючи отримані значення у вираз (2.1), маємо:

$$l_{dc} = \sqrt{R\Delta h + \left[\frac{8(1-\mu^2)}{\pi E} p_{cp} R \right] + \frac{8(1-\mu^2)}{\pi E} p_{cp} R}. \quad (2.3)$$

В [1] приведені значення μ та E для валків, виготовлених з різних матеріалів.

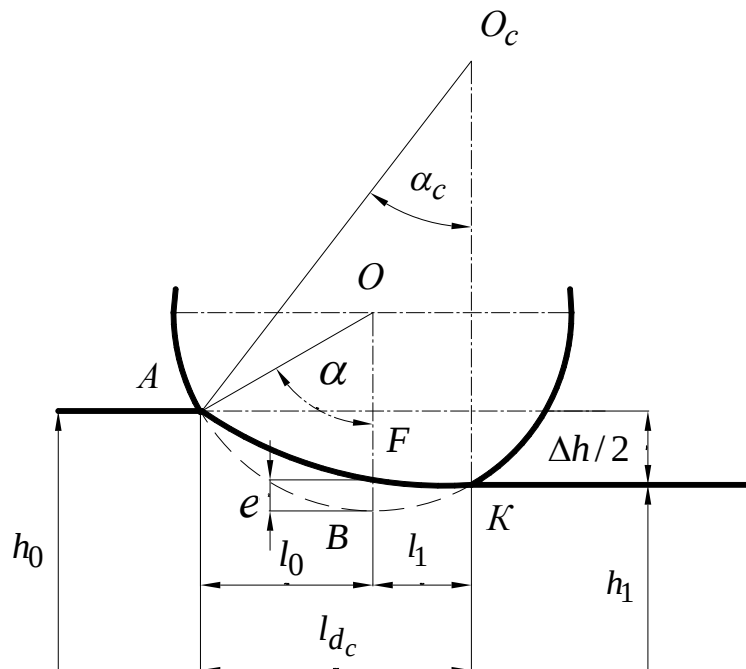


Рис. 6 – До виведення формули для визначення довжини сплющеної дуги контакту

2.2. Показники величини деформації

В процесі прокатки змінюються лінійні розміри смуги – висота (товщина), ширина і довжина. Розглянемо систему показників, які характеризують величину деформації у кожному з цих напрямків.

Висотна деформація

Коефіцієнт висотної деформації – це відношення початкової

товщини заготовки до кінцевої.

$$\eta = \frac{h_1}{h_0} \text{ або } \frac{1}{\eta} = \frac{h_0}{h_1}. \quad (2.4)$$

Абсолютне обтиснення – це різниця між початковою і кінцевою товщиною смуги.

$$\Delta h = h_0 - h_1. \quad (2.5)$$

Відносне обтиснення(ступінь деформації) – це відношення абсолютного обтиснення до початкової товщини смуги. Вимірюється у частках одиниці або у %.

$$\varepsilon_h = \frac{h_0 - h_1}{h_0} = \frac{\Delta h}{h_0}. \quad (2.6)$$

Поперечна деформація

Зміна поперечних розмірів смуги називається розширенням.

Абсолютне розширення – це різниця між кінцевою і початковою шириною смуги.

$$\Delta b = b_0 - b_1. \quad (2.7)$$

Відносне розширення – це відношення абсолютного розширення до початкової ширини смуги.

$$\varepsilon_b = \frac{b_0 - b_1}{b_0} = \frac{\Delta b}{b_0}. \quad (2.8)$$

Коефіцієнт розширення – це відношення кінцевої ширини заготовки до початкової.

$$\beta = \frac{b_1}{b_0}. \quad (2.9)$$

Поздовжня деформація

Абсолютне подовження смуги складає

$$\Delta l = l_1 - l_0. \quad (2.10)$$

Відносне подовження

$$\varepsilon_l = \frac{l_1 - l_0}{l_0} = \frac{\Delta l}{l_0}. \quad (2.11)$$

Коефіцієнт витяжки – це відношення кінцевої довжини заготовки до початкової.

$$\lambda = \frac{l_1}{l_0}. \quad (2.12)$$

У процесах ОМТ приймають умову, що об'єм металу до та після деформації не змінюється, тобто $V = \text{const}$, тому що щільність металу незначно змінюється (0,25?0,4)%. При гарячій деформації литого недеформованого металу ця зміна щільності відбувається у першому

проході, за рахунок закриття мікротріщин, потім щільність практично не міняється. Коефіцієнт витяжки характеризує не тільки зміну довжини смуги, а також зміну площі поперечного перетину. Дійсно, з умови постійності об'єму маємо $F_0 l_0 = F_1 l_1$, звідки:

$$\frac{l_1}{l_0} = \frac{F_0}{F_1}, \quad (2.13)$$

де F_0 та l_0 – площа перетину та довжина смуги до деформації;

F_1 та l_1 – площа перетину та довжина смуги після деформації.

Таким чином, коефіцієнт витяжки можна визначити по співвідношенню площин перетину смуги до і після прокатки

$$\lambda = \frac{F_0}{F_1} = \frac{h_0 b_0}{h_1 b_1}. \quad (2.14)$$

2.3 Формули для розрахунку кутів захоплення та довжини осередку деформації

Виведемо формулу для визначення кута контакту (кута захоплення) α [1...3] використовуючи схему на рис.7. З прямокутного трикутника АОС отримуємо:

$$\cos \alpha = \frac{OC}{OA}, \quad (2.15)$$

Маємо $OC = OB - CB = R - \frac{\Delta h}{2}$; $OA = R$.

Підставляючи значення відрізків OC та OA в формулу (2.15) отримаємо:

$$\cos \alpha = 1 - \frac{\Delta h}{2R} = 1 - \frac{\Delta h}{D}, \quad (2.16)$$

або

$$\alpha = \arccos \left(1 - \frac{\Delta h}{D} \right). \quad (2.17)$$

Можна придати інший вид формулі (2.17), якщо використовувати відому тригонометричну рівність:

$$1 - \cos \alpha = 2 \sin^2 \left(\frac{\alpha}{2} \right). \quad (2.18)$$

Тоді з формули (2.18) випливає $2 \sin^2 \left(\frac{\alpha}{2} \right) = \frac{\Delta h}{D}$, звідки знаходимо:

$$\sin\left(\frac{\alpha}{2}\right) = \sqrt{\frac{\Delta h}{2D}}. \quad (2.19)$$

Формули (2.17) та (2.19) по суті однакові та взаємозамінні. Однак за цими формулами кут α визначається у вигляді тригонометричної функції. Якщо прийняти наступне припущення $\sin \frac{\alpha}{2} \approx \frac{\alpha}{2}$, то одержимо приблизну, але простішу та зручну формулу для розрахунку кута контакту

в радіанах:

$$\alpha = \sqrt{\frac{\Delta h}{R}}, \quad (2.20)$$

в градусах:

$$\alpha = \frac{180}{\pi} \sqrt{\frac{\Delta h}{R}} \approx 57,3 \sqrt{\frac{\Delta h}{R}}. \quad (2.21)$$

З трикутника AOC (рис.7) знаходимо:

$$l_d = R \sin \alpha. \quad (2.22)$$

З деяким наближенням можна записати:

$$l_d = R \cdot \alpha. \quad (2.23)$$

З урахуванням (2.20), маємо:

$$l_d = \sqrt{R \cdot \Delta h}. \quad (2.24)$$

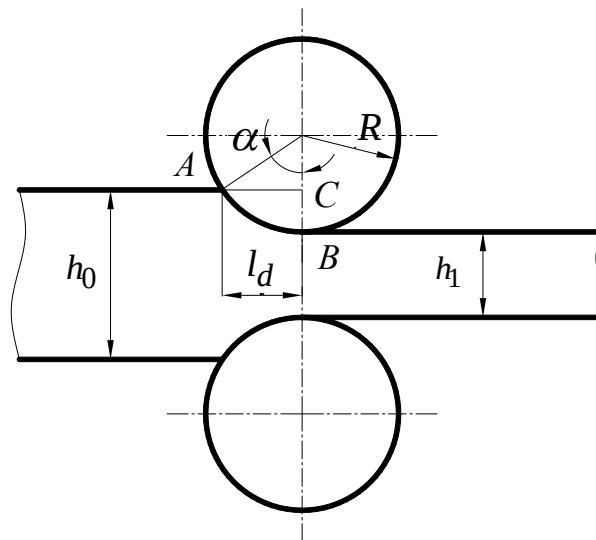


Рис. 7 – До визначення геометричних параметрів осередку деформації

2.4 Стадії процесу прокатки

Процес прокатки можна розподілити на три стадії: захват,

сталий процес та викид. На кожній з цих стадій закономірності деформації мають свої особливості [1...3].

В період захоплення відбувається заповнення осередку деформації валків металом (рис.8). По мірі просування переднього кінця смуги крізь валкову щілину змінюються коефіцієнти деформації, площа контактної поверхні, тиск на валки та інші параметри. Процес прокатки має нестійкий характер. Важливо відмітити, що на стадії захоплення відсутня передня зовнішня зона. Тільки після того, як передній кінець смуги вийде з валків на деяку відстань l_n (рис.8, а), процес прокатки стабілізується.

Також нестійкий характер має процес викиду смуги з валків (рис.8, в). Як тільки довжина заднього кінця смуги скоротиться до деякого розміру l_z починають змінюватися деформаційні, кінематичні та енергосилові параметри прокатки. Це пов'язано з послабленням впливу задньої зовнішньої зони, яка зовсім зникає, коли задній кінець смуги входить в валкову щілину.

Основна стадія прокатки – сталий процес (рис.8, б). На цій стадії всі параметри прокатки за часом не змінюються. Деформація здійснюється при наявності передньої та задньої зовнішніх зон.

При сталому процесі прокатки крізь будь-який поперечний переріз осередку деформації в одиницю часу проходить однакова кількість металу. Ця умова в теорії прокатки називається умовою сталості секундних об'ємів. Вона широко використовується в різних умовах деформації, тому виразимо її в математичній формі.

Об'єм металу, який проходить крізь будь-який поперечний переріз осередку деформації в одиницю часу (секунду), складає:

$$\frac{F_{\varphi} \cdot l_{\varphi\tau}}{\tau} = F_{\varphi} v_{\varphi},$$

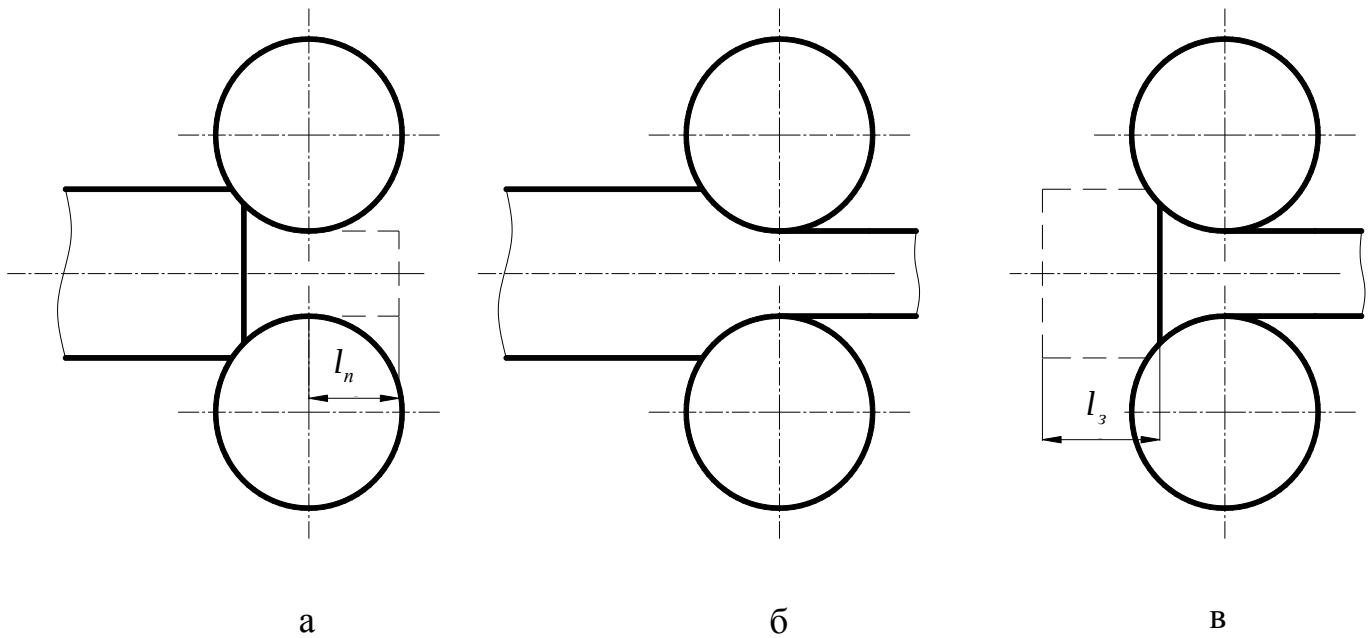
де F_{φ} – поточна площа поперечного перерізу смуги під довільним кутом φ ;

$l_{\varphi\tau}$ – поздовжнє переміщення смуги крізь обраний переріз за час τ ;

v_{φ} – швидкість смуги в даному перерізі.

Отже, умову сталості секундних об'ємів можна сформулювати в наступному вигляді:

$$F_{\varphi} v_{\varphi} = \text{const.} \quad (2.25)$$



а – захват; б – сталий процес; в – викид;
Рис. 8 – Стадії прокатки

2.5 Умови захоплення смуги валками

Розрізняють умову захвата в початковий момент при дотику передньої кромки смуги з валками і зминанні її та при сталому процесі прокатки [1...3].

Розглянемо умови, при яких валки стану зможуть захопити смугу і забезпечити її рух в початковий період.

При зіткненні смуги з валками, коли процес прокатки симетричний у відношенні обох валків, останні будуть робити на смугу дії у виді двох сил N , спрямованих нормально до поверхні валків, і двох сил тертя T , спрямованих відносно (рис.9). З умови рівноваги прокатуємої смуги одержуємо:

$$T \cos \alpha_3 - N \sin \alpha_3 + \frac{Q - U}{2} = 0, \quad (2.26)$$

де α – кут захоплення;

Q – можлива зовнішня сила, що заштовхує смугу в зазор між валками;

U – сила інерції.

З цього рівняння знаходимо:

$$T = N \cdot \operatorname{tg} \alpha_3 + \frac{U - R}{2 \cos \alpha_3}. \quad (2.27)$$

Тому що сила T не може бути більше добутку сили N на

коефіцієнт тертя, тобто:

$$T \leq N \cdot f_3.$$

Якщо сила Q відсутня, а силою U зневажити, то умова захоплення може бути записана наступним чином:

$$f_3 \geq \operatorname{tg} \alpha_3, \quad (2.28)$$

або, виражаючи f_3 через кут тертя β_3 , тобто $f_3 \geq \operatorname{tg} \beta_3$, одержуємо:

$$\beta_3 \geq \alpha_3. \quad (2.29)$$

Це означає, що захоплення смуги валками відбудеться тоді, коли кут тертя дорівнює або більше кута захоплення.

У зв'язку з цим припустимий кут захоплення визначається станом контактних поверхонь металу і валків та умовами їхнього дотику.

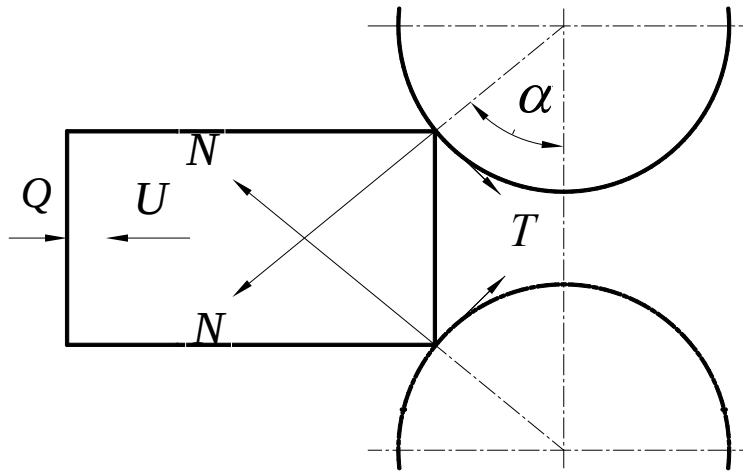


Рис. 9 – Сили, що діють на смугу в період захоплення

Великий вплив на кут захоплення робить сила U . Чим менше окружна швидкість валків або менше різниця між швидкостями входу металу у валки після захоплення та його подачі при захопленні, тим більше кут захоплення (зокрема, кут захоплення, рівний 34° , отримуємо при швидкості захоплення меншої за 0,5 м/сек).

При прокатці у вакуумі значення найбільших кутів захоплення вище в порівнянні з приведеними в табл.1.

Таким чином, для того, щоб відбулось захоплення металу валками, необхідно, щоб кут захоплення був менший за кут тертя. На практиці застосовують найбільші кути захоплення, вказані в табл.1 [1].

Визначимо умову захоплення в сталому процесі прокатки.

Розглянемо сили, що приложені до смуги на стадії сталого прокатки. В кожній точці контактної поверхні на смугу діє елементарна сила нормального тиску; підсумовування цих сил дає рівнодіючу N , що направлена під деяким кутом ψ (рис.10). На всій контактній поверхні діють також елементарні сили тертя; їх рівнодіюча – це сила T .

Процес прокатки не буде порушений до тих пір, поки втягуючі сили будуть достатніми для того, щоб подолати відштовхуючі сили. Умову захоплення можна записати в вигляді:

$$N_x \leq T_x. \quad (2.30)$$

Таблиця 1

Кути захоплення при прокатці

Умови прокатки та прокатуємий метал	Кут захоплення	
	рад	град
Холодна прокатка сталі та інших металів з підтисканням валків після захоплення: зі змащенням на добре шліфованих валках без змащення на грубих валках	0,05-0,07	3-4
	0,09-0,14	5-8
Гаряча прокатка: сталевих листів алюмінію при 350°C нікелю при 1100°C та мельхіору при 950°C латуні Л62 та Л68 при 800°C сталевих сортових профілів міді при 900°C сталевих профілів в валках з насічкою, рифленою або навареною поверхнею	0,31-0,38	18-22
	0,35-0,38	20-22
	0,38	22
	0,37-0,42	21-24
	0,38-0,42	22-24
	0,47	27
	0,47-0,59	27-34

З рис. 10 виходить, що:

$$N_x = N \sin \psi; \quad (2.31)$$

$$T_x = T \sin \psi = N \cdot f_y \cos \psi, \quad (2.32)$$

де f_y – коефіцієнт тертя в сталому процесі прокатки.

Підставляючи значення сил N_x та T_x у вихідну умову захоплення, отримуємо $N \sin \psi \leq N \cdot f_y \cos \psi$, звідки випливає:

$$\operatorname{tg} \psi \leq f_y. \quad (2.33)$$

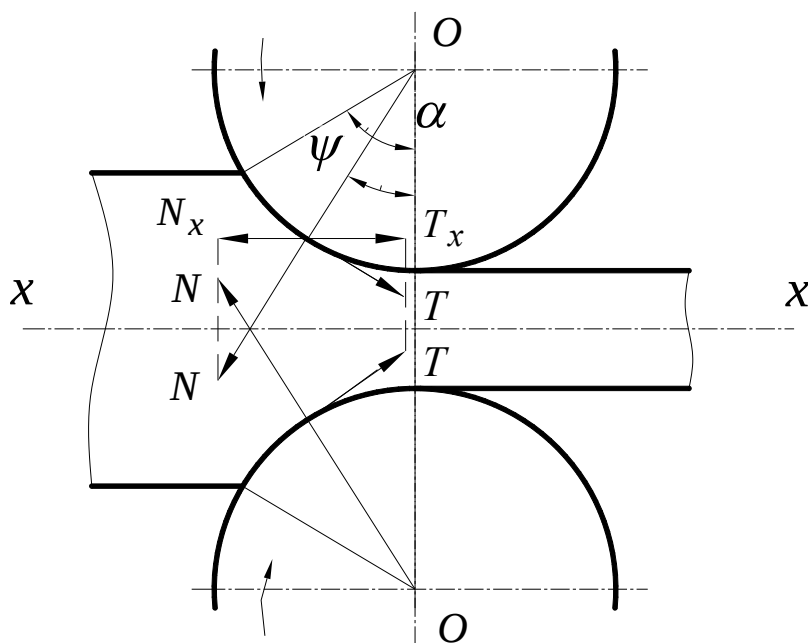


Рис. 10 – Схема сил в граничний момент сталого процесу прокатки

Оскільки:

$$f_y = \operatorname{tg} \beta_y, \quad (2.34)$$

де β_y – кут тертя в сталому процесі прокатки.

Умову захоплення можна представити у вигляді:

$$\psi \leq \beta_y. \quad (2.35)$$

При першому наближенні можна вважати, що сили N та T прикладені в середній частини осередку деформації. Тоді:

$$\alpha_y \leq 2\beta_y. \quad (2.36)$$

Як можна побачити, максимальний кут захоплення в сталому процесі прокатки не може бути більшим подвоєної величини кута тертя.

Проаналізуємо шляхи підвищення захоплюючої здатності валків.

На багатьох прокатних станах величина обтиснення за прохід обмежується саме умовами захоплення. Це спостерігається на обтискних станах, що прокатують великі зливки, в чорнових проходах на сортових та листових станах, на деяких трубних станах тощо. Використовуючи висновки теорії прокатки, можна вказати шляхи підвищення захоплюючої здатності валків.

Поставлена мета може бути досягнута двома шляхами: підвищенням коефіцієнту тертя або збільшенням обтиснення зі

збереженням заданої (обмеженої) величини кута α_3 . З метою підвищення коефіцієнту тертя, коли це необхідно, застосовують штучне закруглення поверхні валків: накатка зубчастим роликом, насічка та інше. Чисельними дослідженнями встановлена залежність коефіцієнту тертя від швидкості прокатки: з підвищенням швидкості коефіцієнт тертя знижується. Тому на тих прокатних станах, де встановлені двигуни з регулюванням числа обертів, рекомендується здійснювати захоплення на малій швидкості, а потім її можна підвищити.

Далі розглянемо ті шляхи, що дозволяють збільшити обтиснення при заданому граничному значенні кута захоплення α_3 . З формули:

$$\alpha = \sqrt{\frac{\Delta h}{R}}$$

випливає, що обтиснення може бути збільшено (при незмінному значенні α_3), якщо відповідно збільшити радіус валків R . Таким чином, застосування валків великого діаметру вигідно з точки зору використання їх захоплюючої здатності.

Відмітимо поширений спосіб полегшення початкового захоплення при прокатці з великими обтисненнями, який полягає в тому, що передньому кінцю смуги надається клиновидна форма. При задаванні такої смуги в валки початковий кут захоплення малий, тобто виконується умова (2.29), а потім кут захоплення (контакту) збільшується, але це припустимо, до тих пір, звісно, поки не буде порушена умова захоплення в сталому процесі (2.36).

Більш повне використання захоплюючої здатності валків може бути досягнуте за допомогою застосування примусового захоплення. Однак треба враховувати, що для здійснення примусового захоплення потрібне створення достатньо потужних заштовхуючих пристроїв.

2.6 Кінематика осередку деформації

Дослідження показують, що в сталому процесі прокатки швидкість виходу переднього кінця смуги з валків більше окружної швидкості валків, а швидкість входження заднього кінця – менше окружної швидкості. Розглянемо, чому так виходить.

Подумки представимо процес прокатки як осадження в напрямі вісі 1-1 з одночасним витисненням металу з осередку деформації. При осадженні металу його частки, що прилягають ліворуч від вісі 1-1 до контактної поверхні в результаті пластичної деформації будуть

переміщуватися проти процесу прокатки (віджиматися назад) зі швидкістю $V_{x\text{лев}}$ (рис.11). Частки металу, розташовані праворуч від вісі 1-1 будуть переміщуватися в сторону прокатки (вижиматися) зі швидкістю $V_{x\text{пр}}$. Для витиснення металу з осередку деформації на ці швидкості необхідно накласти швидкість валків V_θ . Тоді на одній ділянці зони контакту сумарна швидкість металу буде меншою за швидкість V_θ , на іншій – більшою за неї. Таким чином, в осередку деформації утворюються дві області: зона випередження, де швидкість смуги більша за окружну швидкість валків, та зона відставання, де співвідношення швидкостей є зворотнім. Помітимо, що зона відставання при простому процесі прокатки завжди більша за зону випередження. Перетин, що поділяє осередок деформації на дві зони, називається нейтральним або критичним. Положення цього перетину характеризується нейтральним або критичним кутом та позначається γ .

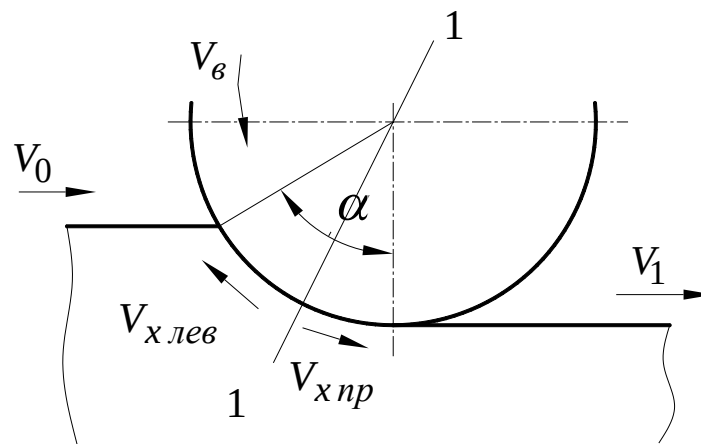


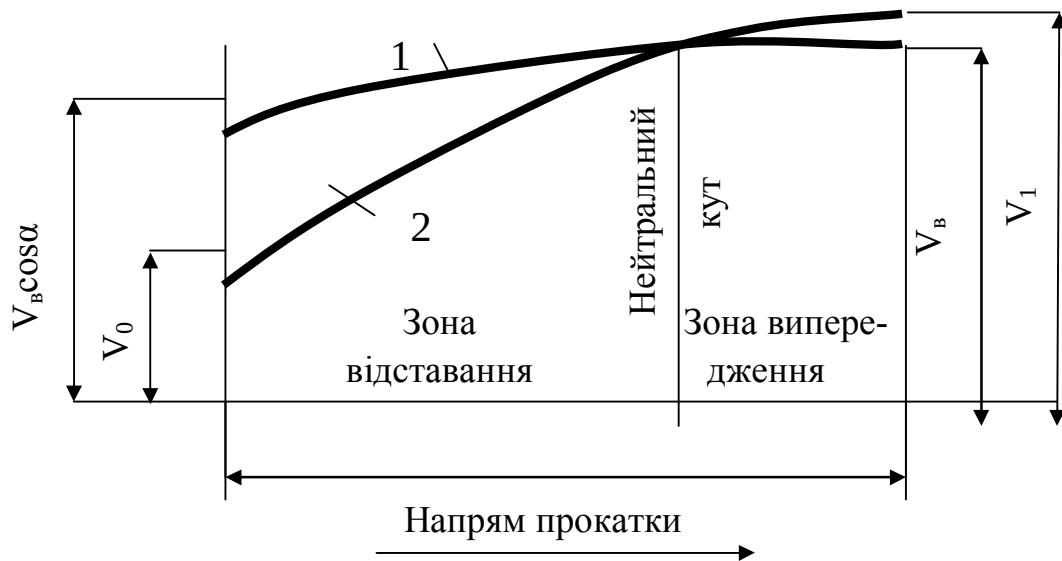
Рис. 11 – К утворенню двох зон в осередку деформації

Побудуємо діаграму, що відображає співвідношення швидкостей валків та металу на всій довжині осередку деформації (рис.12).

Горизонтальна проекція окружної швидкості валків $v_{\theta x}$ в будь-якій точці дуги контакту складає:

$$v_{\theta x} = v_\theta \cos \varphi, \quad (2.37)$$

де φ – поточний центральний кут.



1 – горизонтальна складова окружної швидкості валків; 2 – швидкість металу;

Рис. 12 – Співвідношення швидкостей валків та металу в осередку деформації

Таким чином, на протязі довжині дуги контакту горизонтальна проекція швидкості валків змінюється від $v_{\phi} \cos \varphi$ (в перерізі входження) до v_{ϕ} (в перерізі виходу, де $\varphi = 0$ та $\cos \varphi = 1$). Ця зміна показана на рис.12 кривою 1.

Закон зміни швидкості смуги на протязі довжини осередку деформації може бути виведений з умови сталості секундний об'ємів. Полосі прямокутної форми відповідає наступна рівність:

$$h_0 b_0 v_0 = h_{\phi} b_{\phi} v_{\phi} = h_1 b_1 v_1, \quad (2.38)$$

що має назву закон сталості секундних об'ємів.

Якщо припустити, що розширення відсутнє, тобто $b_0 = b_{\phi} = b_1$, то отримуємо:

$$h_0 v_0 = h_{\phi} v_{\phi} = h_1 v_1. \quad (2.39)$$

При аналізі кінематичних умов процесу прокатки частіше приймається гіпотеза плоских перерізів, згідно якої поздовжні швидкості в будь-якому поперечному перерізі по висоті смуги розподіляються рівномірно. При такому полі швидкостей крива 2 на рис.12 характеризує не тільки зміну середньої (по перерізу) швидкості смуги на протязі довжини осередку деформації, але й швидкість контактних шарів металу. Тоді можна зробити висновок, що ординати, замкнуті між кривими 1 та 2, показують розподіл швидкостей ковзання по дузі контакту.

Однак гіпотеза плоских перерізів може бути прийнята не у всіх

випадках прокатки. Вона найбільш справедлива при прокатці тонких смуг. При прокатці же товстих смуг, коли існує значна нерівномірність в розподілі деформацій по висоті тіла, гіпотеза плоских перерізів не відповідає дійсній картині течії металу.

Можливість та навіть неминучість нерівномірного розподілу поздовжніх швидкостей в вертикальних перерізах осередку деформації доводиться тим фактом, що при визначених умовах прокатки на дузі контакту виникає ціла ділянка (а не одна точка), де швидкості металу та валків співпадають. Ця ділянка отримала назву зона прилипання. Необхідно підкреслити, що термін “зона прилипання” використовується в чисто кінематичному значенні; він виражає тільки відсутність ковзання, а не яке-небудь фізичне схоплення поверхні смуги та валків.

Таким чином, осередок деформації при прокатці складається з зон відставання та випередження, а також з зони прилипання.

2.7 Нейтральний кут і умови руху смуги після захоплення

Після входу смуги у валки та утворення осередку деформації, умови руху її істотно змінюються. Нормальні і дотичні сили (сили тертя) у цьому випадку діють на прокатуємий метал по всій дузі захоплення. При цьому, через прагнення металу деформуватися в напрямку найменшого опору, контактні сили тертя діють на метал вбік його руху не по всій дузі захоплення. Наприкінці дуги захоплення ці сили змінюють напрямок дії на протилежний.

Вертикальний перетин, при переході через який сили тертя змінюють напрямок, називають нейтральним, а кут між радіусом, проведеним у точку перетинання нейтрального перетину з дугою захоплення і лінією, що з'єднує центри валків, називають нейтральним кутом

Для визначення нейтрального кута γ та аналізу умов руху прокатуємого металу складемо рівняння його рівноваги [1...3]. Спроекуємо всі сили, що діють на метал, за напрямками їх руху (рис. 13). Впливом поширення при цьому зневажаємо. Тоді:

$$\sum X = - \int_0^{\alpha} p_x \sin \varphi \cdot R d\alpha_x + \int_{\gamma}^{\alpha} \tau_x \cos \alpha_x \cdot R d\alpha_x - \int_0^{\gamma} \tau_x \cos \alpha_x \cdot R d\alpha_x + \frac{Q_1 - Q_2}{2b} = 0,$$

де p_x – тиск металу на валки;

τ_x – питомі сили тертя;

R – радіус валка;

b – ширина прокатуємого металу;

Q_0 та Q_1 – поздовжні сили розтягування, що діють на метал при входженні у валки та виході з них.

Якщо прийняти для спрощення, що тиск по дузі захоплення постійний та дорівнює p_{cp} , а сили тертя $\tau_x = f_y \cdot p_{cp}$, то умови руху металу можна представити рівнянням:

$$\sin \gamma = \frac{\sin \alpha}{2} - \frac{1 - \cos \alpha}{2 f_y} + \frac{Q_1 - Q_0}{4 p_{cp} \cdot f_y \cdot b \cdot R}. \quad (2.40)$$

Знаходимо найбільше значення кута γ :

$$\frac{d(\sin \gamma)}{d\alpha} = \frac{\cos \alpha}{2} - \frac{\sin \alpha}{2 f_y} = 0. \quad (2.41)$$

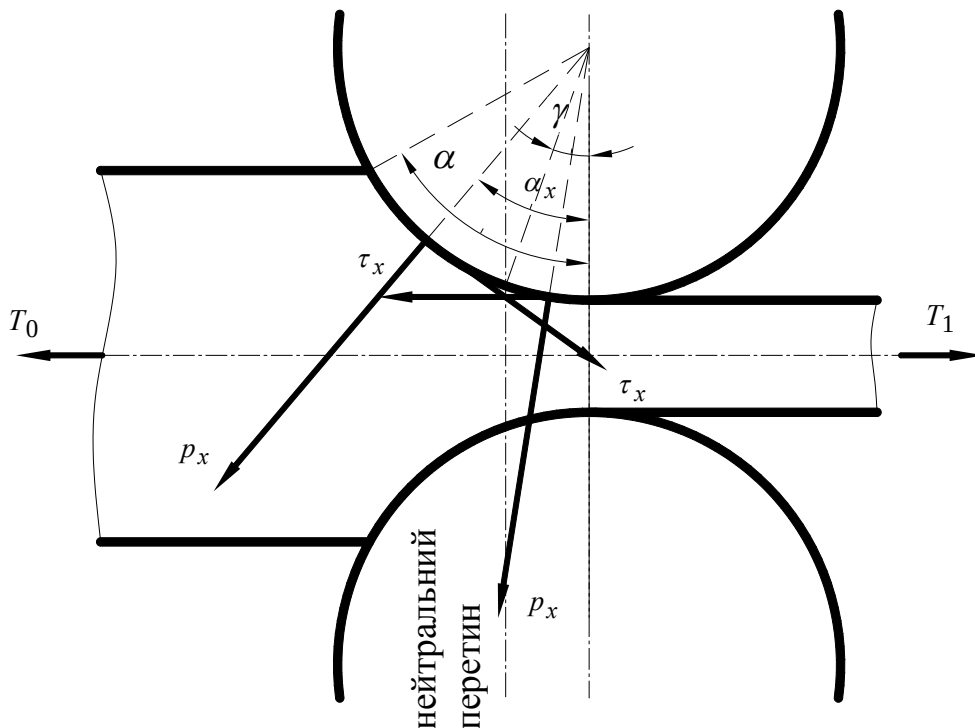


Рис. 13 – Сили, що діють на смугу в сталому режимі

При подальшому збільшенні кута α кут γ зменшується і, отже, сили тертя в зоні випередження, де $\varphi < \gamma$, також зменшуються. Сили тертя в цій зоні є резервними силами. Зі зменшенням кута γ вони вичерпуються та процес прокатки стає менш стійким.

При $\gamma = 0$ кут захоплення теоретично досягає максимуму. Якщо підставити значення $\gamma = 0$ в рівняння (2.41), то одержимо:

$$\operatorname{tg} \frac{\alpha_y^{\max}}{2} = f_y.$$

Але на практиці, як правило, найбільший можливий кут захоплення в сталому процесі прокатки завжди менше подвійного кута тертя при захопленні. Це пояснюється тим, що, по-перше, прокатка при $\gamma = 0$ практично неможлива; по-друге, коефіцієнт тертя в сталому процесі менший, ніж при захопленні; по-третє, сили тертя по довжині дуги захоплення розподіляються нерівномірно, та поблизу перетину, де $\varphi \approx \gamma$, їхнє значення менше величини $f_y \cdot p_x$. У силу цих обставин найбільший кут захоплення в сталому процесі менший $2\beta_y$ (β_y – кут тертя).

Для визначення найбільшого можливого кут захоплення, при якому буде протікати сталий процес прокатки, рівняння (2.40) має вигляд:

$$\operatorname{tg} \frac{\alpha_y^{\max}}{2} \approx \frac{f_y}{2} + \sqrt{\left(\frac{f_y}{2}\right)^2 + \frac{Q_1 - Q_0}{4p_{cp} \cdot b \cdot R}}. \quad (2.42)$$

Критичний кут γ може виступати як автоматичний регулятор рівноваги сил в осередку деформації на протязі усієї довжини прокатуємої смуги. Так, при зменшенні коефіцієнту тертя порушується рівновага сил в осередку деформації, з'являється результуюча горизонтальна сила, що має напрям, зворотній по відношенню руху металу. Згідно другого закону Ньютона ця сила визиває уповільнення смуги. При цьому кут γ зменшується, нейтральний переріз зміщується в сторону виходу металу з валків; зона відставання збільшується, а випередження – зменшується; збільшуються втягуючі сили; настає нова рівновага металу в валках, але при швидкості виходу металу з валків v_1 меншій, ніж вона була раніше. Аналогічно можна показати, що при збільшенні коефіцієнту тертя, збільшується зона випередження та виникає нова рівновага сил в осередку деформації, але при швидкості виходу металу з валків v_1 більшій, ніж вона була до підвищення коефіцієнту тертя. Тому можна вважати, що кут γ підтримує рівновагу сил в осередку деформації, забезпечує сталість процесу прокатки під впливом зовнішніх умов.

2.8 Випередження металу

На ділянці дуги контакту, поблизу виходу з валків, метал має швидкість більшу за окружну швидкість валків, тобто випереджає їх. Перевищення швидкості виходу металу з валків в порівнянні з їх окружною швидкістю називається випередженням.

Випередження визначається відношенням

$$s = \frac{v_1 - v_{\theta}}{v_{\theta}}, \quad (2.43)$$

де v_1 – швидкість виходу металу з валків;

v_{θ} – окружна швидкість валків.

На практиці випередження звичайно визначають виміром різниці відстаней між відбитками двох кернів на металі, що прокатується, l_1 та на поверхні валків l_{θ} (рис.14), оскільки тривалість повороту валка на кут, що відповідає довжині між кернами, дорівнює тривалості проходження металу на відстань l_1 . Тому рівняння (2.42) можна представити у вигляді:

$$s = \frac{l_1 - l_{\theta}}{l_{\theta}}.$$

При гарячій прокатці, коли відстань l_1 вимірюють після охолодження металу, також необхідно враховувати температурну усадку, тобто:

$$l_1 = l'_1 [1 + \alpha(T_1 - T_2)],$$

де T_1 та T_2 – температура металу при прокатці та вимірюванні відповідно;

α – коефіцієнт лінійного температурного розширення;

l'_1 – відстань між кернами після охолодження металу.

Теоретично випередження можна визначити в залежності від положення нейтрального перетину:

$$s = \frac{R}{h_1} \gamma^2. \quad (2.44)$$

Приведемо деякі дані, що характеризують вплив найважливіших факторів прокатки на випередження.

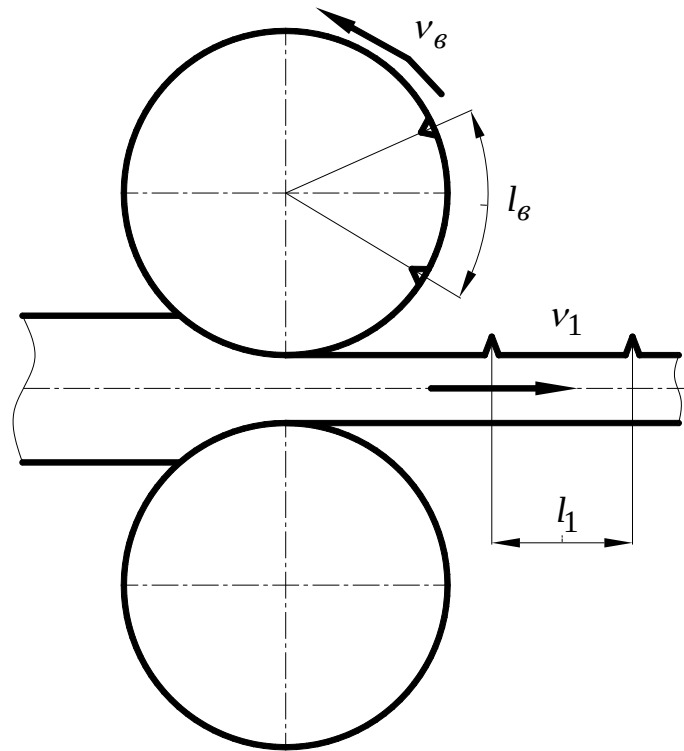
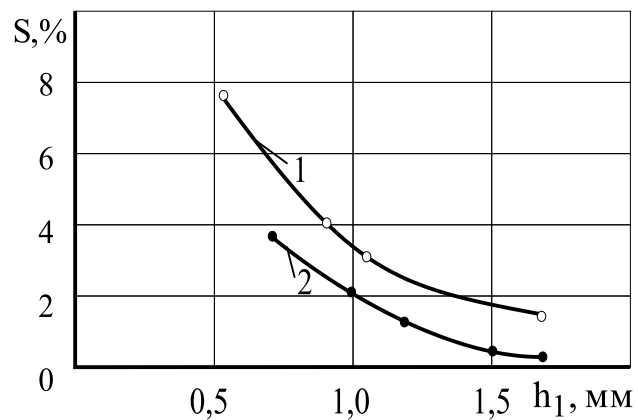


Рис. 14 – Вимірювання випередження керовим методом

Як показано на рис.15, зі збільшенням кінцевої висоти смуги h_1 випередження S зменшується.



1 – на сухих валках; 2 – на валках зі змащенням гліцеринном;

Рис. 15 – Зв'язок випередження та кінцевої товщини при прокатуванні смуги 2,18x30 мм ($D_g = 150$ мм; $C = 0,1\%$)

На рис.16 показана залежність випередження S та абсолютного поширення Δb від ширини смуги b_0 .

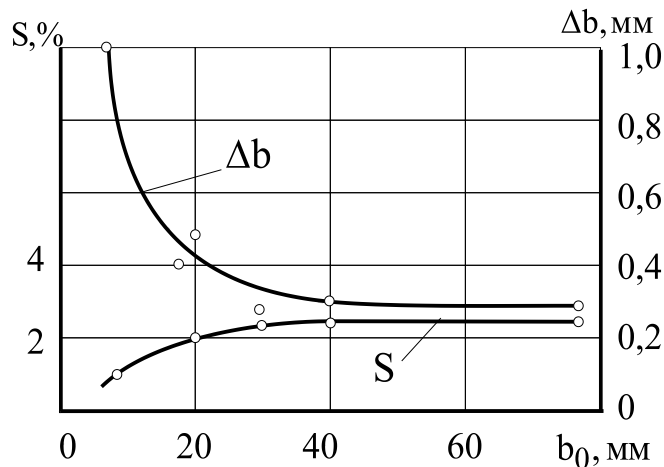


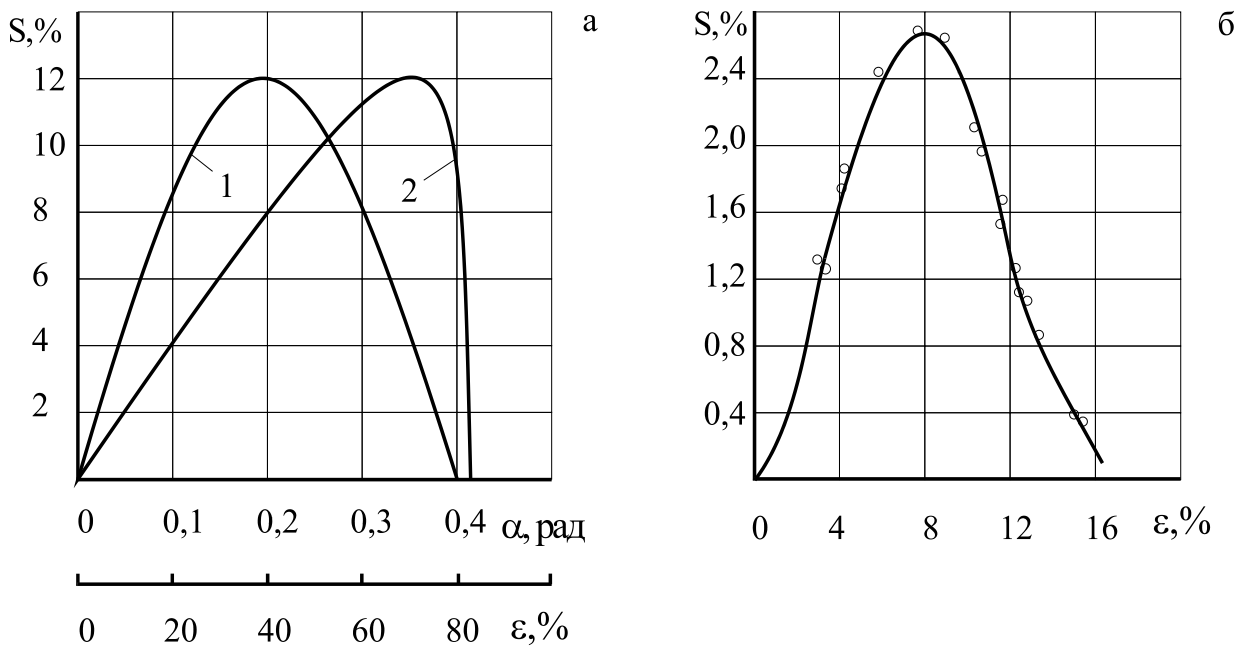
Рис. 16 – Залежність випередження та поширення від ширини смуги ($h_0 = 4,5$ мм; $\Delta h = 1,2$ мм; $D_g = 158,2$ мм)

З даних графіків випливає, що в цих умовах випередження зростає, а поширення зменшується в межах зміни ширини від дуже малих значень до 45 мм. При подальшому зростанні ширини смуги як поширення, так і випередження залишаються постійними.

Зв'язок випередження з кутом захоплення та обтисненням показано на рис.17. У межах $0 \leq \alpha \leq \beta_y$ здійснюється сталий процес прокатки без пробуксовки. В інтервалі $\beta_y \leq \alpha \leq n\beta_y$ може спостерігатися часткове буксування металу в валках ($n = 1,41 \div 1,92$). При $\alpha = n\beta_y$, коли випередження стає рівним нулю, в осередку деформації існує лише зона ковзання – настає явище повного буксування, при якому смуга не одержує поступального руху, хоча валки й обертаються.

На відміну від графіка $S = \varphi(\alpha)$, графік $S = \varphi(\varepsilon)$ не є симетричним (рис.17, а). Це пояснюється тим, що обтиснення та кут захоплення зв'язані між собою квадратичною залежністю.

У зв'язку з прийнятим теоретичним положенням, при нульовому випередженні стійкий процес деформації металу у валках неможливий. Існують експериментальні дослідження, які показують, що процес прокатки може перериватися при значному випередженні (рис.18).



$$1 - S = \varphi(\alpha); 2 - S = \varphi(\epsilon);$$

а – теоретичні дослідження ($h_0 = 4$ мм; $R = 200$ мм; $\beta_y = 0,2$ рад);

б – експериментальні дані (холодна прокатка сталі; $h_0 = 4$ мм; $D = 127$ мм; змащення – емульсія мінерального мастила);

Рис. 17 – Залежність випередження від обтиснення

В дослідженні прокатували зразки на малу кінцеву товщину. Прокатку проводили на сталевих сухих валках діаметром 194,6 мм. У якості зразків використовували свинцеві смуги товщиною h_0 від 1,4 до 12,7 мм, шириною 50 мм. Кінцева товщина h_1 була однаковою та складала 1,0?1,1 мм. Випередження вимірювали методом кернових відбитків.

При обтисненні $\Delta h = 11,2$ мм ($\alpha = 0,34$ рад), випередження складає $S = 10,1\%$, а при прокатці іншого зразка з обтисненням $\Delta h = 11,6$ мм ($\alpha = 0,35$ рад) спостерігаються пробуксовки. Отже, процес прокатки переривається при випередженні $S \approx 10\%$. Аналогічні дані приведені в роботі [5].

В. Н. Видрін [5] і А. П. Чекмарьов [6] пояснюють виникнення буксування при наявності зони випередження тим, що смуга розтягується в осередку деформації та її зчеплення з валками порушується [3].

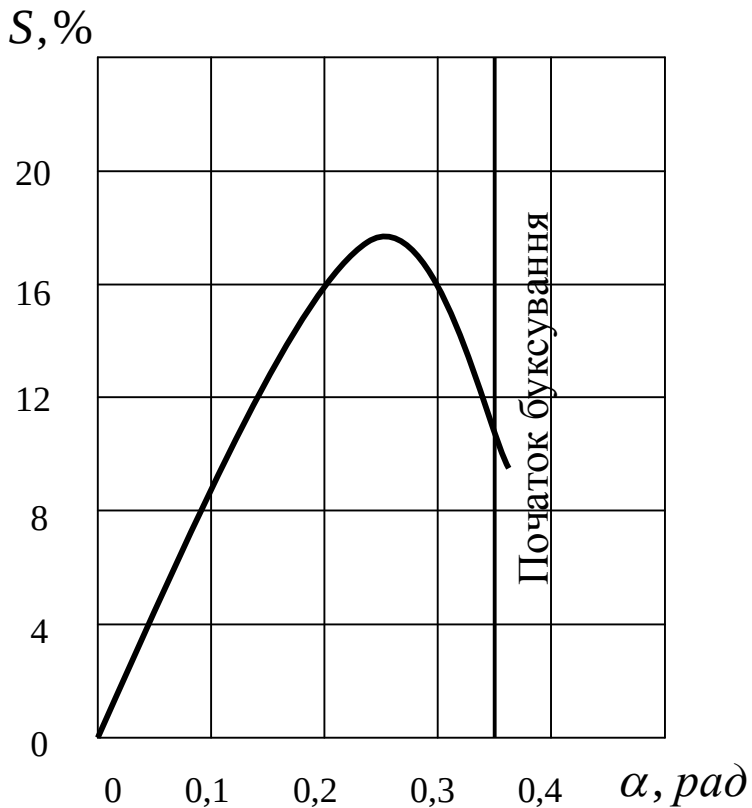


Рис. 18 – Залежність випередження від кута захоплення (практичні дані О.П. Грудєва)

Відомі на практиці факти сталого процесу прокатки з негативним випередженням. Маються дві точки зору по цьому питанню. Багато вчених вважають, що такий процес прокатки неможливий. А. Я. Хейн, застосовуючи гіпотезу плоских перетинів [7], пише: "... в сталому режимі прокатка не може протікати з негативним випередженням". Відзначені в деяких роботах випадки прокатки з негативним випередженням пояснюються наступним чином [4]: "Занадто значне зменшення критичного кута повинне привести до несталого процесу та до явища буксування. Смуга при прокатці то захоплюється, то буксує, внаслідок мінливості коефіцієнта тертя. При зростанні тертя смуга захоплюється, а при зниженні починає буксувати. У цих умовах смуга буде стрибкоподібно просуватися крізь валки. Якщо при цьому вимірити випередження за допомогою кернування валка, то воно буде мати негативну величину, тому що частину часу валки ковзають по смузі, не захоплюючи її".

Багато досліджень показують, що при великих кутах захоплення може протікати несталий процес прокатки – періоди стабільного процесу чергуються з моментами пробуксовки [3,5]. Такий процес

мав місце й у виробничих умовах [6].

Деякі дослідження свідчать про те, що сталий процес прокатки з негативним випередженням відбувається без пробуксовок. Наприклад, це дослідження О.П. Чекмарьова при прокатці на слябінгу [8], І.М. Павлова та В.К. Белосевича [9] при холодній прокатці, М.І. Бояршинова та В.В. Мельцера [10] при прокатці на гладких валках та інших.

2.9 Швидкість деформації

Швидкістю деформації u називають похідну відносної деформації за часом, тобто:

$$u = \frac{d\varepsilon}{dt}. \quad (2.45)$$

Швидкість деформації можна представити у вигляді:

$$u = \frac{dh}{dt} \cdot \frac{1}{h}. \quad (2.46)$$

При прокатці швидкість деформації по дузі контакту та по перетину металу, що прокутується, розподіляється нерівномірно. Середню швидкість по висоті перетину в будь-якій площині осередку деформації, що знаходиться на відстані x від лінії, яка з'єднує центри валків (рис.19), можна виразити наступним чином:

$$u_x = \frac{2v_y}{h_x}. \quad (2.47)$$

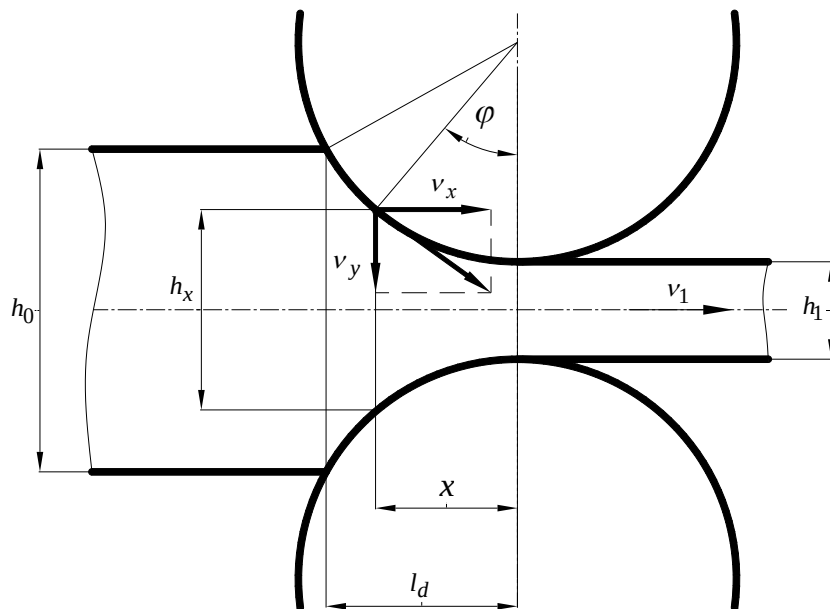


Рис. 19 – Вертикальна складова швидкості при прокатці

Для визначення середньої швидкості деформації при поздовжній прокатці в технічній літературі використовуються формули:

$$u_{cp} \approx \frac{\Delta h}{h_0 t},$$

$$u_{cp} = \frac{2v_{\phi} \sqrt{\frac{\Delta h}{R}}}{h_0 + h_1}. \quad (2.48)$$

де h_0 та h_1 – висота перетину прокатуємого металу при входженні в валки та на виході з них відповідно;

t – тривалість перебування металу в осередку деформації.

Середня швидкість деформації по довжині осередку деформації l_d :

$$u_{cp} = \frac{v_1}{l_d} \cdot \frac{\Delta h}{h_0}. \quad (2.49)$$

2.10 Контактне тертя при прокатці

Зовнішнє тертя має значний вплив на процес пластичної деформації. Завдяки силам тертя, що діють на контакті металу з валками, здійснюється процес прокатки. Вони мають значний вплив на геометричні, енергосилові та кінематичні параметри [4].

При терті одночасно відбуваються механічні, електричні, теплові, вібраційні та хімічні процеси, що визивають зношення контактних поверхонь та навіть зварювання їх. Між поверхнями контактних тіл завжди знаходиться проміжний шар у вигляді оксидної плівки, води, технологічного мастила.

В залежності від умов на контакті поверхонь тертя розрізняють сухий, граничний та рідинний режим тертя.

В практичних умовах прокатки спостерігається напівсухе, змішане та контактено-гідродинамічне тертя.

Напівсухе тертя характерне при гарячій прокатці, тому що в процесі деформації відбувається руйнування окалини на металі та окисної плівки на інструменті, виникнення ділянок сухого тертя та схоплювання чистих металів.

Змішаний режим тертя спостерігається при холодній прокатці в валках з насіченими поверхнями.

Контактно-гідродинамічне тертя – це тертя у важконавантаженому контакті при тонкоплівочному змащенні. Найчастіше цей режим має місце при холодній прокатці особотонких

листів з ефективним технологічним змащенням, наприклад, при прокатці жести з пальмовим або хлопковим мастилом.

Енергосилові параметри прокатки залежать від величини сил тертя в осередку деформації. В теперішній час розроблено декілька методів заміру питомих сил тертя в осередку деформації. До них відносяться метод точкових месдоз, силовимірювального бійка, універсального штифту та поляризаційно-оптичний метод. Накоплений великий експериментальний матеріал з розподілення контактних напружень в осередку деформації, у тому числі й розподілення питомих сил тертя. Епюра розподілення контактних напружень в загальному вигляді представлена на рис.20.

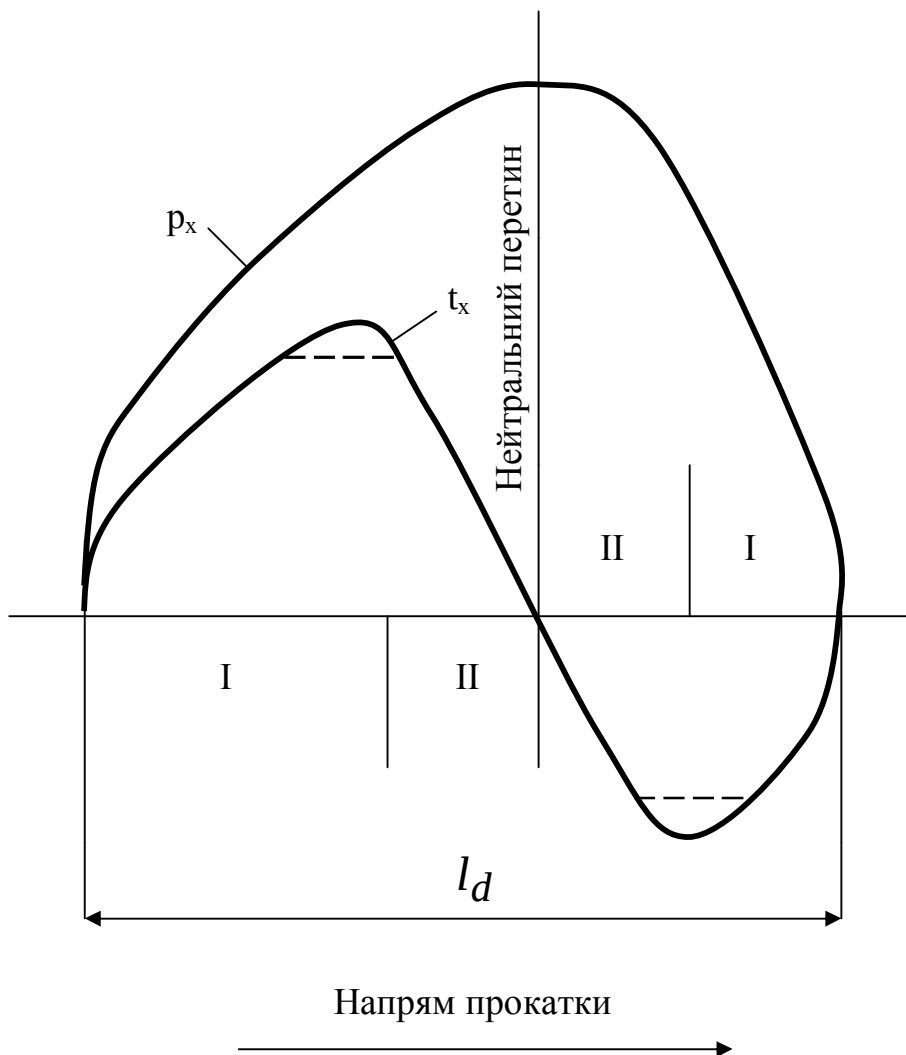


Рис. 20 – Типова епюра розподілення контактних напружень по дузі контакту

Згідно епюри, при переміщенні від площини входження питома

сила тертя спочатку збільшується (ділянка I), а потім поступово знижується до нуля в нейтральному перетині (ділянка II). За аналогією змінюється сила тертя в зоні випередження, якщо рухатися від площини виходу до нейтрального перетину. Епюра сил тертя в зоні випередження показана нижче базової лінії, щоб підкреслити різницю знаків сил тертя t в зонах відставання та випередження.

При вирішенні різних завдань теорії прокатки використовують різні закони тертя. Закон Г. Амонтона виражає прямопропорційну залежність між силами тертя та нормального тиску, тобто:

$$T = f \cdot N,$$

де f – коефіцієнт тертя.

Цей закон описує зміну сил тертя для випадку ковзання металу по валкам. Для контактних напружень цей закон набуває вигляду:

$$t_x = f \cdot p_x. \quad (2.50)$$

На ділянках I (рис.20) вираз (2.50) достатньо точно відбиває зв'язок між питомою силою тертя та нормальним тиском. Ділянки II відповідають зоні прилипання. Тут діють статичні, неповні сили тертя, та їх величина залежить від дотичних напружень, що виникають в поверхневому шарі металу при деформації. Дотичні напруження можна розглядати як прагнення до зсуву. В нейтральному перетині на контактній поверхні прагнення до зсуву немає, тому й сили тертя тут дорівнюють нулю. По мірі віддалення від нейтрального перетину прагнення до поверхневого зсуву збільшується – відповідно зростають питомі сили тертя.

В теорії прокатки, як правило, використовується єдине, усереднене значення коефіцієнту тертя для усього осередку деформації. Воно визначається як відношення суми елементарних сил тертя (без урахування знаку) до суми нормальних тисків або як відношення середньої питомої сили тертя до середнього тиску, тобто:

$$f_y = \frac{\sum t_x}{\sum p_x} = \frac{t_{cp}}{p_{cp}}. \quad (2.51)$$

Крім того, часто використовують закон Е. Зібеля:

$$t_x = f_3 \sigma_s, \quad (2.52)$$

де σ_s – напруження текучості.

В деяких випадках, наприклад, при вивченні механізму дії змащення, використовують закон Ньютона (гідродинамічного тертя).

$$t_x = \eta \frac{dv}{dy} \approx \eta \frac{v_\theta - v}{\xi}, \quad (2.53)$$

де v_{θ} та v – лінійна швидкість обертання валків та швидкість руху смуги в поточному перетині осередку деформації;

ξ – товщина шару змащення в поточному перетині.

2.11 Коефіцієнт тертя при захопленні та буксуванні смуги

Сили тертя, які виникають між прокатуємим металом та валками, мають досить великий вплив на процес прокатки. Від сил тертя залежить не тільки припустимий кут захоплення, а отже, й можливе обтиснення, але також тиск металу на валки та деформація, випередження та поширення.

Коли розглядають умови захоплення прокатуємого металу, сили тертя є позитивним чинником – без них був би неможливий звичайний процес прокатки. Однак зі збільшенням сил тертя (коефіцієнта тертя) підвищується тиск металу на валки та витрати енергії на прокатку. Якщо продуктивність стану лімітується припустимим кутом захоплення, то коефіцієнт тертя прагнуть збільшити. Для цього, наприклад, в обтискних калібрах на поверхні валків спеціально наносять нерівності накаткою, насічкою або наваркою. У тих же випадках, коли обтиснення визначаються не кутом захоплення, а припустимим тиском металу на валки (наприклад, при холодній прокатці), поверхню валків шліфують та при прокатці змащують.

Коефіцієнт тертя залежить від стану контактних поверхонь, умов контакту (якості прокатуємого металу, температури прокатки, наявності окислів, виду змащення, питомого тиску, швидкості прокатки) та також від характеру ковзання. У зв'язку з цим варто розрізняти при прокатці три види коефіцієнтів тертя, що істотно відрізняються один від іншого при рівних умовах:

1) f_z – при захопленні смуги валками;

2) $f_{\text{бук}}$ – при буксуванні по всій контактній поверхні;

3) f_y – при сталому процесі прокатки, коли метал ковзає по поверхні валків у протилежні сторони від нейтрального перетину.

Коефіцієнт тертя при захопленні визначається по граничному куту захоплення:

$$f_z = \operatorname{tg} \alpha_{\max}.$$

При гарячій прокатці сталевих (0,15% С) зразків коефіцієнт тертя в момент захоплення був практично визначений С. Екелундом

[12]. На підставі цих дослідів Екелунд рекомендує для визначення коефіцієнта тертя наступну формулу, що виражає залежність від температури прокатки:

$$f_z = 1,05 - 0,0005t. \quad (2.54)$$

Формула (2.54) справедлива для температур не менше 700°C.

При холодній прокатці низьковуглецевої сталі (0,08% C), відповідно до досліджень О.П. Грудєва [4], коефіцієнт тертя при захопленні наступний:

Умови прокатки	f_z
Валки сухі	0,138—0,147
Змащення керосином	0,147—0,154
Змащення емульсією	0,126—0,134

Коефіцієнт тертя при буксуванні та сталому процесі прокатки за експериментальними дослідженнями О.П. Грудєва є меншим, ніж при захопленні. На підставі його дослідних даних, отриманих при холодній прокатці низьковуглецевої сталі, середнє відношення коефіцієнтів тертя при захопленні та буксуванні є наступним:

Умови прокатки	$f_z / f_{\text{бук}}$
Валки сухі	1,66
Змащення керосином	2,85
Змащення емульсією	2,30

Аналізуючи ці данні можна зробити висновок, що змащення впливає на зниження коефіцієнта тертя при контакті металу з валками по всій дузі контакту та незначно – на коефіцієнт тертя при захопленні.

2.12 Коефіцієнт тертя при сталому процесі прокатки смуги

Коефіцієнт тертя між прокатуємим металом та валками при сталому процесі прокатки визначають непрямым способом по випередженню або по безпосередньому вимірювані дотичних сил на контактній поверхні.

Як правило, коефіцієнт тертя в початковий момент захоплення f_z виявляється більше коефіцієнта тертя f_y в сталому процесі. Таким

чином, при переміщенні переднього кінця смуги всередину осередку деформації, повинно відбуватися зменшення коефіцієнта тертя, що знижує захоплюючу здатність валків. При цьому смуга після деякого просування через валки може зупинитися та, навіть, бути виштовхнутою з валків назад [4]. На обтискних станах часто виникає пробуксовка й при сталому процесі прокатки, тобто після виходу переднього кінця смуги з осередку деформації.

Умова захоплення в сталому процесі прокатки має вигляд [1...3]:

$$\alpha_y \leq n\beta_y.$$

де n – коефіцієнт, що залежить від кута нахилу рівнодіючої нормальних тисків (ψ).

При рівномірному розподілі тисків по довжині контакту ($\psi = \frac{\alpha}{2}$) $n = 2$; якщо рівнодіюча N відхилена від симетричного положення в напрямку виходу металу з валків ($\psi < \frac{\alpha}{2}$) $n > 2$; якщо рівнодіюча відхилена в напрямку входження металу в валки ($\psi > \frac{\alpha}{2}$) $n < 2$.

Значення коефіцієнта n для різних умов прокатки були визначені в роботах [1,4].

Згідно практичних даних О.П. Грудєва коефіцієнт n можна визначити за графіком на рис.21 або по формулам (2,55), (2.56).

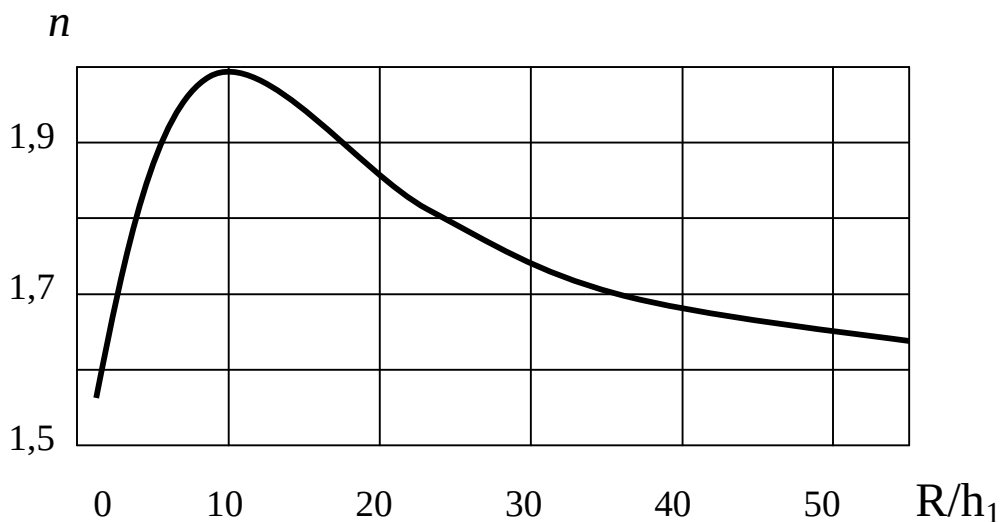


Рис. 21 – Практична залежність коефіцієнта n від параметра R/h_1

Приведений графік інтерпретовано у формули:
для інтервалу $R/h_1 = 1 \div 10$:

$$n = 1,47 + 0,075 \frac{R}{h_1} \left(1,7 - 0,1 \frac{R}{h_1} \right), \quad (2.55)$$

для інтервалу $R/h_1 = 10 \div 50$:

$$n = 2,17 - 0,015 \frac{R}{h_1} \left(1,2 - 0,01 \frac{R}{h_1} \right). \quad (2.56)$$

Б.П. Бахтинов [3] стверджує, що прокатка при $\alpha_y = 2\beta_y$ неможлива, в граничному випадку $n \approx 1,41$. Згідно з даними А.Я. Хейна [7], коефіцієнт n в залежності від параметра $f_y \sqrt{R/h}$ змінюється в межах $1,67 \div 1,92$. В граничних умовах прокатки $n > 2$.

В експериментальних дослідженнях [14] отримані епюри нормальних контактних напруг в умовах, близьких до граничних.

Для випадку прокатки тонких смуг ($\frac{l_d}{h_{cp}} = 3,65$) максимум епюри тисків та рівнодіюча N зміщені в напрямку виходу з осередку деформації та $\frac{\psi}{\alpha} = 0,443$; $n = 2,26$.

При прокатці товстих смуг ($\frac{l_d}{h_{cp}} = 1,16$) нормальний тиск по осередку деформації розподіляється майже рівномірно; рівнодіюча N прикладена посередині дуги захоплення та $\frac{\psi}{\alpha} = 0,52$; $n = 1,92$.

У роботі [4] зроблений висновок: "експериментальні дані, як і теоретичні дослідження, не дозволяють стверджувати, що допущення про рівномірний розподіл тисків при виведенні умови захоплення вносить велику погрішність".

2.13 Коефіцієнт тертя при холодній прокатці з технологічним змащенням

Як відомо, процес холодної прокатки завжди відбувається з застосуванням технологічного змащення. Змащення до деякого ступеня екранує контактні поверхні валків та смуги, та цим запобігає налипанню часток металу на поверхню валків, тобто запобігає виникненню ряботини на поверхні смуги. Крім цього, змащення дозволяє підвищити зносостійкість валків, знизити енергосилові

параметри прокатки та поліпшити якість поверхні прокатуємого металу. Позитивні властивості змащення виявляються завдяки товщині мастильної плівки в осередку деформації. Ця товщина залежить від гідродинамічного ефекту, що виникає в доосередковій зоні, мікрорельєфу контактуючих поверхонь валків та смуги, адгезії (налипання) змащення до поверхонь металу.

Товщина шару змащення, що визначається гідродинамічним ефектом, дорівнює [15]:

$$\xi_0 = \frac{3\eta_0(\nu_\epsilon - \nu_0)\theta}{\sqrt{\frac{\Delta h}{R} \left[1 - e^{-\theta(\beta\sigma_T - \sigma_0)}\right]}}, \quad (2.57)$$

де η_0 – динамічна в'язкість змащення при атмосферному тиску та заданій температурі мастильної плівки;

ν_ϵ та ν_0 – лінійна швидкість обертання валків та швидкість руху смуги в доосередковій зоні;

θ – п'єзокоефіцієнт в'язкості, що показує наскільки є інтенсивна залежність динамічної в'язкості від тиску;

$\beta\sigma_T$ – вимушена межа текучості металу при входженні в осередок деформації;

σ_0 – питомий задній натяг смуги.

Залежність динамічної в'язкості від тиску частіше визначається рівнянням Барруса:

$$\eta_p = \eta_0 \cdot e^{\theta \cdot p}, \quad (2.58)$$

де p – тиск в шарі змащення.

Механічне залучення змащення в осередок деформації виникає внаслідок замикання визначеної кількості мастила в поглиблення між сусідніми мікрорівнями контактних поверхонь.

Товщина шару змащення внаслідок механічного залучення дорівнює [16]:

$$\xi_{uu} = 10^{-5} \left[(R_{z_\epsilon} + R_{z_n}) \Delta h \right]^{0,85} \frac{1}{\alpha^2 (l_{\bar{\sigma}_\epsilon} + l_{\bar{\sigma}_n})^{0,7}}, \quad (2.59)$$

де R_{z_ϵ} та R_{z_n} – середня висота мікронерівностей поверхонь валків та смуги відповідно;

$l_{\bar{\sigma}_\epsilon}$ та $l_{\bar{\sigma}_n}$ – базові довжини мікронерівностей поверхонь валків та смуги відповідно.

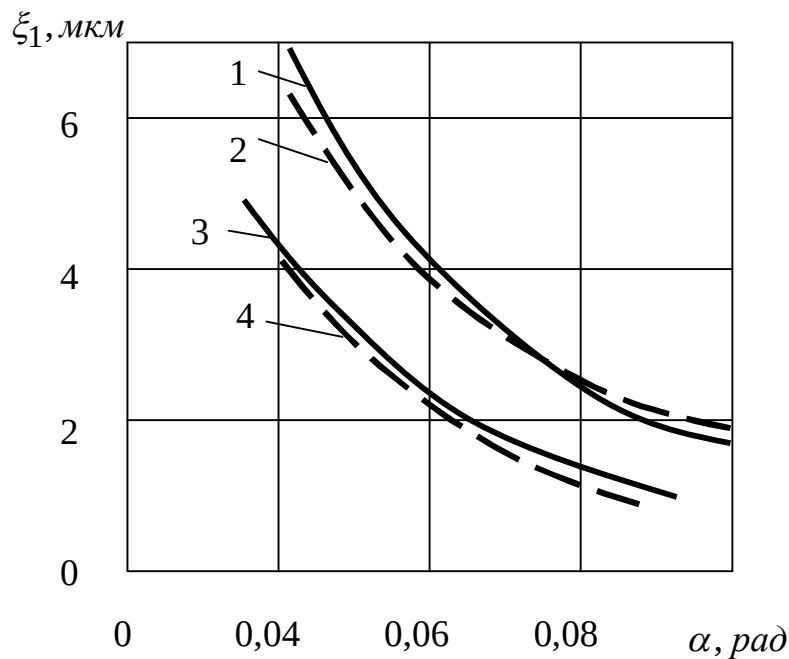
Внаслідок дії сил адгезії в осередок деформації вноситься мультимолекулярний шар змащення. При розрахунку загальної

товщини шару змащення ним, як правило, нехтують.

Розглянемо деякі дослідні дані з залежностей товщини шару змащення від різних параметрів.

На рис.22 приведена залежність шару мастила від кута захоплення.

З графіків випливає, що зі збільшенням кута захоплення товщина мастильної плівки зменшується. Це відбувається тому, що зі збільшенням кута захоплення зростає кут гідродинамічного клина змащення та зменшується швидкість руху шарів мастила. Останнє призводить до зниження несучої здатності клина змащення, тиску у ньому, тобто при даній товщині мастильної плівки ξ_0 , клин не зможе розвивати гідродинамічний тиск, що відповідає напруженню плинності пластично деформованого металу. Відновлення рівноваги між внутрішніми силами та зовнішнім навантаженням можливо тільки при меншій товщині мастильної плівки.



1, 3 – експериментальні дані при прокатці з мастилами Ц-52 та П-28 відповідно; 2,4 – розрахунок за формулою (2.57)

Рис. 22 – Вплив кута захоплення на товщину шару мастила

Помітимо, що експериментально товщину шару змащення визначено на виході металу з валків ξ_1 [15].

Зв'язок між товщинами шарів змащення на границях осередку деформації може бути представлений у вигляді виразу:

$$\xi_1 = \xi_0 \frac{1 + \mu}{2\mu}, \quad (2.60)$$

де ξ_0 та ξ_1 – товщини шарів мастила на вході металу в валки та виході з них;

μ – коефіцієнт витяжки.

Вплив діаметра валків на товщину шару мастила можна проаналізувати з практичних даних представлених в таблиці 2.

Досліди були проведені на двох лабораторних станах з діаметром робочих валків 120 мм та 195 мм. Зразками для прокатування служили сталеві відпалені штаби (сталь 08кп) розмірами 0,64x60 мм. Абсолютне обтиснення металу у всіх дослідах становило 0,07 мм, технологічне змащення – касторове мастило, температура навколишнього середовища дорівнювала 16 °С.

З цих даних випливає, що зі збільшенням діаметра валків при незмінному абсолютному обтисненні металу товщина шару мастила в осередку деформації зростає. Це пояснюється тим, що при збільшенні діаметра валків зменшується кут гідродинамічного клина, а, отже, більше мастила проникне в осередок деформації.

Вплив швидкості прокатування на товщину шару мастила приведено на рис.23.

Дослідження проводили на лабораторному стані дуо з діаметром валків 205 мм. Зразками служили свинцеві штаби розмірами 1x60 мм. Абсолютне обтиснення становило 0,4 мм, технологічне змащення – касторове мастило, температура навколишнього середовища дорівнювала 14 °С.

Таблиця 2

Вплив діаметра валків на товщину шару мастила

Діаметр валків, мм	Експериментальні значення товщини шару мастила ξ_1 , мкм			Товщина шару мастила ξ_1 , розрахована за формулою (2.60), мкм
	на верхньому боці зразка	на нижньому боці зразка	середнє значення	
195	1,92	1,88	1,90	1,65
	1,91	1,85	1,88	
	1,81	1,78	1,88	
120	0,9	0,84	0,87	0,85
	0,98	0,98	0,98	
	1,05	1,01	1,03	

Експериментальна та розрахункова криві свідчать про те, що зі

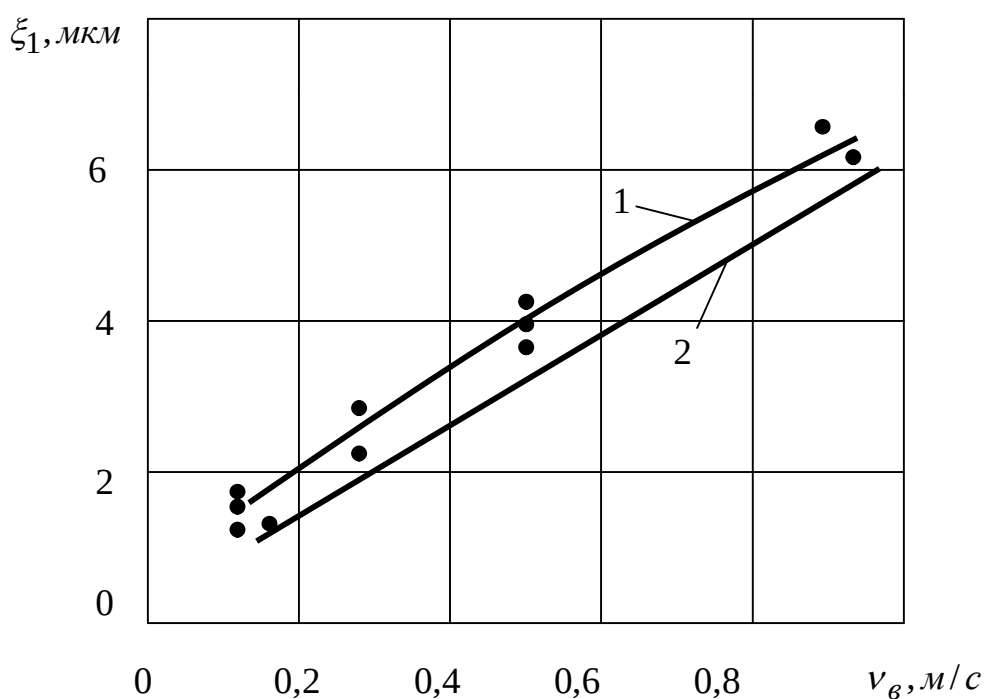
збільшенням швидкості прокатування товщина шару змащення в осередку деформації також збільшується.

Вплив заднього натягу штаби на товщину шару мастила представлено на рис.24.

Дослідження проводили на стані дуо з діаметрами валків 195 мм. Зразки були виготовлені зі сталевих (08кп) відпалених штаб розмірами 0,25х60х600 мм, технологічне змащення – касторове мастило.

В графіку випливає, що зі збільшенням заднього натягу штаби товщина шару мастила в осередку деформації збільшується, що пов'язано зі зменшенням межі текучості прокатуємого матеріалу. Слід зазначити, що при великих значеннях заднього натягу товщина шару змащення істотно збільшується.

Вплив напруження плинності металу на товщину шару змащення представлений на рис.25.



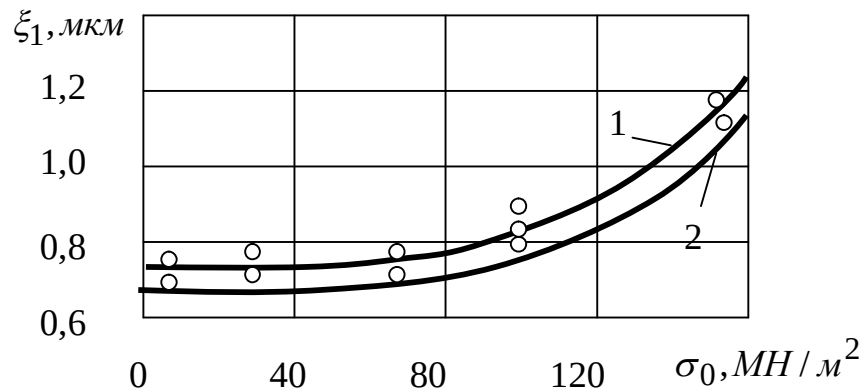
1 – дослідна крива; 2 – розрахункова крива;

Рис. 23 – Вплив швидкості прокатування на товщину шару мастила

Дослідження проводили на стані з діаметрами валків 205 мм. Зразками служили свинцеві, алюмінієві, відпалені та наклепані мідні зразки розмірами 1,9х60 мм. Швидкість прокатки становила 0,31 м/с, змащення – мінеральне мастило П-28.

З графіків випливає, що зі збільшенням $\sigma_T^* = \beta \sigma_T$ прокатуємого металу товщина шару змащення зменшується. Слід зазначити, що в

області великих значень напруження плинності значення ξ_1 змінюється незначно.

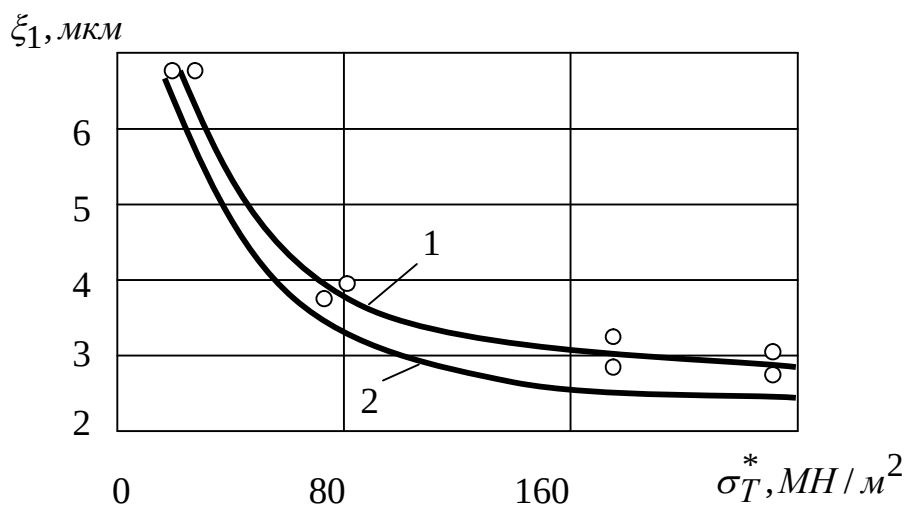


1 – дослідна крива; 2 – розрахункова крива;

Рис. 24 – Вплив заднього натягу штаби на товщину шару мастила

Дослідження товщини шару змащення в осередку деформації є важливим тому, що це істотно впливає на величину сил тертя на контактних поверхнях.

Експериментальне дослідження залежності коефіцієнту тертя від товщини шару змащення проводили при прокатці зразків з відпаленої сталі 08кп розмірами 0,9x30 мм в сталевих загартованих валках діаметром 191 мм. Швидкість прокатки складала 0,3 м/с. Шорсткість поверхонь валків та зразків відповідала класу $\nabla 10$. Коефіцієнт тертя визначали методом примусового гальмування.



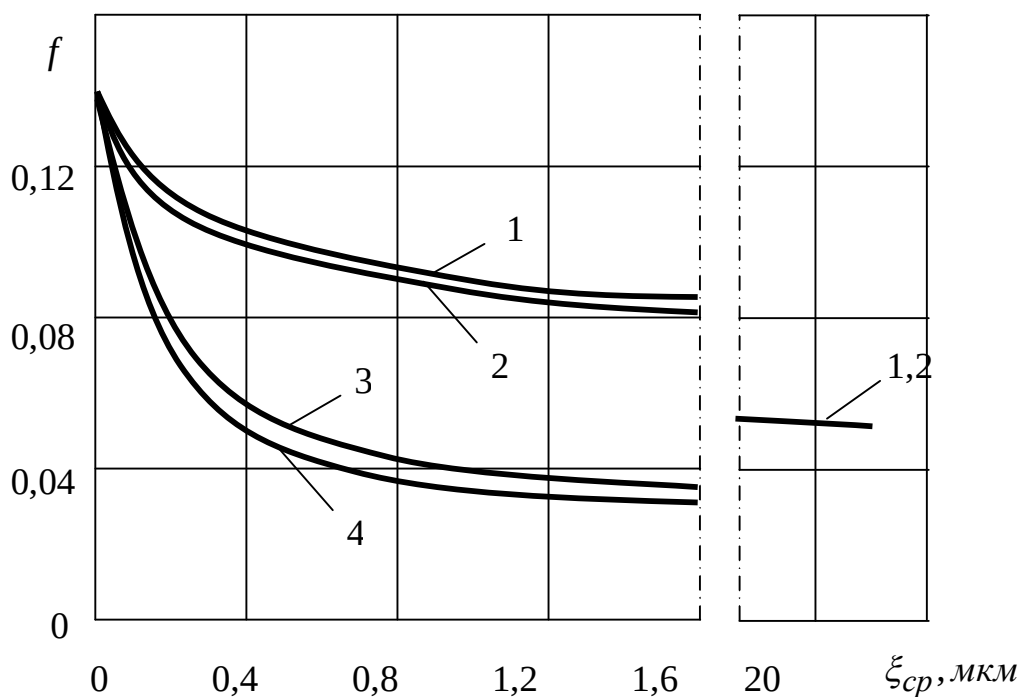
1 – дослідна крива; 2 – розрахункова крива;

Рис. 25 – Вплив напруження плинності металу на товщину шару змащення

Результати роботи приведені на рис.26. Зі збільшенням товщини шару змащення коефіцієнт тертя істотно зменшується. Особливо різке зниження коефіцієнту тертя спостерігається в діапазоні невеликих значень ξ_{cp} , від 0 до 0,3-0,4 мкм. При подальшому збільшенні товщини шару змащення коефіцієнт тертя продовжує знижуватися, але менш інтенсивніше. Усі криві $f = \varphi(\xi_{cp})$ мають однаковий характер, тому їх можна вважати типовими.

З графіку також випливає, що криві $f = \varphi(\xi_{cp})$, отримані при прокатці з різними обтисненнями (із застосуванням одного й того ж змащення), майже співпадають. Це свідчить, що вплив обтиснення на коефіцієнт тертя на практиці пов'язаний головним чином зі зміною товщини шару змащення в осередку деформації.

Також є підстави стверджувати, що вплив швидкості прокатки та деяких інших факторів на коефіцієнт тертя пояснюється, головним чином, зміною товщини шару змащення в осередку деформації.



1 – вапор, $\varepsilon = 10\%$; 2 – вапор, $\varepsilon = 35\%$; 3 – касторове мастило, $\varepsilon = 10\%$;
4 – касторове мастило, $\varepsilon = 25\%$;

Рис. 26 – Залежність коефіцієнту тертя від товщини шару змащення

Таким чином, аналізую вплив того чи іншого фактора на величину сил тертя при прокатці, необхідно враховувати, в якій мірі

цей фактор впливає на товщину шару змащення на контактних поверхнях. Без цього аналізу не може бути побудована фізично обґрунтована теорія мастильної дії.

2.14 Вплив різних факторів процесу прокатки на коефіцієнт тертя

Відомо, що при прокатці на сталевих валках коефіцієнт тертя вище, ніж на чавунних. При гарячій прокатці ця різниця становить 15-20%. Це пояснюється тим, що складові чавуна (ледебурит, цементит, графіт) мають низьку схильність до адгезійної взаємодії з деформованим металом. Практика показує, що на чавунні валки метал налипає менше, ніж на сталеві. На виробництві іноді заміняють чавунні валки сталевими, якщо захват нестійкий та обмежує обтиснення.

Шорсткість поверхні валків – найважливіший фактор тертя. Зі збільшенням висоти мікронерівностей зростає механічна взаємодія поверхонь, сили тертя та коефіцієнт тертя підвищуються. Згідно досліджень, зі збільшенням шорсткості поверхні від 6-7 класу до 2-3 класу коефіцієнт тертя зростає у 1,5÷ 2,0 рази.

У виробничій практиці застосовуються багато способів закруглення поверхні валків, наприклад, насічка у виді коротких рисок довжиною 20-30 мм та глибиною до 3 мм, розташованих уздовж вісі валку. Такій обробці піддаються валки блюмінгу заводу "Азовсталь". На блюмінгу Макіївського металургійного комбінату застосовують зигзагоподібні діагональні канавки на гладкій бочці валків. Також має місце спосіб наплавлення на поверхні валків довгих подовжніх валиків. Практика показала, що таке наплавлення забезпечує гарний захват металу, але збільшує вібрацію стану.

Іноді на виробництві виконують електродне наплавлення горбків на поверхні валків. Це дозволяє підвищити їх захоплюючу здатність, але погіршує якість поверхні металу. Тому застосування наварки припустимо лише в перших проходах при прокатці низковуглецевих та звичайних сталей. На багатьох металургійних підприємствах дістав поширення спосіб накатки валків рифленим роликом. При цьому на поверхні дна калібру утворюються ямки або борозенки. Є велика кількість пропозицій по вибору форми рифу та глибини його впровадження в тіло валку. Встановлено, що найбільш ефективною є трапецієподібна накатка. Виробнича практика показала, що застосування валків з таким рельєфом стабілізує процес прокатки та

сприяє зменшенню кількості поверхневих дефектів на розкатах.

При обробці тиском в зоні контакту металу з інструментом виникає схоплювання, зварювання металу з поверхнею валку, тобто адгезія. З цієї причини може різко підвищитися коефіцієнт тертя. Найбільш схильні до такого явища кольорові метали: алюміній, цинк, свинець. З чорних металів цю особливість мають сталі аустенітного класу, наприклад, X18H10.

Сильний вплив на коефіцієнт тертя має налипання при прокатці свинцю. Дослідження [4] свідчать, що при прокатці першого зразка на чистих валках $f_3 = 0,273$. Після прокатки шести смуг коефіцієнт тертя підвищився до 0,54. Величина f_3 стабілізувалася на рівні 0,83-0,89 після прокатки смуг загальною довжиною більше 70 м. Оскільки більшість лабораторних досліджень про закономірності процесу прокатки проводять саме на свинці, тому необхідно враховувати такі особливості деформації свинцю.

Лабораторні та виробничі дослідження свідчать про те, що температура прокатуемого металу впливає на величину коефіцієнта тертя. Встановлено, що в більшості випадків залежність $f_3 = \varphi(t)$ має куполоподібний вид (рис.27). Такий характер впливу температури на коефіцієнт тертя пояснюється впливом складу, властивостей та товщини шару окалини на поверхні металу. При підвищенні температури розкату збільшується товщина, міцність шару окислів та підвищується коефіцієнт тертя. Далі, при досягненні визначеної температури, окисли втрачають міцність та починають відігравати роль змащення, тому коефіцієнт тертя зменшується [1,3].

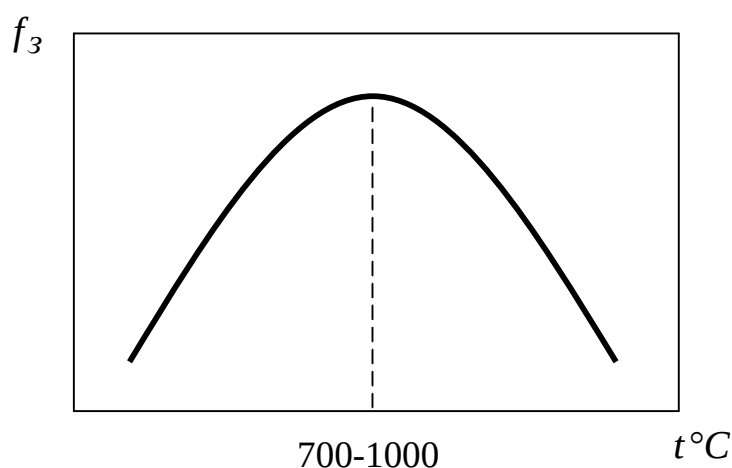


Рис. 27 – Залежність коефіцієнту тертя від температури

Збільшення швидкості обертання валків, що застосовується на виробництві для підвищення продуктивності стану, найчастіше погіршує умови захоплення. Це пояснюється тим, що швидкість прокатки впливає на коефіцієнт тертя.

За дослідженнями Тафеля та Шнейдера зі збільшенням швидкості прокатки до 2 м/с коефіцієнт тертя змінюється незначно, в інтервалі $v_g = 2 - 3 \text{ м/с}$ коефіцієнт тертя різко зменшується, далі, зі збільшенням швидкості прокатки, f_3 практично залишається незмінним.

Подібна картина залежності коефіцієнта тертя від швидкості прокатки спостерігалася М.М. Горенштейном [17] на блюмінгу 1170 комбінату "Азовсталь".

У роботі [17] зроблений висновок: "найбільший можливий кут захоплення досягається, коли окружна швидкість валків не перевищує 2 м/с. Ця "критична" швидкість повинна бути уточнена в конкретних умовах прокатки в залежності від матеріалу та шорсткості валків, прокатуємого металу та температури прокатки тощо".

Встановлено, що шар пічної окалини (в'юститу) має малу міцність, та при нагріванні до 1200-1250°C опір зрушення в ньому близький до нуля. Крім того, в'юстит має малу міцність зчеплення з металом. Такі властивості пічної окалини зменшують величину сил тертя на контакті металу з валками та погіршують умови захоплення [4].

Шар повітряної окалини міцно зв'язаний з поверхнею металу. У результаті сильного охолодження він зберігає високі механічні властивості. Таким чином, повітряна окалина не призводить до зниження коефіцієнта тертя в осередку деформації.

Отже, для забезпечення сталого процесу прокатки при великих обтисненнях необхідно видалення пічної окалини з поверхні металу.

2.15 Розрахункове визначення коефіцієнту тертя

Багаточисельні експериментальні дослідження показують, що в більшості випадків гарячої прокатки коефіцієнт тертя знаходиться в межах:

при захопленні $f_3 = 0,3 \div 0,5$;

в сталому процесі $f_y = 0,2 \div 0,4$.

При виборі величини коефіцієнту тертя в цих межах необхідно

враховувати конкретні умови прокатки: матеріал та стан поверхонь валків, матеріал прокатуємої смуги, температура металу, швидкість прокатки тощо.

Для більш точного розрахункового визначення коефіцієнту тертя при гарячій прокатці рекомендуються наступні формули:

$$f_z = \kappa_n \kappa_m \kappa_v (0,84 - 0,0004t^\circ); \quad (2.61)$$

$$f_y = \kappa_n \kappa_m \kappa_v (0,55 - 0,00024t^\circ), \quad (2.62)$$

де κ_n , κ_m , κ_v – коефіцієнти, що враховують стан поверхні та матеріал валків, зміст вуглецю в сталі та швидкість прокатки відповідно;

t° – температура металу.

Значення коефіцієнтів приведено нижче.

Коефіцієнт κ_n :

Матеріал валків	Значення κ_n
Чавунні загартовані, шліфовані	0,9
Чавунні	1,0
Стальні	1,1-1,2
Стальні з насічкою, накаткою	1,3-1,6

Коефіцієнт κ_m :

Зміст вуглецю в сталі, %	0,05-0,2	0,2-0,3	0,3-0,5	0,5-0,8	0,8-1,2
κ_m для захоплення	1,0	0,9	0,8	0,75	0,7
κ_m в сталому процесі	1,3	1,2	1,1	1,0	0,9

Коефіцієнт κ_v :

Швидкість прокатки, м/с	0-1	2	2,5	3	4	≥ 5
κ_v	1,0	0,9	0,75	0,65	0,55	0,5

Формули (2.61)-(2.62) дійсні при температурах більше 700°C.

При холодній прокатці коефіцієнти тертя знаходяться в межах:

при захопленні $f_z = 0,1 \div 0,2$;

в сталому процесі $f_y = 0,03 \div 0,15$.

Найбільш низькі значення коефіцієнтів тертя відповідають умовам прокатки на тонко шліфованих (полірованих) валках із застосуванням в'язких активних змащень. Для розрахунків параметрів холодної прокатки, головним чином, необхідно визначити коефіцієнт тертя в сталому процесі прокатки. Ця величина може бути визначена за емпіричною формулою [1]:

$$f_y = \frac{k_{cm} [1 + (0,4 + 0,01\varepsilon)R_z]}{1 + 0,25\sqrt{\nu_{50}} - 0,005\nu_{50}} \left[0,07 - \frac{0,1\nu_{\theta}^2}{2(1 + \nu_{\theta}) + 3\nu_{\theta}^2} \right], \quad (2.63)$$

де k_{cm} – коефіцієнт, що враховує природу змащення;

ε – відносне обтиснення;

R_z – висота нерівностей на поверхні валків;

ν_{50} – кінематична в'язкість мастила при 50°C;

ν_{θ} – швидкість обертання валків.

Коефіцієнт $k_{cm} = 1$ для рослинних масти та $k_{cm} = 1,4$ для мінеральних. Величини ν_{50} для більшості змащень вказані у відповідних стандартах (ГОСТ, ДСТУ тощо). При прокатці з емульсіями на основі стандартних емульсолов типу Е-2 (Б), ЕТ-1, Т, ОМ за розрахункову величину ν_{50} приймають в'язкість мастила І-20.

Формула (2.63) дійсна при прокатці на валках з шорсткістю 6-9 класу ($R_z = 0,8 \div 10$ мкм).

2.16 Поперечна течія металу

Внаслідок висотного обтиснення в валках метал піддається течії не тільки в поздовжньому, але й в поперечному напрямі, збільшуючи ширину смуги, що виходить з валків. Приріст ширини смуги при деформації називають поширенням та позначають Δb . Поширення при прокатці – в більшості випадків негативний фактор, тому що потребує збільшення сумарного обтиснення в процесі зменшення поперечного перерізу смуги, наприклад при прокатці з кантовками на обтискних станах. За цією причиною бажано вести прокатку в умовах з найменшим розвитком поширення.

Розрізняють наступні види поширення: вільне, обмежене та примусове.

Вільне поширення спостерігається при прокатці в валках з

гладкою бочкою, де поперечній течії металу перешкоджають тільки контактні сили тертя. Поширення такого виду характерно для листів, смуг та стрічок.

Обмежене, або стиснене, поширення спостерігається при прокатці в калібрах, де течії металу в поперечному напрямі, окрім контактних сил тертя, перешкоджають бокові стінки. Приклад деформації металу з обмеженим поширенням – прокатка в ящичних, квадратних, ромбічних, балочних та інших калібрах.

Примусове поширення – результат нерівномірної деформації по ширині та висоти смуги, найчастіше спостерігається при прокатці в калібрах.

В залежності від умов деформації поширення змінюється від 2-3 мм в останніх клітках дрібносортних станів до 15-25 мм за прохід при прокатці на крупносортних станах та блюмінгах. Тому правильний розрахунок поширення при калібруванні визначає точність прокатуємого профілю. Якщо поширення виявиться більше за розрахункове – метал переповнить калібр, вийде в зазор між валками, утворюючи задирки або “лампаси” на профілі. У випадку недостатнього поширення металу калібр не заповнюється. При прокатці широких листів на сучасних станах сумарне поширення є незначним та практично не впливає на точність профілю, тому що бокові кромки обрізуються на дискових ножицях, або задана ширина смуги отримується обкаткою бокових кромок в клітках з вертикальними валками.

Характер поперечної течії металу доволі складний та визначається умовами тертя на контактних поверхнях й нерівномірністю деформації смуги. В залежності від ступеня впливу цих факторів форма бокової кромки смуги може бути прямою, випуклою та двояко випуклою.

Наявність прямої бокової поверхні обумовлюється мінімальними значеннями коефіцієнту зовнішнього тертя та рівномірністю деформації смуги по висоті. При гарячій прокатці сполучення цих умов досягається досить важко, тому форма бокових поверхонь завжди відрізняється від прямої.

Поточне поширення металу в осередку деформації залежить від величини обтиснення металу. Тому при визначенні розподілу поширення І.Я. Тарновський та інші дослідники виходили з наступного співвідношення:

$$\ln \frac{b_x}{b_0} = k \ln \frac{h_0}{h_x}, \quad (2.64)$$

де b_x та h_x – поточні значення ширини та товщини смуги в осередку деформації;

k – чисельний коефіцієнт, що визначається за кінцевими розмірами смуги.

$$k = \frac{\ln \frac{b_1}{b_0}}{\ln \frac{h_0}{h_1}}. \quad (2.65)$$

Підставивши значення (2.65) в рівняння (2.64), отримуємо:

$$b_x = b_0 \left(\frac{h_0}{h_x} \right)^k. \quad (2.66)$$

Вираження (2.66) достатньо точно описує експериментальні данні.

Для практики важливо знати повне поширення Δb , що отримує смуга при проходженні осередку деформації. Відомі дослідження О.П. Чекмарьова, В.П. Бахтинова, О.І. Целикова, І.Я. Тарновського, О.П. Грудєва та інших по визначенню поширення в різних умовах прокатки. До числа найперших відносяться досліді Жеза, який запропонував формулу:

$$\Delta b = c_{жс} \Delta h, \quad (2.67)$$

де $c_{жс}$ – показник поширення.

Ця формула враховує тільки вплив обтиснення металу на поширення. Необхідно відмітити, що показник $c_{жс}$ може змінюватися в широких межах (від 0,1 до 1,0).

Найбільш відома формула Зібеля:

$$\Delta b = c_3 \frac{\Delta h}{h_0} \sqrt{R \cdot \Delta h}, \quad (2.68)$$

де c_3 – коефіцієнт, приблизно рівний 0,3-0,45.

О.П. Чекмарьов отримав формулу для визначення поширення із співвідношення поздовжньої та поперечної деформації, тобто:

$$\frac{\ln \frac{l}{L}}{\ln \frac{b}{B}} = (1 + \alpha) \left(\frac{B_{cp}}{R\alpha} \right)^n \frac{H + h}{2h \left(1 + f \frac{R\alpha}{B_{cp}} \right)}, \quad (2.69)$$

де $(1 + \alpha)$ – співмножник, що враховує вплив нахилу поверхні валків;

B_{cp} – середня ширина смуги в осередку деформації;

n – показник, що враховує форму осередку деформації в плані (вид зверху);

$\frac{H + h}{2h \left(1 + f \frac{R\alpha}{B_{cp}} \right)}$ – співмножник, що враховує вплив зовнішнього

тертя;

$R\alpha$ – довжина дуги захоплення.

Після відповідних перетворень, формула О.П. Чекмарьова для розрахунку поширення набуває вигляду:

$$\Delta b = \frac{2\Delta h \cdot b_{cp}}{(h_0 + h_1) \left[1 + (1 + \alpha) \left(\frac{b_{cp}}{R\alpha} \right)^n \frac{h_0 + h_1}{2h_1 \left(1 + \frac{f_y R\alpha}{b_{cp}} \right)} \right]}, \quad (2.70)$$

Враховуючи, що останній співмножник знаменника близький до одиниці, остаточно отримуємо:

$$\Delta b = \frac{2b_{cp}\Delta h}{(h_0 + h_1) \left[1 + (1 + \alpha) \left(\frac{b_{cp}}{R\alpha} \right)^n \right]}, \quad (2.71)$$

де $b_{cp} = \frac{1}{2}(b_0 + b_1)$;

n – показник, що враховує форму осередку деформації в плані (вид зверху).

Показник n дорівнює:

$n = 1$, якщо $b_{cp} \leq R\alpha$; $n = 2$, якщо $b_{cp} > R\alpha$.

Практично в розрахунках приймаємо $b_{cp} \approx b_0$ або $b_{cp} \approx b_1$ (останнє, якщо визначення розмірів смуги проти ходу процесу прокатки).

Поширення також може бути визначено за теоретичною формулою Целикова:

$$\Delta b = 0,5c_\epsilon \frac{\Delta h}{h_{cp}} \left(\sqrt{R\Delta h} - \frac{\Delta h}{2f} \right), \quad (2.72)$$

де c_θ – коефіцієнт, що враховує ширину смуги.

Коефіцієнт c_θ дорівнює:

$$\text{для } \frac{b_{cp}}{l_d} \leq 0,75$$

$$c_\theta = 0,4 + 1,2 \left(\frac{b_{cp}}{l_d} - 0,25 \right);$$

$$\text{для } \frac{b_{cp}}{l_d} > 0,75$$

$$c_\theta = 0,25 + 0,9 \left(1 - 0,2 \frac{b_{cp}}{l_d} \right)^2.$$

Розглянемо вплив окремих факторів на поширення при прокатці.

Зі збільшенням діаметра валків (при інших постійних факторах) поширення збільшується. Ця закономірність пов'язана зі зміною відношення опорів поздовжньому та поперечному течіям метала внаслідок збільшення довжини дуги контакту ($h = \text{const}$). При цьому сили тертя в зонах відставання та випередження підвищуються, що уповільнює течію метала вздовж дуги захоплення. Оскільки опір течії металу в поперечному напрямку при цьому практично не змінюється, тому поширення смуги підвищується.

Таким чином, з точки зору отримання найбільшої витяжки за прохід доцільніше вести прокатку смуги на валках з меншим діаметром, якщо це можливо за умовами міцності деталей стану та точності готового профілю.

З підвищенням обтиснення поширення збільшується внаслідок дії двох факторів: зміщеного по висоті об'єму та поздовжніх напружень. Зі збільшенням зміщеного об'єму витяжка та поширення смуги пропорційно підвищуються. Крім цього, з підвищенням обтиснення збільшується дуга захоплення, а разом з нею й поздовжні напруження σ_x , що мають напрям, протилежний процесу прокатки. Це призводить до збільшення поширення.

Вплив абсолютного обтиснення на поширення представлено на рис.28.

Дослідження по вивченню закономірностей поперечної течії металу проводились на лабораторному стані з діаметром валків 175 мм. Матеріал зразків - сталь 45, температура прокатування становила 1150°C. З графіку випливає, що значний вплив на поширення має вихідна товщина смуги. При цьому зі збільшенням

товщини смуги поширення зменшується. Зазначена закономірність пояснюється наступним чином. Зі збільшенням товщини смуги (при постійних значеннях контактних сил тертя) зменшується зона випередження, а також сили тертя в ній; напруження σ_x , направлені проти ходу прокатки також знижуються, полегшуючи течію метала в поздовжньому напрямку. При цьому зменшується частка зміщеного об'єму, що приходить на поширення. Отже, при прокатці тонких смуг частка зміщеного об'єму, більша, ніж при прокатці товстих.

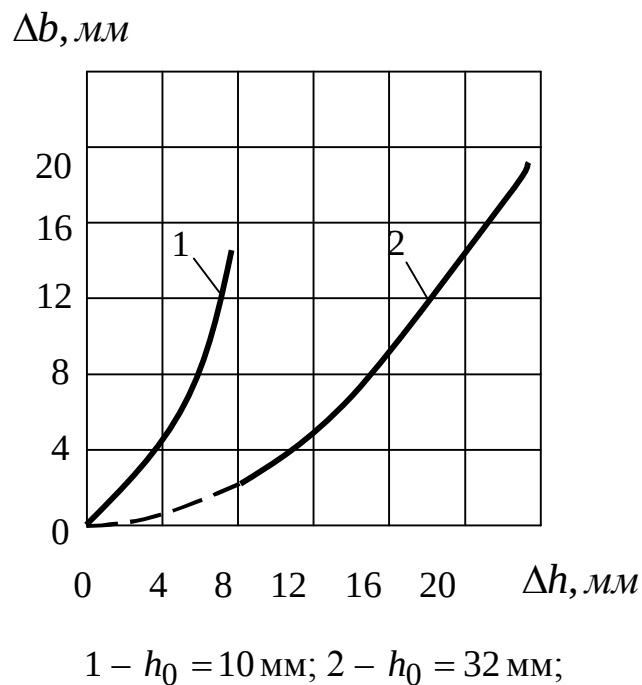


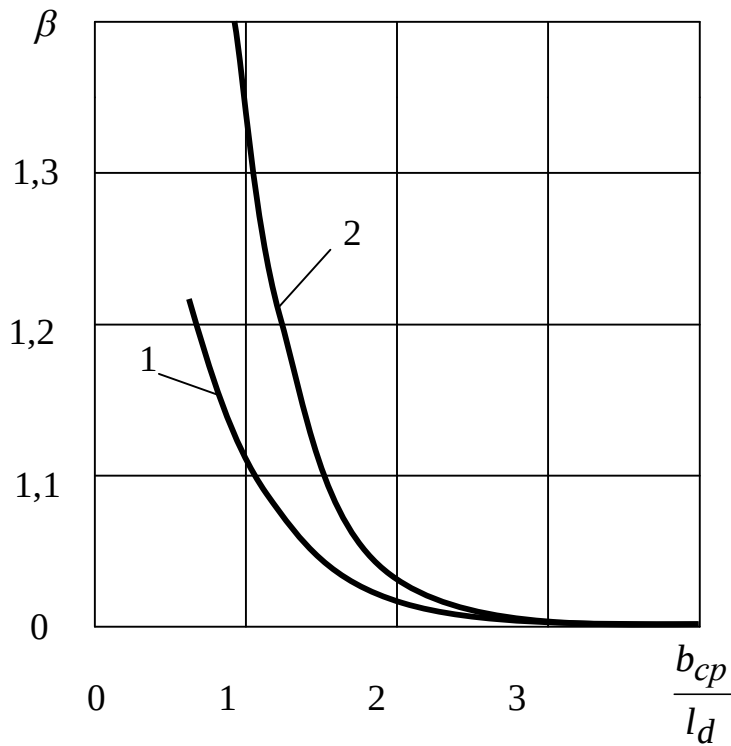
Рис. 28 – Вплив абсолютного обтиснення на поширення

В умовах вузького осередку деформації помітний вплив на поперечну деформацію має ширина прокатуємої смуги, точніше відношення $\frac{b_{cp}}{l_d}$.

Практичні дослідження впливу параметру $\frac{b_{cp}}{l_d}$ на коефіцієнт поширення β представлено на рис.29.

Відношення $\frac{b_{cp}}{l_d}$ характеризує форму осередку деформації у плані: для лінійного та вузького осередку деформації $\frac{b_{cp}}{l_d} < 1$, для

короткого та широкого – $\frac{b_{cp}}{l_d} > 1$.



$$1 - \frac{D}{h_0} = 5,2; 2 - \frac{D}{h_0} = 12,2;$$

Рис. 29 – Впливу параметру $\frac{b_{cp}}{l_d}$ на коефіцієнт поширення

З графіку випливає, що зі зменшенням $\frac{b_{cp}}{l_d}$ (наприклад, зі зменшенням ширини осередку деформації при $l_d = const$) коефіцієнт поширення $\beta = \frac{b_1}{b_0}$, що характеризує відносну поперечну деформацію, збільшується. Найбільш різке підвищення β спостерігається при $\frac{b_{cp}}{l_d} < 1,5$. Збільшення коефіцієнту поширення при зменшенні ширини смуги пов'язано зі зниженням поперечних підпираючих напружень σ_z та майже незмінних поздовжніх σ_x . Якщо відношення $\frac{b_{cp}}{l_d}$ змінюється за рахунок довжини дуги контакту l_d при $b_{cp} = const$, то зміна коефіцієнту β є функцією поздовжнього підпираючого

напруження σ_x . Графік, представлений на рис.29, достатньо добре ілюструє також вплив початкової товщини смуги та діаметру валків.

Відомо, що при прокатці смуги з однаковою кінцевою товщиною та сумарним обтисненням, поширення буде меншим, якщо кількість проходів при прокатці буде більшим. Це пояснюється також на основі закону найменшого опору. Дійсно, при збільшенні кількості проходів зменшується величина обтиснення за прохід. При цьому зменшуються довжина дуги захоплення, сили тертя та опір поздовжній течії металу при майже незмінному поперечному напруженні σ_z , що забезпечує збільшення витяжки та зменшення поширення.

Вплив коефіцієнтів тертя на закономірність зміни поширення при прокатці досить складний. Так, О.П. Чекмарьов та І.Я. Тарновський відмічають, що в залежності від відносних розмірів осередку деформації збільшення коефіцієнту тертя може призвести до збільшення або до зменшення поширення. Незалежно від величини параметру $\frac{b_{cp}}{l_d}$ збільшення коефіцієнту тертя визиває підвищення опору течії металу в горизонтальній площині. Однак характер впливу коефіцієнту тертя на поширення багато в чому обумовлений відношенням $\frac{b_{cp}}{l_d}$.

Підвищення коефіцієнту тертя сприяє інтенсивному збільшенню підпираючих поздовжніх сил а, отже, напружень σ_x . При невеликих значеннях відношення $\frac{b_{cp}}{l_d}$ (прокатка смуг з довгим та вузьким осередком деформації) помітне збільшення поперечних підпираючих напружень σ_z малоімовірне. Ця зміна напруженого стану в осередку деформації сприяє зменшенню витяжки та збільшенню поширення смуги.

По закінченню відмітимо, що усі вищенаведені формули відносяться до випадку прокатки прямокутної смуги в циліндричних валках. При розрахунку поширення в калібрах також найчастіше використовують дані формули, але в них вводиться поправочний коефіцієнт, що враховує особливості деформації в калібрах різної форми. З а даними В.І. Зюзіна поправочний коефіцієнт κ_ϕ складає:

для систем ромб-квадрат, ромб-ромб, овал-круг, овал-овал

$$\kappa_{\phi} = 0,8 \div 0,85;$$

для системи квадрат-овал $\kappa_{\phi} = 0,7 \div 0,74$;

для системи ребровий овал-плоский овал $\kappa_{\phi} = 1,2$.

Обтиснення та інші геометричні параметри рекомендується розраховувати за методом приведенної смуги.

2.17 Енергосилові параметри прокатки

До енергосилових параметрів прокатки відносять: контактні напруження, зусилля прокатки, момент, робота та потужність деформації, енерговитрати на ведення процесу.

Як вже згадувалось, процес прокатки супроводжується виникненням сил тертя, що забезпечують стале його протікання. При цьому на контактних поверхнях валків та смуги діють поточні сили тертя t_x та нормальний тиск p_x , що забезпечують пластичне деформування металу.

Диференційне рівняння рівноваги елементу металу

В 1925 р. Т. Карман отримав диференційне рівняння при прокатці, що є основою для аналітичного виразу залежності контактних напружень від різних параметрів деформації.

Розглянемо випадок прокатки, коли довжина дуги захоплення є більшою за середню висоту перетину прокатуємої смуги, валки циліндричні та ширина смуги в кілька разів більше довжини дуги захоплення. Таким чином даний випадок прокатки можна розглядати як двомірну задачу без поширення металу.

Крім цього припускаємо, що процес прокатки є сталим, виконується умова плоских перетинів та залежність між радіальним тиском й поздовжніми нормальними напруженнями визначається рівнянням пластичності в головних координатних вісях, тобто:

$$p_x - \sigma_x = \beta \sigma_T. \quad (2.73)$$

Виділимо в осередку деформації елемент dx (рис.30), що обмежений циліндричними поверхнями обох валків й двома площинами, перпендикулярними напрямку прокатки та розташованими одна від іншої на нескінченно малій відстані dx . Розглянемо умови рівноваги цього елементу, проектуючи всі діючі на нього сили за напрямком прокатки.

Проектуючи всі діючі зовнішні сили на контактні виділеного елемента з валками та внутрішні сили на вісь x , отримуємо:

$$\sum x = 2(-p_x \operatorname{tg} \varphi \cdot dx \cdot b + t_x \cdot dx \cdot b) + (\sigma_x + d\sigma_x)(h_x + dh_x)b - \sigma_x h_x b = 0.$$

Враховуючи, що $dx = \frac{dh_x}{2 \operatorname{tg} \varphi}$, маємо:

$$d\sigma_x - (p_x - \sigma_x) \frac{dh_x}{h_x} + \frac{t_x}{\operatorname{tg} \varphi} \frac{dh_x}{h_x} = 0.$$

З урахуванням (2.73) остаточно отримуємо:

$$dp_x = \left(\beta \sigma_T \mp \frac{t_x}{\operatorname{tg} \varphi} \right) \frac{dh_x}{h_x}. \quad (2.74)$$

Відзначимо, що знак “-” відноситься до зони відставання, знак “+” – до зони випередження.

За своїм фізичним змістом рівняння Т. Кармана показує залежність інтенсивності тиску в осередку деформації від геометрії осередку, механічних властивостей прокатуємого металу та умов тертя на контактні.

2.18 Теоретичне визначення тиску за О.І. Целіковим

При вирішенні задачі про розподіл тиску в осередку деформації О.І. Целіковим були зроблені наступні припущення: заміна дуги окружності контакту хордою та визначення поточних сил тертя за законом Кулона, тобто:

$$t_x = f_y \cdot p_x.$$

Тоді рівняння Т. Кармана має вигляд:

$$dp_x = (\beta \sigma_T \mp \delta \cdot p_x) \frac{dh_x}{h_x}, \quad (2.75)$$

$$\text{де } \delta = \frac{f_y}{\operatorname{tg} \frac{\alpha_y}{2}} \approx \frac{2 f_y}{\alpha_y}.$$

Після вирішення рівняння (2.75) отримуємо:
для зони відставання:

$$p_x = \frac{\beta \sigma_T}{\delta} - c_0 h_x^{-\delta}; \quad (2.76)$$

для зони випередження:

$$p_x = -\frac{\beta\sigma_T}{\delta} + c_1 h_x^\delta, \quad (2.77)$$

де c_0 та c_1 – постійні інтегрування.

Постійну c_0 визначимо з граничних умов при входженні металу в осередок деформації. При $h_x = h_0$, $p_x = \beta\sigma_T - \sigma_0$ (σ_0 – задній поточний натяг смуги) або $p_x = \beta\sigma_T \left(1 - \frac{\sigma_0}{\beta\sigma_T}\right) = q_0 \cdot \sigma_T$, $q_0 = \left(1 - \frac{\sigma_0}{\beta\sigma_T}\right)$.

Постійну c_1 визначимо з граничних умов при виході металу з валків. При $h_x = h_1$, $p_x = \beta\sigma_T - \sigma_1$ (σ_1 – передній поточний натяг смуги) або $p_x = \beta\sigma_T \left(1 - \frac{\sigma_1}{\beta\sigma_T}\right) = q_1 \cdot \sigma_T$, $q_1 = \left(1 - \frac{\sigma_1}{\beta\sigma_T}\right)$.

Підставивши граничні значення, остаточно маємо:
для зони відставання:

$$p_{x_{від}} = \frac{\beta\sigma_T}{\delta} \left[(q_0 \cdot \delta - 1) \left(\frac{h_0}{h_x} \right)^\delta + 1 \right]; \quad (2.78)$$

для зони випередження:

$$p_{x_{вип}} = \frac{\beta\sigma_T}{\delta} \left[(q_1 \cdot \delta + 1) \left(\frac{h_x}{h_1} \right)^\delta - 1 \right]. \quad (2.79)$$

Формули (2.78) та (2.79) характеризують розподіл тиску по довжині осередку деформації у відповідних зонах. Графічне відображення даних формул для простого випадку прокатки (відсутність натягу) представлено на рис.31.

На рис.31 також приведена епюра розподілу поточних сил тертя.

Вплив коефіцієнту тертя на розподіл тиску в осередку деформацій представлено на рис.32. Епюра розподілу тиску побудована для наступних вихідних даних: відносна деформація $\varepsilon = 30\%$, кут захоплення $\alpha = 0,094$ рад, відношення $\frac{h_1}{D} = 0,0116$, коефіцієнт тертя $f_y = 0,1 \div 0,4$.

З графіку випливає, що зі збільшенням коефіцієнту тертя максимуму епюри тисків зміщується в напрямку, протилежному процесу прокатки. При цьому збільшується й зона випередження.

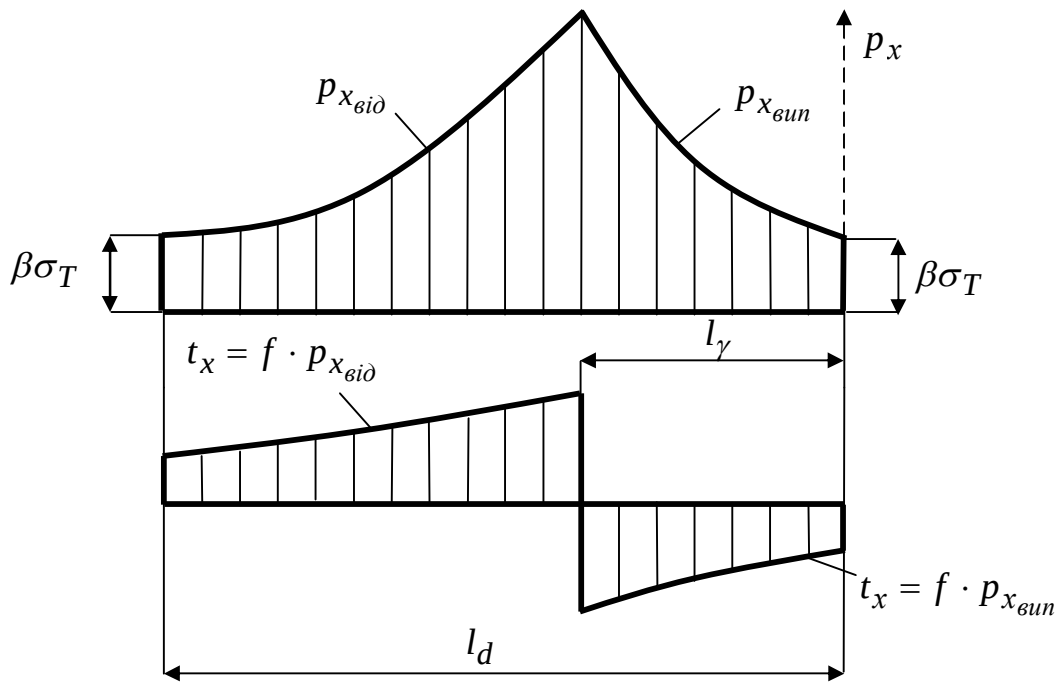
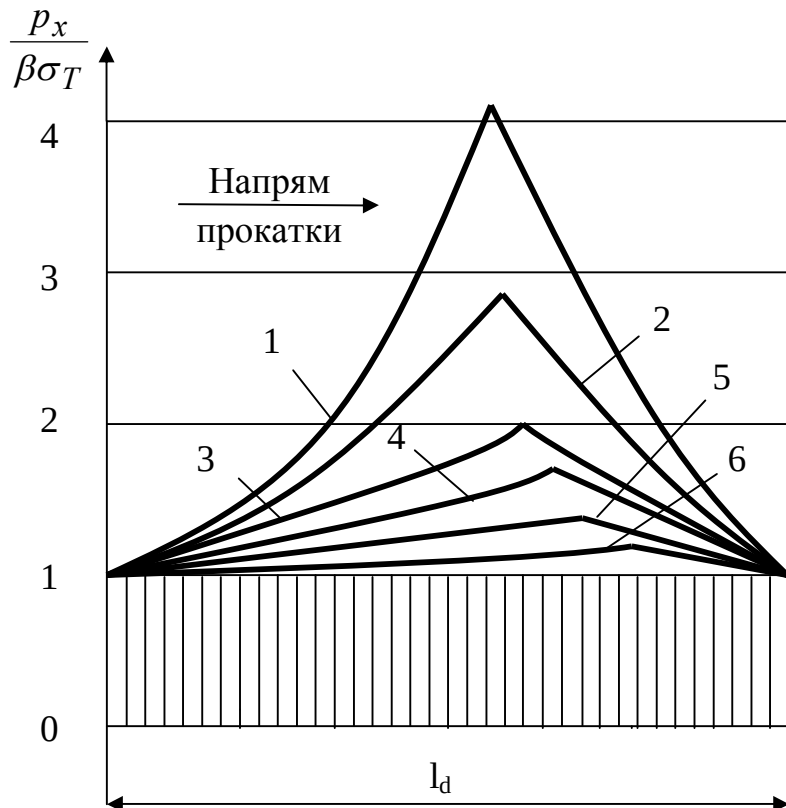


Рис. 31 – Теоретичний розподіл тиску та поточних сил тертя в осередку деформації



1 – $f_y = 0,4$; 2 – $f_y = 0,3$; 3 – $f_y = 0,2$; 4 – $f_y = 0,15$;
 5 – $f_y = 0,1$; 6 – $f_y = 0,075$;

Рис. 32 – Вплив коефіцієнту тертя на розподіл тиску в осередку деформації

Середній контактний тиск та зусилля прокатки

Одним з найважливіших енергосилових показників процесу прокатки є середній тиск в осередку деформації. Воно визначається за наступною формулою:

$$p_{cp} = \frac{1}{l_d} \left[\int_{\gamma}^{\alpha} p_{x_{oid}} R d\varphi + \int_0^{\gamma} p_{x_{uin}} R d\varphi \right]. \quad (2.80)$$

В наслідок вирішення даного рівняння О.І. Целіков отримав формулу для визначення середнього тиску у вигляді:

$$p_{cp} = \beta \sigma_T \frac{2h_1}{\Delta h(\delta - 1)} \left(\frac{h_{\gamma}}{h_1} \right) \left[\left(\frac{h_{\gamma}}{h_1} \right)^{\delta} - 1 \right], \quad (2.81)$$

де h_{γ} – товщина смуги в нейтральному перетині;

δ – параметр, що дорівнює $\delta = \frac{2f_y l_d}{\Delta h}$.

Відношення $\left(\frac{h_{\gamma}}{h_1} \right)$ було визначене з умови рівності тисків за формулами (2.80) та (2.81) в нейтральному перетині:

$$\frac{h_{\gamma}}{h_1} = \left\{ \frac{1 + \sqrt{1 + \left(\delta^2 - 1 \right) \left(\frac{h_0}{h_1} \right)^{\delta}}}{\delta + 1} \right\}^{\frac{1}{\delta}}. \quad (2.82)$$

Величина середнього контактного тиску залежить від межі текучості та напруженого стану, в якому знаходиться метал, що піддається деформації. Тобто:

$$p_{cp} = \beta \sigma_T \cdot n_{\sigma}, \quad (2.83)$$

де n_{σ} – коефіцієнт напруженого стану.

Коефіцієнт n_{σ} також носить назву коефіцієнт підпору. В загальному випадку цей коефіцієнт можна представити у вигляді:

$$n_{\sigma} = n'_{\sigma} \cdot n''_{\sigma} \cdot n'''_{\sigma}, \quad (2.84)$$

де n'_{σ} , n''_{σ} , n'''_{σ} – коефіцієнти, що враховують вплив зовнішнього тертя, зовнішніх зон та натягу кінців смуги відповідно.

Значення n'_{σ} при гарячій прокатці визначається в залежності від

параметру осередку деформації $\frac{l_d}{h_{cp}}$:

$$\text{якщо } \frac{l_d}{h_{cp}} < 2 \quad n'_\sigma = 1 + \frac{1}{6} \frac{l_d}{h_{cp}}; \quad (2.85)$$

$$\text{якщо } \frac{l_d}{h_{cp}} = 2 \div 4 \quad n'_\sigma = \frac{2h_1}{\Delta h(\delta - 1)} \left(\frac{h_\gamma}{h_1} \right) \left[\left(\frac{h_\gamma}{h_1} \right)^\delta - 1 \right]; \quad (2.86)$$

$$\text{якщо } \frac{l_d}{h_{cp}} > 4 \quad n'_\sigma = 1 + \frac{1}{4} \frac{l_d}{h_{cp}}. \quad (2.87)$$

Коефіцієнт, що враховує вплив зовнішніх зон визначається за формулами:

$$\text{якщо } \frac{l_d}{h_{cp}} < 1 \quad n''_\sigma = \left(\frac{l_d}{h_{cp}} \right)^{-0,4}; \quad (2.88)$$

$$\text{якщо } \frac{l_d}{h_{cp}} \geq 1 \quad n''_\sigma = 1. \quad (2.89)$$

Значення n'''_σ визначається із наступної емпіричної залежності:

$$n'''_\sigma = 1 - \frac{q_0 - q_1}{2p_{cp}}, \quad (2.90)$$

де q_0 та q_1 – задній та передній питомий натяг смуги.

$$q_0 = \frac{Q_0}{h_0 b_0}; \quad (2.91)$$

$$q_1 = \frac{Q_1}{h_1 b_1}, \quad (2.92)$$

де Q_0 та Q_1 – сили заднього та переднього натягу металу.

При відомому p_{cp} можна знайти зусилля прокатки:

$$P = p_{cp} F_k = p_{cp} \cdot l_d \frac{b_0 + b_1}{2}, \quad (2.93)$$

де F_k – площа осередку деформації;

b_0 та b_1 – початкова та кінцева ширина смуги в осередку деформації.

Необхідно відмітити, що при прокатці сталі, якщо середній тиск є більшим за 200 МПа, в рівняння (2.93) необхідно підставляти значення сплющеної дуги контакту l_{cn} .

2.19 Контактно-гідродинамічна модель розподілу контактних напружень

Контактно-гідродинамічний режим тертя характеризується важконавантаженим контактом та тонкоплівочним змащенням. До такого режиму тертя можна віднести прокатку особливотонких листів з ефективними змащеннями, наприклад прокатку жесті. Очевидно, що найбільш обґрунтованою моделлю тертя в цих умовах може служити закон Ньютона.

Відмітимо, що у зв'язку з розгляданням важконавантаженого контакту динамічна в'язкість мастила істотно залежить від тиску:

$$\eta_p = \eta_0 \cdot e^{\theta \cdot p},$$

де η_0 – динамічна в'язкість мастила при атмосферному тиску та даній температурі;

θ – п'єзокоефіцієнт в'язкості, що показує наскільки інтенсивна ця залежність;

p – гідродинамічний тиск в шарі змащення.

Дана залежність носить назву закон Барруса. Вона не завжди вірно віддзеркалює реальний вплив тиску на в'язкість змащення, тому що при тисках, що виникають в осередку деформації, шар мастила може затвердіти, змінюючи свій фазовий стан. Тому середнє значення динамічної в'язкості визначали за припущення, що повні сили тертя в ньому при гідродинамічному режимі та звичайному терті ковзанні (кулонівська модель) є рівними між собою. Тоді [18]:

$$\eta_{cp} \frac{v_{ск.ср}}{\xi_{cp}} = f_{cp} p_{cp}, \quad (2.94)$$

де η_{cp} – середнє по осередку деформації значення динамічної в'язкості;

$v_{ск.ср}$ – середня швидкість ковзання по осередку;

ξ_{cp} – середня товщина мастильної плівки;

f_y – коефіцієнт тертя в сталому процесі прокатки;

p_{cp} – середній тиск по осередку деформації.

В цьому випадку гідродинамічна модель тертя в контакті металу з валками набуває вигляду:

$$\tau_x = \frac{f_{cp} p_{cp} \xi_{cp}}{v_{ск.ср}} \frac{v_x - v_в}{\xi_x}, \quad (2.95)$$

де v_x – поточне значення швидкості поверхні розкату;

v_θ – швидкість поверхні валків;

ξ_x – поточне значення товщини шару мастила.

Якщо враховувати, що товщина шару змащення в реальних умовах холодної прокатки незначно змінюється по осередку деформації, то в першому наближенні можна прийняти $\xi_x = \xi_{cp}$. Таким чином модель тертя приймає вигляд:

$$\tau_x = \frac{f_{cp} p_{cp}}{v_{ск.ср}} (v_x - v_\theta), \quad (2.96)$$

Середня швидкість ковзання металу по осередку деформації визначається за формулою:

$$v_{ск.ср} = v_\theta \frac{\Delta h}{3h_1}. \quad (2.97)$$

Підставив модель тертя (2.96) в диференціальне рівняння Т. Кармана та вирішив його, отримуємо розподіл нормального тиску в безрозмірних величинах:

$$\begin{aligned} \frac{p_x}{\beta \sigma_T} = & 1 + \ln \frac{h_x}{h_0} - A \sqrt{\frac{R}{h_1}} \left\{ (1 - S) \left[\arctg \sqrt{\frac{h_x - h_1}{h_1}} - \arctg \sqrt{\frac{\Delta h}{h_1}} \right] - (S + 1)x \right. \\ & \left. x \left[\frac{\sqrt{(h_x - h_1)h_1}}{h_x} - \frac{\sqrt{\Delta h \cdot h_1}}{h_0} \right] \right\}; \\ A = & \frac{f_{cp} p_{cp}}{\beta \sigma_T} \frac{3h_1}{\Delta h}, \end{aligned} \quad (2.98)$$

де R – радіус валків;

S – випередження.

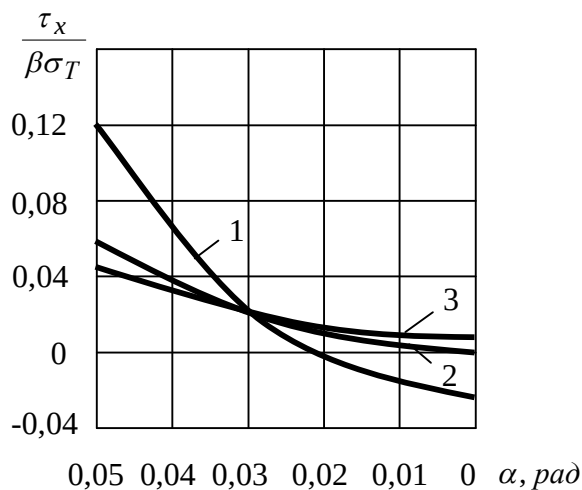
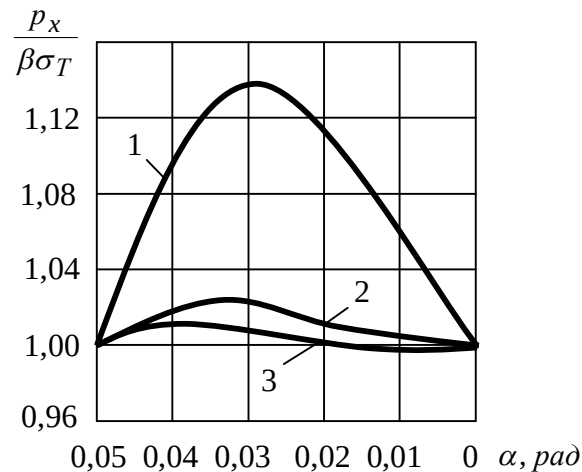
Необхідно відмітити, що рівняння (2.98) отримано з урахуванням відомої граничної умови на входженні в осередок деформації. Граничну умову на виході з осередку використовуємо для визначення випередження:

$$S = \frac{\arctg \sqrt{\frac{\Delta h}{h_1}} - \sqrt{\frac{\Delta h \cdot h_1}{h_0}} - \frac{1}{A} \sqrt{\frac{h_1}{R}} \ln \frac{h_0}{h_1}}{\arctg \sqrt{\frac{\Delta h}{h_1}} + \sqrt{\frac{\Delta h \cdot h_1}{h_0}}}. \quad (2.99)$$

Задаючись значенням випередження, з рівняння (2.99) можна отримати величину параметру A , а також знайти необхідне значення фізичних властивостей змащення, за яких процес прокатки буде

протікати з заданими кінематичними параметрами.

На рис.33 приведені епюри контактних напружень, що отримані для наступних випадків прокатки: при наявності випередження, при нульовому випередженні та негативному випередженні (однозонному ковзанні в осередку деформації). При моделюванні випадків прокатки змінним параметром виступає коефіцієнт тертя при постійних інших умовах: $\frac{h_0}{h_1} = 1,245$; $\alpha = 0,0468$; $\frac{R}{h_0} = 89,9$; $\frac{v_{ск.ср}}{v_в} = 0,082$.



1 – $f_y = 0,0585$; 2 – $f_y = 0,0323$; 3 – $f_y = 0,0281$;

Рис. 33 – Розподіл контактних напружень по довжині осередку деформації

При коефіцієнті тертя, що перевищує кут захоплення ($f_{ср} = 0,0585$), отримані епюри характерні для звичайного процесу (крива 1) – куполоподібний розподіл тиску з максимумом, зміщеним до площини входження в осередок деформації по відношенню до площини нейтрального перетину.

При $f_{cp} = 0,0323$, коли випередження дорівнює нулю, крива нормального тиску (крива 2) розташована нижче, в порівнянні з попередньою, що відповідає теорії прокатки. Максимум цієї епюри ще більше зміщений до площини входження в осередок, а питомі сили тертя приймають нульове значення в площині виходу з осередку деформації. Важливо відмітити, що по всій довжині осередку деформації безрозмірний тиск більше одиниці $\frac{p_x}{\beta\sigma_T} > 1$. Це свідчить про те, що у випадку прокатки з нульовим випередженням при контактній-гідродинамічній моделі тертя в зоні пластичної деформації поздовжні нормальні напруження σ_x не є розтягуючими.

Для випадку прокатки з негативним випередженням ($f_{cp} = 0,0281$, крива 3) поблизу виходу металу з валків ці напруження стають розтягуючими та відношення $\frac{p_x}{\beta\sigma_T} < 1$.

Необхідно відмітити, що при прокатці з нульовим та негативним випередженням або при однозонному ковзанні металу в валках розподіл тиску істотно відрізняється від загальноприйнятого при кулонівському законі тертя.

Таким чином, результати аналізу епюр контактних напружень при режимі тертя в осередку деформації, що визначається законом Ньютона, показують, що рівновага металу в валках не порушується у випадку прокатки з однозонним ковзанням металу в валках. Сталій процес прокатки може протікати при швидкості виходу металу з валків меншим, ніж окружна швидкість валків. Відмітимо, що експерименти ряду дослідників підтверджують можливість такого процесу. Так, в роботі [9] показано, що при прокатці з ефективними технологічними змащеннями сталій процес прокатки протікав з “негативним” випередженням більш 30%.

На рис.34 приведені дослідні данні О.П. Грудєва та О.П. Максименка по вивченню залежностей випередження S та товщини шару змащення ξ_1 від кута захоплення α при холодній прокатці зразків з міді розміром $h_0 \times b_0 = 5 \times 60$ мм з застосуванням касторового мастила. Прокатку проводили на лабораторному двохвалковому стані з діаметром валків 190 мм, матеріал валків – сталь, швидкість прокатки $v_g = 0,35$ м/с.

Як впливає з отриманих результатів, дослідна крива випередження істотно відрізняється від прийнятої в теорії. При

прокатці з малими кутами захоплення ($\alpha \leq 0,06$ рад) та значною товщиною мастильної плівки в осередку деформації ($\xi_1 > 1,2$ мкм) отримані “негативні” значення випередження.

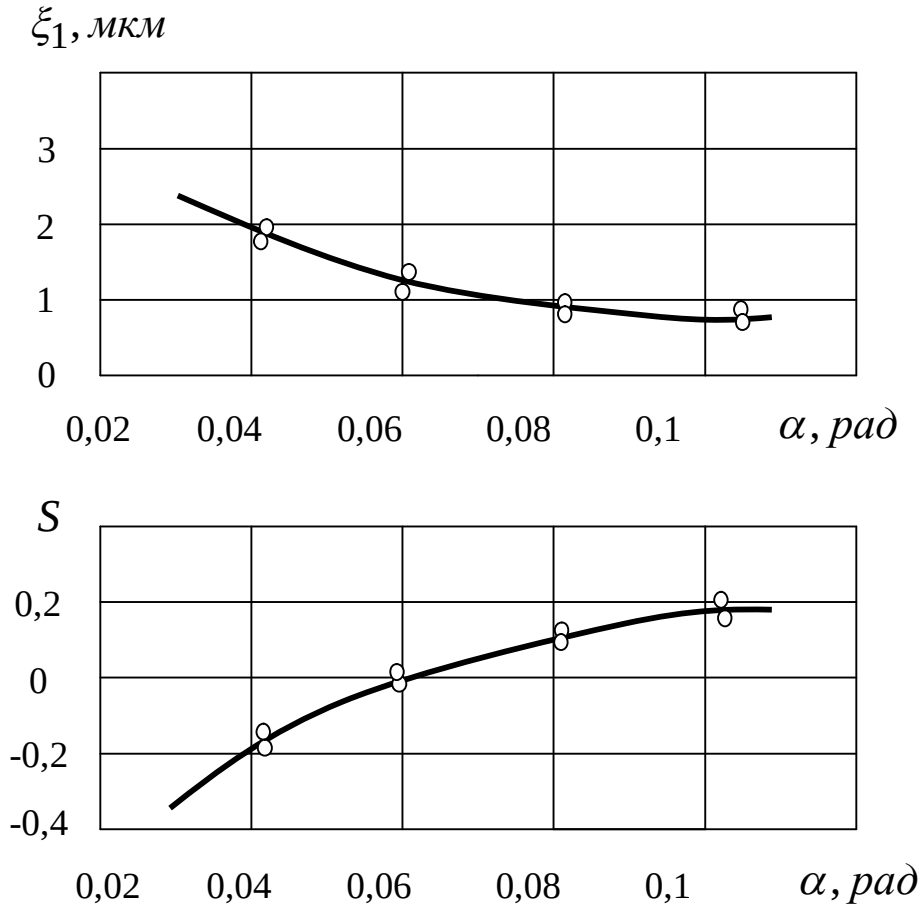


Рис. 34 – Експериментальні залежності товщини шару змащення та випередження при прокатці мідних зразків

Таким чином, досліди показують, що при холодній прокатці з технологічним змащенням протікає сталий процес деформації металу при однозонному ковзанні в осередку деформації. Регулятором рівноваги сил в осередку є товщина мастильної плівки та швидкість ковзання.

Відмітимо, що при прокатці з однозонним ковзанням металу в осередку деформації відсутня зона випередження, в якій сили тертя перешкоджають протіканню процесу прокатки. У зв'язку з цим процес протікає при мінімальних енерговитратах.

2.20 Теорія розподілу питомих сил тертя

Розглянута теорія розподілу нормальних напружень по дузі захоплення заснована на припущенні, що прокатуємий метал ковзає по поверхні валків на всій дузі захоплення в зоні за напрямком обертання валків.

Контактні сили тертя за цією теорією пропорційні тиску, тому цю теорію називають теорією сухого тертя.

Окрім цієї теорії, існує теорія постійних контактних сил тертя, запропонована Е. Зібелем. Відповідно до цієї теорії сили тертя приймають по всій дузі захоплення постійним та рівним $f_y = 2k$.

Пізніше А. Надаї висунув теорію контактних сил тертя, засновану на припущенні, що між прокатуємим металом та валками відбувається рідинне тертя. Можливість здійснення такого випадку прокатки на практиці ще не доведена, але він представляє великий інтерес, тому що при холодній прокатці зі змащенням на добре відшліфованих валках та при високих швидкостях прокатки (10-40 м/сек) на окремих ділянках контактної поверхні можливе тертя, що наближається до рідинного.

Це припущення значною мірою також пояснюється тією обставиною, що в'язкість мастильних матеріалів сильно зростає зі збільшенням тиску, й тому, незважаючи на високий тиск (наприклад, при холодній прокатці), відбувається часткове збереження масляної плівки.

При рідинному терті сила тертя, відповідно до закону Ньютона, дорівнює:

$$\tau_x = \eta \frac{dv}{dy}.$$

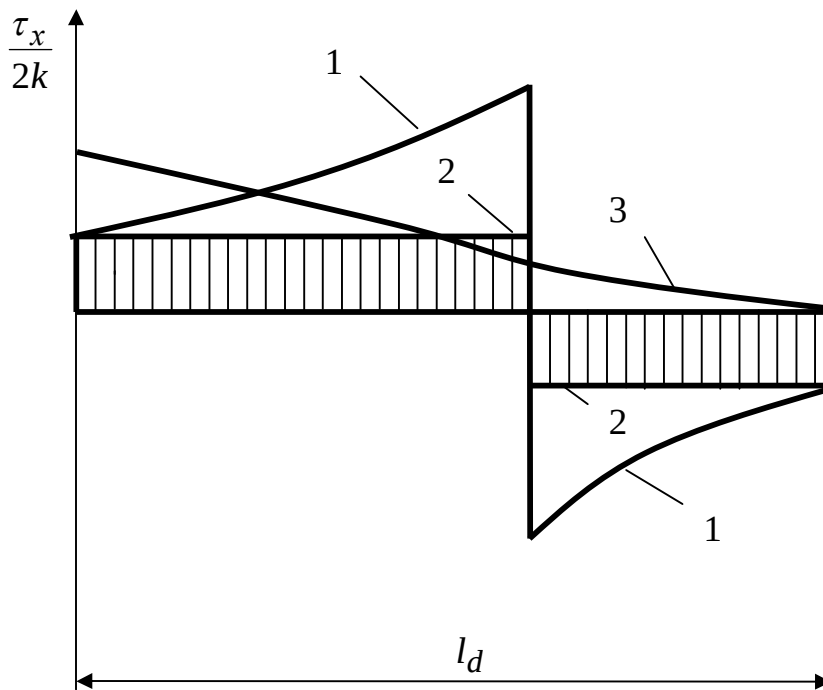
Характер епюри контактних сил тертя по дузі захоплення за цією теорією є зовсім іншим, чим при попередніх двох теоріях. Замість різкого переходу, при зміні знаку, сили тертя в нейтральному перетині мається плавний перехід.

Епюри контактних сил тертя за трьома відповідними теоріями (моделями) представлені на рис.35.

Усі ці теорії засновані на припущенні, що протягом довжини дуги захоплення існує ковзання. Н. А. Соболевський у 1933 р. висунув гіпотезу, відповідно до якої прокатуємий метал не обов'язково повинний ковзати по поверхні валків. Наприклад, є підстави припускати, що при прокатці товстих смуг та невеликій

довжині дуги захоплення ковзання між металом та валками безсумнівно відсутнє.

В той же час цілком заперечувати ковзання між прокатуємим металом та валками є також помилковим. Наприклад, при прокатці смуг та великій довжині дуги захоплення ковзання безумовно присутнє.



1 – модель Зібеля; 2 – модель Кулона; 3 – модель Ньютона

Рис. 35 – Епюри контактних сил тертя

Аналізуючи це, можна стверджувати, що в осередку деформації існує, крім двох зон ковзання (відставання та випередження), ще одна зона, що знаходиться між ними, де ковзання металу по поверхні валків відсутнє. Ця зона має назву зона прилипання.

Для розрахунку контактних дотичних напружень (сил тертя) доцільно застосовувані на практиці випадки прокатки широких смуг на гладких валках (двовірна деформація) розділити на чотири види прокатки, в залежності від відношення довжини дуги захоплення до середньої висоти прокатуємої смуги, тобто від $\frac{l_d}{h_{cp}}$:

Вид прокатки	1	2	3	4
$\frac{l_d}{h_{cp}}$	>5	2-5	0,5-2	<0,5

Характер деформації металу для цих видів прокатки різний, тому застосовують різні способи визначення контактних сил тертя та тиску. Межі між цими видами прокатки ще точно не встановлені. Вони залежать не тільки від відношення $\frac{l_d}{h_{cp}}$, але й від інших факторів, зокрема від коефіцієнта тертя, обтиснення та кута захоплення. У зв'язку з цим, зазначені та ті, що приводяться надалі значення відносин $\frac{l_d}{h_{cp}}$ варто розглядати як досить орієнтовані.

I. При відношенні $\frac{l_d}{h_{cp}} > 5$ впродовж довжині дуги захоплення маються зони, де сили тертя підкоряються різним законам.

На початку та наприкінці дуги захоплення, коли її довжина значно більше висоти прокатуємої смуги існує ковзання металу по поверхні валків. Ця обставина підтверджується багатьма експериментальними дослідженнями. Тому приймається, що сили тертя в зонах ковзання підкоряються закону сухого тертя (рис.36):

$$\tau_x = f_y p_x.$$

Зі збільшенням p_x до середини дуги захоплення, збільшується сила тертя, яка може досягти значення опору чистому зрушенню k , тобто:

$$\tau_x = k. \quad (2.100)$$

Більш високого значення сила тертя мати не може, тому що тоді буде відбуватися внутрішнє ковзання або зрушення в металі, що прилягає до контактної поверхні. Отже, як тільки сила тертя на контактній поверхні досягне k (в точках C та O на рис.36), ковзання металу по поверхні валків припиниться та на іншій ділянці дуги захоплення (ділянка CE) буде зона прилипання.

У середній частині зони прилипання поблизу нейтрального перетину є ділянка загальмованої пластичної деформації (можлива її відсутність), що називається ділянкою застою.

Про наявність такої ділянки свідчить ряд експериментальних досліджень, зокрема О. Г. Музалевського, І. Я. Тарновського та ін. Згідно з цими дослідженнями в середній частині дуги захоплення спостерігалася зона, де була відсутня деформація уздовж дуги, а при двовірній деформації – також й у радіальному напрямку. Однак досліді, зроблені І. Я. Тарновським та В. Н. Трубіним, свідчать, що

зміна відношення $\frac{l_d}{h_{cp}}$ в межах 0,85-3,4 не робить істотного впливу на довжину зони прилипання. В усіх зроблених ними дослідів по прокатці свинцевих зразків різної ширини довжина зони прилипання по середині ширини смуги була значна та в середньому дорівнювала $\frac{l_n}{l_d} = 0,69 \div 0,73$. При цьому, при прокатці свинцевих зразків з відношенням $\frac{l_d}{h_{cp}} > 1,85$ зона прилипання різко скорочується та навіть зникає. Цей факт свідчить про особливості процесу двомірної прокатки при відношенні $\frac{l_d}{h_{cp}}$ приблизно більше двох.

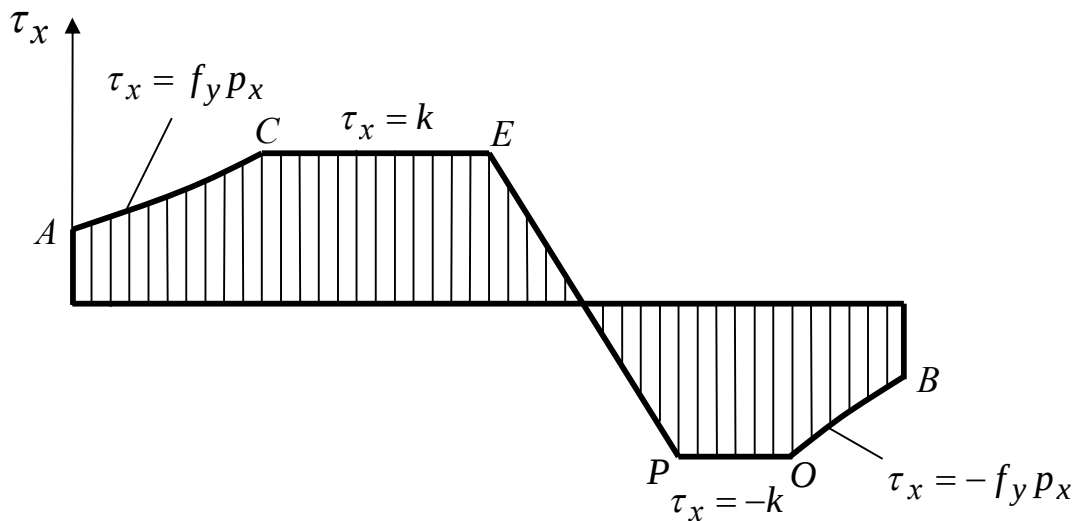


Рис. 36 – Епюра розподілу сил тертя по дузі контакту металу з валками при $\frac{l_d}{h_{cp}} > 5$

При відношенні $\frac{l_d}{h_{cp}}$ приблизно більше двох прагнення металу до ковзання по дузі захоплення значно зростає, що викликає появу зон ковзання AC та OB (рис.36). Нерівномірність в розподілі деформації по висоті перетину стає менш інтенсивною.

При відношенні $\frac{l_d}{h_{cp}}$ приблизно більш п'яти дуга контакту поділяється на три частини: дві крайні частини – зони ковзання, середня частина – зона прилипання. Остання складається з двох ділянок внутрішнього ковзання та однієї середньої

ділянки – загальмованої деформації, що знаходиться одночасно в зонах відставання та випередження.

II. При відношенні $\frac{l_d}{h_{cp}} = 2 \div 5$ ділянки CE та PO , де сили тертя постійні, можуть зникнути. Це відбудеться внаслідок того, що сили тертя на ділянках AC та OB , при зменшенні довжини дуги захоплення не встигають досягти величини k до вступу в дію закономірності зміни сил тертя на ділянці EP загальмованої деформації.

Таким чином, при зазначеному відношенні $\frac{l_d}{h_{cp}}$ зона прилипання складається тільки з однієї ділянки загальмованої деформації. Епюра розподілу сил тертя по дузі контакту металу з валками при $\frac{l_d}{h_{cp}} = 2 \div 5$ представлена на рис.37.

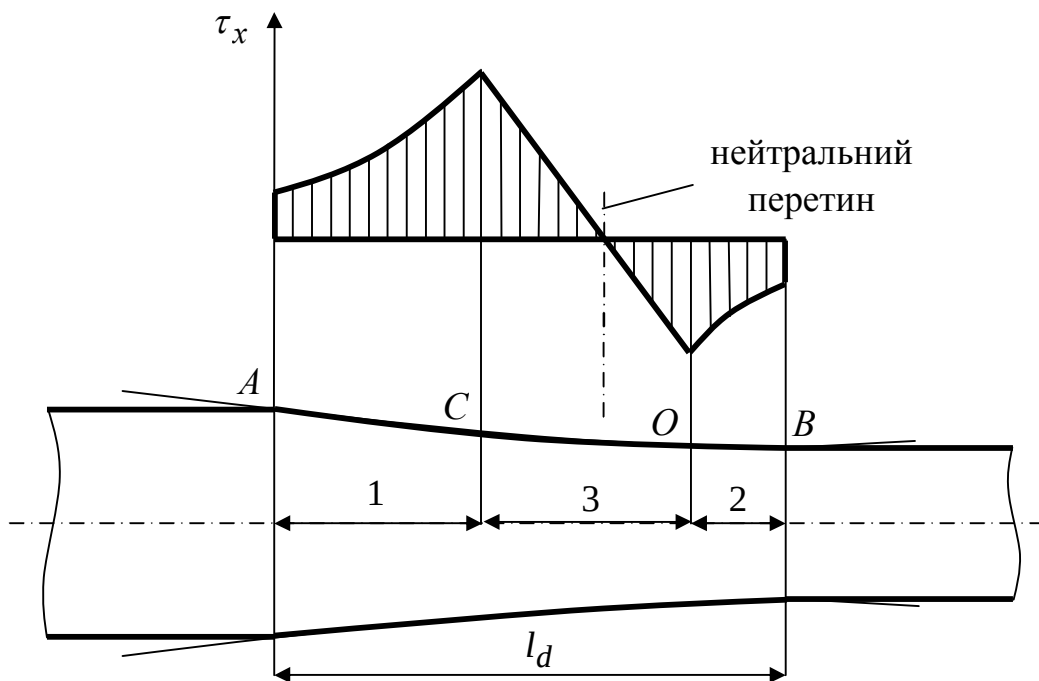
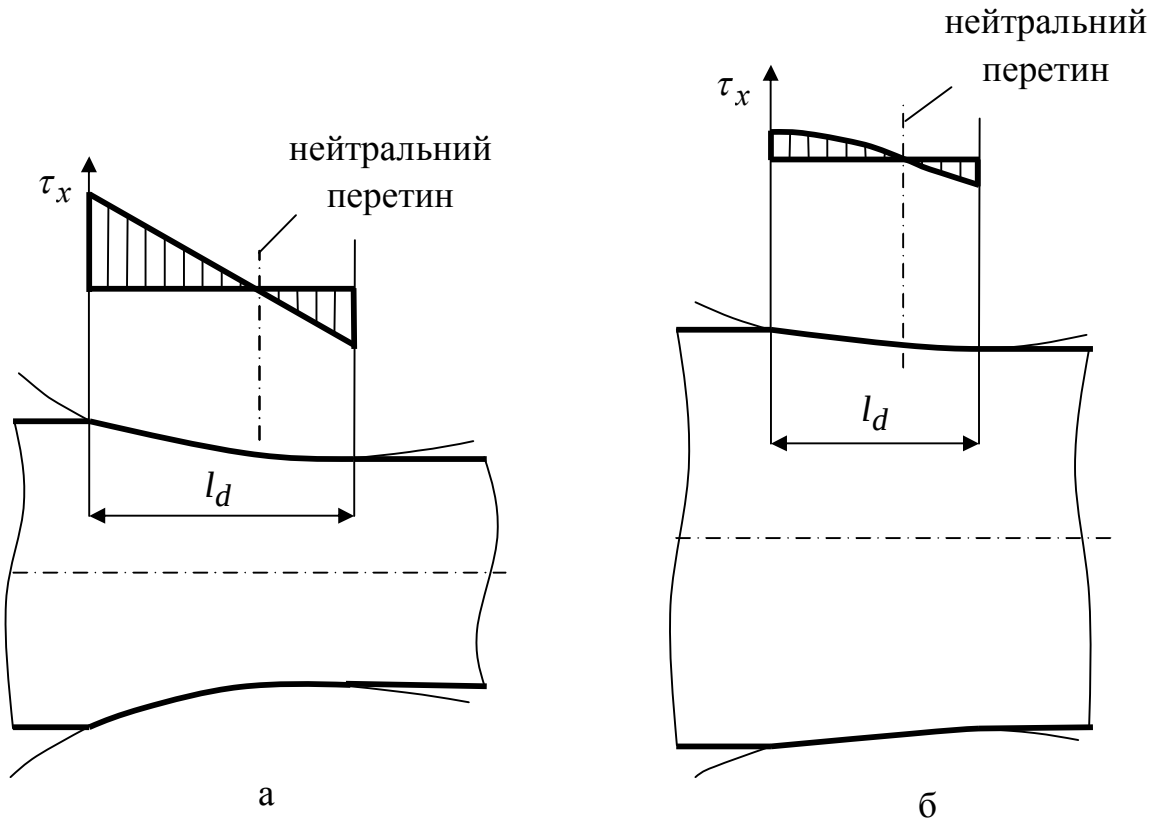


Рис. 37 – Епюра розподілу сил тертя по дузі контакту при $\frac{l_d}{h_{cp}} = 2 \div 5$

III. При відношенні $\frac{l_d}{h_{cp}} = 0,5 \div 2$ довжина дуги захоплення порівняно з середньою висотою смуги стає настільки малою, що зони ковзання зникають, а зона прилипання складає всю дугу захоплення. Епюра контактних сил тертя виражається в цьому випадку двома

трикутниками (рис.38, а). У цьому рівнянні під величиною EP варто розуміти ідеальну довжину зони прилипання, що дорівнює умовній ділянці, на якій сила тертя змінюється в діапазоні від $-k$ до нуля, а потім збільшується до $+k$.



$$a - \frac{l_d}{h_{cp}} = 0,5 \div 2; \quad б - \frac{l_d}{h_{cp}} < 0,5;$$

Рис. 38 – Епюри розподілу сил тертя по дузі контакту

IV. При відношенні $\frac{l_d}{h_{cp}} < 0,5$ деформація стиснення не поширюється по всьому перетині прокатуємої смуги та її бічні кромки, як правило, мають увігнутість посередині. Зона прилипання в цьому випадку, як і в попередньому, складає всю дугу захоплення. Однак прагнення металу до ковзання буде досить незначним й тому величина контактних сил тертя буде незначна. Епюра контактних сил тертя виражається приблизно також двома трикутниками з невеликою висотою (рис.38, б).

Аналіз контактних сил тертя показує, що їхнє значення та закон розподілу вздовж дуги захоплення не є загальними для різних умов поздовжньої прокатки; вони в значній мірі визначаються величиною

відношенням $\frac{l_d}{h_{cp}}$.

Теорія розподілу тиску по контактній поверхні

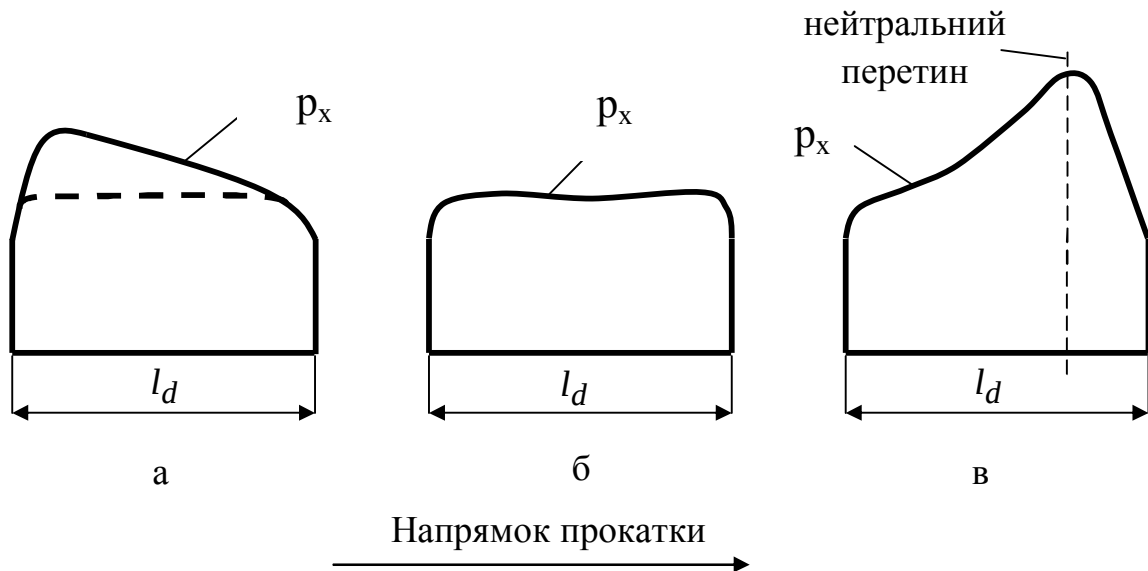
На початкових етапах теорії прокатки існували суперечності про характер розподілу тиску по дузі контакту. Одні вчені припускали, що найбільший тиск знаходиться в площині входження металу в валки, а потім тиск поступово знижується, аж до нуля; інші вважали, що в площині входження тиск дорівнює нулю, а його максимум знаходиться на виході з осередку деформації. В теперішній час розподіл тиску достатньо добре досліджено за допомогою точкових месдоз. Встановлено, що вид епюри тиску залежить від умов прокатки, й в першу чергу від таких факторів: відношення $\frac{l_d}{h_{cp}}$, коефіцієнт тертя f_y та кут захоплення α .

За малих значень параметру $\frac{l_d}{h_{cp}}$ (приблизно $\frac{l_d}{h_{cp}} < 0,7$) максимальне значення тиску знаходиться поблизу площини входження (рис.39, а). Це пояснюється підпираючою дією заднього жорсткого кінця смуги. Дослідами доказано, що при прокатці дуже коротких зразків, довжиною, що приблизно складає довжину осередку деформації, тобто при відсутності задньої зовнішньої зони, максимум на входженні зникає (пунктирна лінія на рис.39, а).

В інтервалі $\frac{l_d}{h_{cp}} = 0,7 \div 1,5$ тиск розподіляється по дузі контакту приблизно рівномірно (рис.39, б). В цьому випадку вплив зовнішніх зон на осередок деформації є незначним, а сили тертя на контакті ще не роблять помітної підпираючої дії, тому що товщина смуги залишається великою.

При більш високих значеннях параметру $\frac{l_d}{h_{cp}}$, особливо при $\frac{l_d}{h_{cp}} = 3 \div 4$ (тонкі смуги), на епюрах тиску заявляється максимум, розташований в нейтральному перетині (рис.39, в). Такий характер розподілу тиску по довжині дуги контакту обумовлено дією сил тертя. По мірі переміщення від границь осередку деформації до нейтрального перетину зростає сума поздовжніх підпираючих сил

тертя – відповідно зростають й контактні напруження. Максимальний підпір сили тертя створюють в нейтральному перетині, тому й тиск тут максимальний.



а – товсті листи; б – середні листи; в – тонкі листи

Рис. 39 – Типові епюри розподілу тиску по дузі контакту

Таким чином, максимум на епюрі тиску повинен залежит від величини коефіцієнту тертя. Цей висновок підтверджується експериментальними даними. Зі збільшенням коефіцієнту тертя, при інших рівних умовах, максимум на епюрах тиску зростає.

Епюри тиску при прокатці з кутами захоплення, що перевищують кут тертя, мають сідловидну форму (рис.40), тобто при $\alpha_y > \beta_y$ в задній частині осередку деформації виникають поздовжні розтягуючі напруження, що є причиною падіння тиску на цій ділянці (з утворенням сідла).

Нерівномірність розподілу тиску існує не тільки в поздовжніх, але й в поперечних перетинах осередку деформації. Типові епюри розподілу тиску по ширині смуги представлені на рис.41.

У випадках прокатки відносно вузьких смуг ($b_0 < 5l_d$) максимальний тиск діє посередині смуги (рис.41, а). До бокових крамок тиск різко спадає, що є наслідком виникнення поздовжніх розтягуючих напружень на крамках.

При прокатці широких смуг ($b_0 > 5l_d$) спостерігається два максимуми тиску, що знаходяться на деякій відстані від крамок

(рис.41, б). Їх поява пов'язана з виникненням зон поздовжніх стискаючих напружень, що розташовані поряд з зонами розтягуючих напружень (на кромках). В позаконтактній області розтягуючі напруження повинні бути повністю врівноважені стискаючими напруженнями.

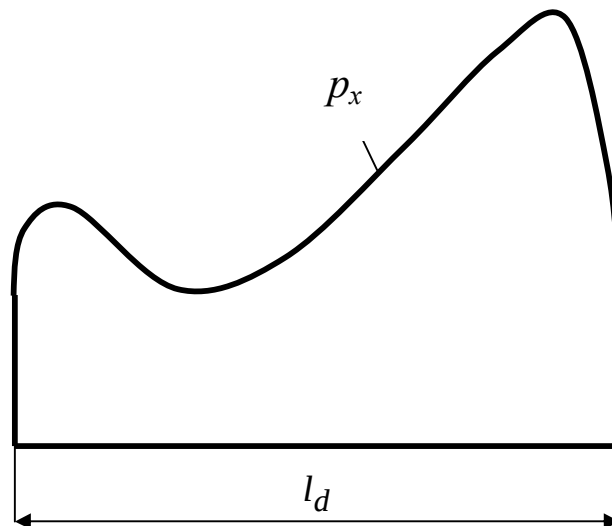
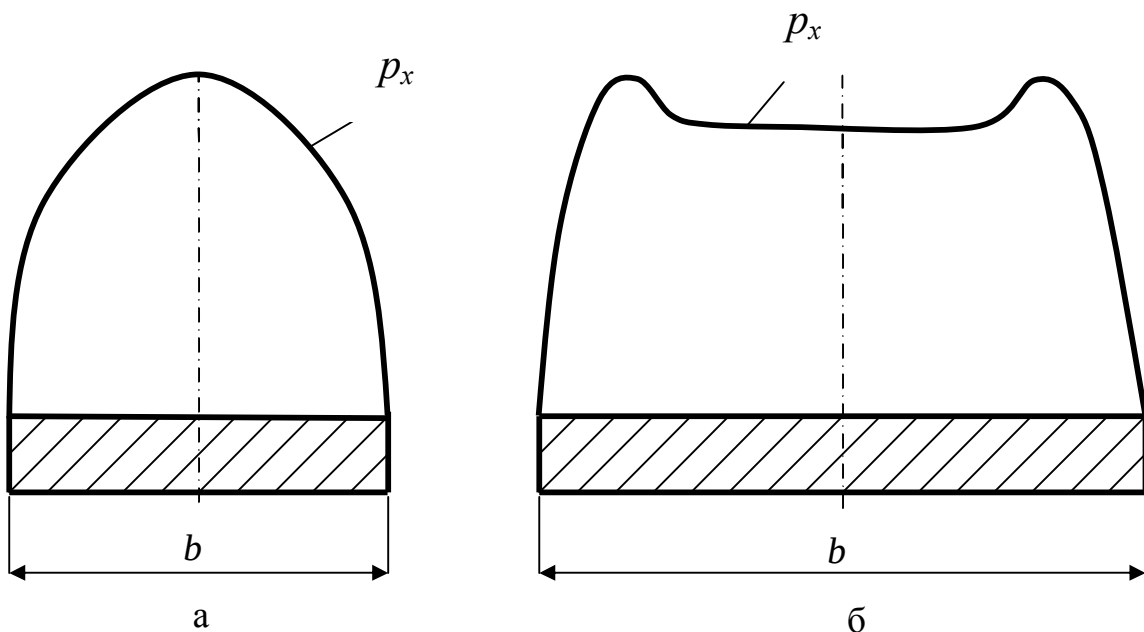


Рис 40 – Епюри розподілу тиску по дузі контакту при $\alpha_y > \beta_y$



а – вузькі смуги; б – широкі смуги;

Рис. 41 – Епюри розподілу тиску в поперечному перетині осередку деформації

2.21 Опір деформації металу

В усі теоретичні формули для розрахунку тиску металу на валки, а також інших енергосилових параметрів входить величина опору деформації.

Згідно А. Надаї приріст опору деформації можна виразити рівнянням:

$$d(2k) = \frac{\partial(2k)}{\partial T} dT + \frac{\partial(2k)}{\partial \varepsilon} d\varepsilon + \frac{\partial(2k)}{\partial t} dt + \frac{\partial(2k)}{\partial u} du.$$

(2.101)

Перший доданок цього рівняння враховує вплив температури на опір деформації; другий – наклепу внаслідок деформації ε ; третій – рекристалізація в часі, тобто вплив релаксації; четвертий – наклепу в залежності від швидкості деформації та з урахуванням в'язкості металу.

Закономірності зміцнення за цим рівнянням ще недостатньо вивчені й тому практично вплив цих факторів необхідно враховувати, головним чином, на основі експериментальних даних.

Якщо у якості основної характеристики природних механічних властивостей деформуємого металу прийняти межу текучості σ_T , що визначається в статичних умовах, тобто на звичайних випробувальних машинах, то фактичний опір простому стисненню при малому коефіцієнті тертя або розтягу σ_ϕ можна представити у вигляді:

$$\sigma_\phi = n_m n_n n_v \sigma_T,$$

де n_m, n_n, n_v – коефіцієнти, що враховують вплив на опір деформації температури, наклепу та швидкості деформації відповідно.

Необхідно мати на увазі, що у деяких металів опір пластичному стисненню є більший, ніж розтягу. Так, згідно дослідженням Е. Зібеля та А. Помпа для сталі напруження при пластичному стисненню є більшим, ніж при розтягу, приблизно на 10 %, а для міді та алюмінію вони приблизно однакові. Звідки випливає, що при розрахунку σ_ϕ для стиснення сталі при прокатці необхідно межу текучості σ_T , що визначена при розтягу, збільшити на 10%.

Якщо деформація двомірна, то опір деформації необхідно визначати не на основі фактичного опору простому стисненню або розтягу σ_ϕ , а на основі опору чистому зрушенню k .

Відношення між σ_ϕ та k може бути знайдено з рівності:

$$\tau_{\max} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2}. \quad ()$$

та умови пластичності:

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \frac{2\sigma\phi}{\sqrt{3 + \xi^2}}. \quad (2.102)$$

Враховуючи $\sigma_1 = -\sigma_3$ та $\xi = 0$, отримуємо:

$$\tau_s = \frac{\sigma\phi}{\sqrt{3}} = 0,57n_m n_n n_v \sigma_T. \quad (2.103)$$

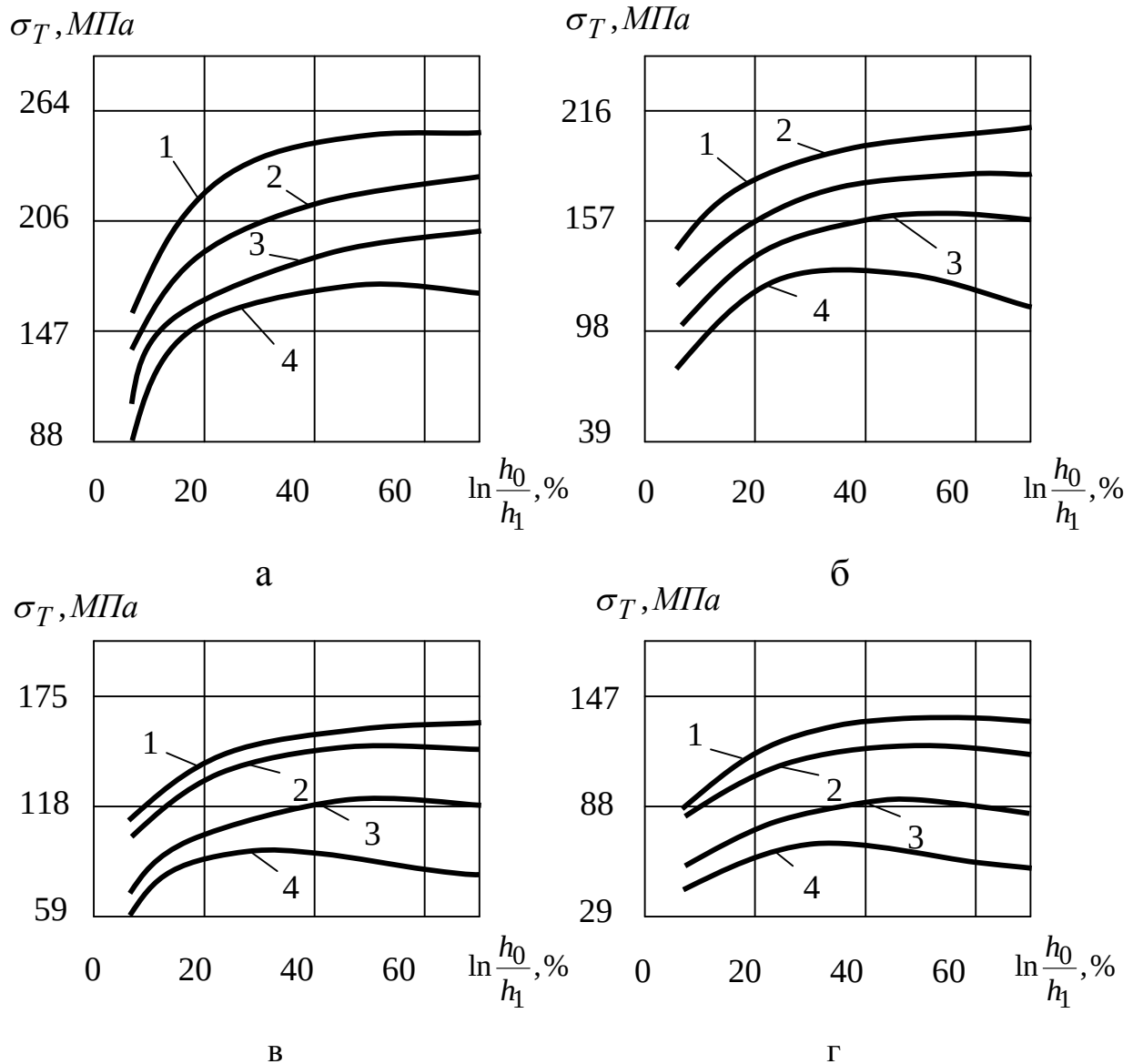
В теорії обробки тиском опір деформації також називають напруженням текучості. При розрахунку енергосилових параметрів, як правило, використовують його середнє значення. Напруження текучості при гарячій прокатці залежить від температури смуги, швидкості деформації та обтиснення металу. Вплив швидкості деформації на напруження текучості визначається тим, що в осередку деформації при гарячій прокатці одночасно протікають два процеси: зміцнення металу та його рекристалізація.

Для того, щоб метал, який деформується став знеміцненим, необхідний час, що визначається при даній ступені обтиснення температурною обробкою. Чим вище температура нагріву, тим більшим будуть швидкість та ступінь рекристалізації металу.

Ступінь рекристалізації, що характеризує повноту знеміцнення деформуємого металу та ступінь зниження опору деформації, в більшості залежить від швидкості відносної деформації. Дійсно, при повільному протіканні процесу (осадження на гідравлічному пресі) час осадження може виявитися цілком достатнім для здійснення одночасно з деформацією повного знеміцнення. З іншої сторони, при швидкому протіканні процесу (ковка на молотах), коли час осадження дуже малий, а швидкість деформації значна, можливе лише часткове знеміцнення металу. Зрозуміло, що в цьому випадку й опір пластичному деформуванню буде більшим, ніж в першому випадку.

Таким чином, підвищення швидкості деформації визиває збільшення опору металу деформуванню.

Вплив різних параметрів деформації на напруження текучості приведені на експериментальних графіках (рис.42 та 43), отримані П.М. Куком та А.А. Дінником відповідно.



1 – $u = 100\text{ c}^{-1}$; 2 – $u = 40\text{ c}^{-1}$; 3 – $u = 8\text{ c}^{-1}$; 4 – $u = 1,5\text{ c}^{-1}$;
 а – $t = 900^\circ\text{C}$; б – $t = 1000^\circ\text{C}$; в – $t = 1100^\circ\text{C}$; г – $t = 1200^\circ\text{C}$;

Рис. 42 – Напруження текучості низьковуглецевої сталі (0,15% C; 0,68 Мп) в залежності від обтиснення при різних температурах та швидкостях деформації

На рис.43 основні криві відповідають обтисненню $\varepsilon = 30\%$. Корегування значень на величину фактичного обтиснення відбувається за допомогою допоміжного графіку, з якого знаходиться поправочний коефіцієнт k . Тоді для визначення напруження текучості застосовується формула:

$$\sigma_T = k\sigma_{T30},$$

де σ_{T30} – напруження текучості при 30°C .

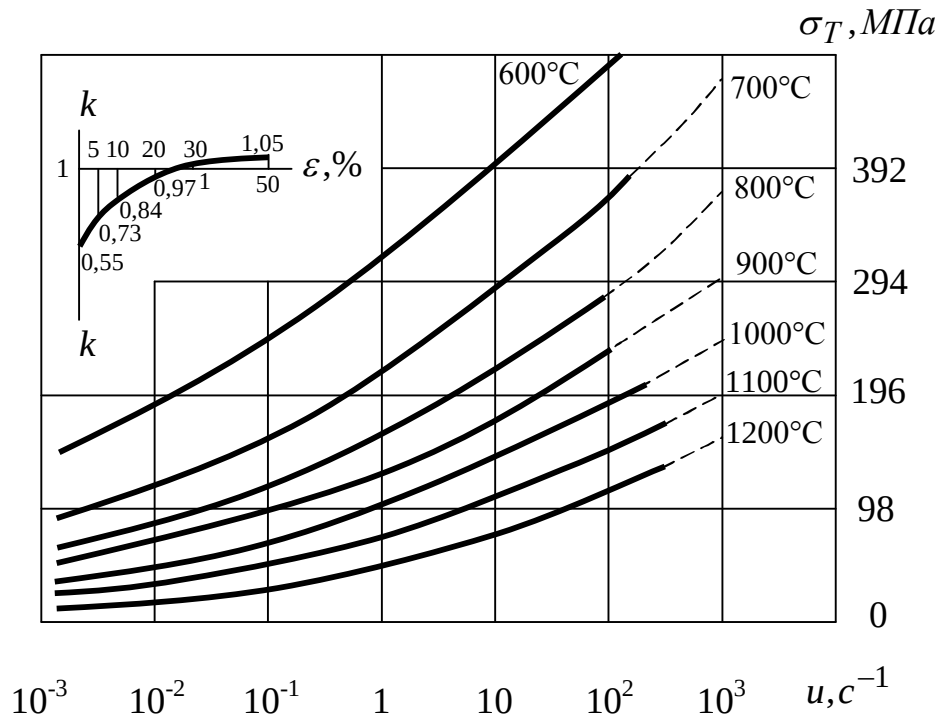


Рис. 43 – Напруження текучості сталі 3сп в залежності від швидкості деформації при різних температурах

В.І. Зюзін для зручності використання дослідних результатів розробив метод термомеханічних коефіцієнтів. За цим методом в якості базисної величини приймається напруження текучості σ_0 , що отримано за наступних умов: $t=1000^\circ\text{C}$; $u_{cp}=10\text{c}^{-1}$; $\varepsilon=0,1$. Середнє значення напруження текучості для заданих умов гарячої прокатки визначається за формулою:

$$\sigma_T = \sigma_0 \cdot k_t \cdot k_\varepsilon \cdot k_u, \quad (2.104)$$

де k_t, k_ε та k_u – термомеханічні коефіцієнти, що враховують вплив температури, ступеня та швидкості деформації відповідно.

Для деяких сталей Л.В. Андреюком та Г.Г. Тюленєвим [20] розроблені емпіричні формули, що дозволяють визначити межу текучості при гарячій прокатці розрахунковим шляхом. Структура цих формул наступна:

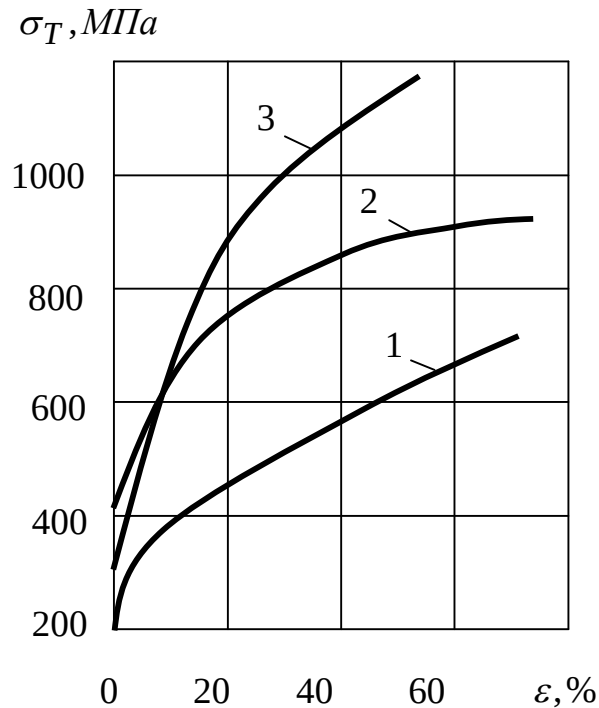
$$\sigma_T = \frac{A \varepsilon^{m_1} u^{m_2}}{e^{m_3 \cdot t}}, \quad (2.105)$$

де A, m_1, m_2, m_3 – емпіричні величини, що визначаються індивідуально для кожного металу.

При холодній прокатці основним фактором, що впливає на напруження текучості, є зміцнення внаслідок деформації (наклеп),

тому при розрахунку величини σ_T необхідно, насамперед, враховувати сумарне обтиснення, отримане при холодній деформації.

Напруження текучості визначається за допомогою кривих зміцнення, побудованих за результатами дослідів металів на розривних машинах (рис.44). В даний час криві зміцнення є майже для усіх металів та сплавів, що підлягають деформації в холодному стані.



1 – 08кп; 2 – E330A; 3 – 12X18H9T;

Рис. 44 – Криві зміцнення сталей

Для визначення напруження текучості розрахунковим шляхом криві зміцнення апроксимовані математичними виразами. Найчастіше застосовують формули наступного вигляду:

$$\sigma_T = \sigma_{T_{вих}} + a\varepsilon^n, \quad (2.106)$$

де $\sigma_{T_{вих}}$ – напруження текучості не зміцненого (гарячекатаного чи відпаленого) металу;

ε – сумарне відносне обтиснення у %;

a та n – емпіричні коефіцієнти, що залежать від хімічного складу металу.

Для групи низьковуглецевих сталей (марок Ст. 1, Ст. 2, 08кп, 10, 20, 09Г2), за даними О.В. Третьякова, може застосовуватися наступна формула:

$$\sigma_T = \sigma_{T_{вих}} + 33,4\varepsilon^{0,6}. \quad (2.107)$$

В подальшому аналіз кривих показав, що їх можна апроксимувати більш простими функціями, ніж (2.107). Для більшості сталей достатньо точна апроксимація кривих зміцнення досягається застосуванням формули [1]:

$$\sigma_T = \sigma_{T_{вих}} + A\sqrt{\varepsilon}. \quad (2.108)$$

Для деяких металів, що сильно піддаються наклепу (наприклад, корозійностійкі сталі), застосовується формула:

$$\sigma_T = \sigma_{T_{вих}} + A\sqrt{\varepsilon} + B\varepsilon, \quad (2.109)$$

де A та B – емпіричні коефіцієнти.

Чисельні значення коефіцієнтів A та B для ряду сталей дорівнюють:

Марка сталі	Коефіцієнт	
	A	B
Ст. 2, 08кп, 08Ю, 10, 10сп, 20,50ХФА, 08Х13, 23Х2НВФА, 12Х21Н5Т	50-60	0
20А, 35, 10Г2, 12Г2, 12Х5МА, 25ХГСА, 30ХГСА, Е330, Е330А	60-75	0
40, 45, 50, 85ХФ, ХН78Т	80-95	0
85, 65Г	110-120	0
Динамна сталь, У8А, У10А	30-50	3,5
12Х18Н9, 12Х18Н9Т, 12Х18Н10Т	100-120	3,5

Середнє напруження текучості в осередку деформації при холодній прокатці частіше визначають як середньоарифметичне, тобто:

$$\sigma_{Tcp} = \frac{\sigma_{T0} + \sigma_{T1}}{2}, \quad (2.110)$$

де σ_{T0} та σ_{T1} – напруження текучості в перетині входження в осередок деформації та виходу з нього відповідно.

Величини σ_{T0} та σ_{T1} знаходять по кривим зміцнення або розраховують за формулами (2.108) та (2.109). Визначення середнього напруження текучості за формулою (2.110) не зовсім вірне, тому що механічні властивості металу змінюються вздовж дуги контакту не прямолінійно. На початку осередку деформації напруження текучості зростає більш інтенсивно, ніж в кінці. Тому визначення середнього напруження текучості проводять по середньому відносному обтисненні, що визначається за формулою:

$$\varepsilon_{cp} = 0,4\varepsilon_0 + 0,6\varepsilon_1,$$

де ε_0 та ε_1 – сумарне відносне обтиснення до та після проходження металу крізь валки.

В багатьох випадках при холодній прокатці напруження текучості визначають лише з урахуванням зміцнення (наклепу) металу. Прийнято вважати, що при холодній прокатці механічні властивості металу мало залежать від швидкості деформації. Це ствердження загалом справедливе, однак необхідно звернути увагу на ту обставину, що базою для визначення напруження текучості є криві зміцнення, отримані на розривних машинах при швидкості деформації $10^{-3} \div 10^{-2} \text{ с}^{-1}$, а при холодній прокатці на промислових станах швидкість деформації складає $10^2 \div 10^3 \text{ с}^{-1}$, тобто в $10^4 \div 10^6$ разів більше. Такий різкий стрибок в швидкості деформації призводить до підвищення напруження текучості на 30-40%.

Крім цього, при випробуваннях на розривних машинах зразки підлягають розтягання, тоді, коли при прокатці здійснюється схема стиснення. Дослідження свідчать, що величина σ_T при стисненні на 10% більша, ніж при розтяганні.

Також, в результаті пластичної деформації, температура металу підвищується. При інтенсивній холодній прокатці температура металу в осередку деформації досягає $200-250^\circ\text{C}$ та більше. Підігрів металу сприяє деякому зниженню напруження текучості.

О.П. Грудєв пропонує з урахуванням всіх факторів визначати напруження текучості при холодній прокатці за наступною формулою:

$$\sigma_T = \sigma'_T k_c k_{ut}, \quad (2.111)$$

де σ'_T – напруження текучості, знайдене з урахуванням лише зміцнення;

k_c – коефіцієнт, що враховує схему навантаження;

k_{ut} – температурно-швидкісний поправочний коефіцієнт.

Коефіцієнт k_c приймається рівним 1,1. Аналіз режимів деформації, виконаний для ряду промислових станів холодної прокатки, показав, що коефіцієнт k_{ut} знаходиться в межах 1,1-1,2. Для більш точнішого визначення коефіцієнту k_{ut} необхідно використовувати експериментальні данні залежності напруження текучості від температурно-швидкісного параметру в умовах холодної прокатки.

2.22 Напружено-деформований стан

В залежності від величини параметра форми осередку деформації напружений стан металу може бути різним.

При прокатці в умовах, коли $\frac{l_d}{h_{cp}} = 0,5 \div 1$ в процесі обтиснення

крайні частини смуги намагаються по висоті збільшити свою довжину та захоплюють за собою середню частину. Остання опирається цій дії. Тому в середній частині виникають поздовжні напруження розтягу, а в крайніх частинах – напруження стиснення (рис.45, а). При взаємодії зовнішніх частин смуги з металом, що знаходиться між поверхнями контакту, відбувається утягування по висоті, наслідком якої є виникнення поздовжніх розтягуючих напружень в крайніх частинах та стискаючих напружень в середній частині по висоті. Напруження від зовнішніх частин смуги (рис.45, б) трохи зменшують напруження стиснення в крайніх та розтягу в середній частинах.

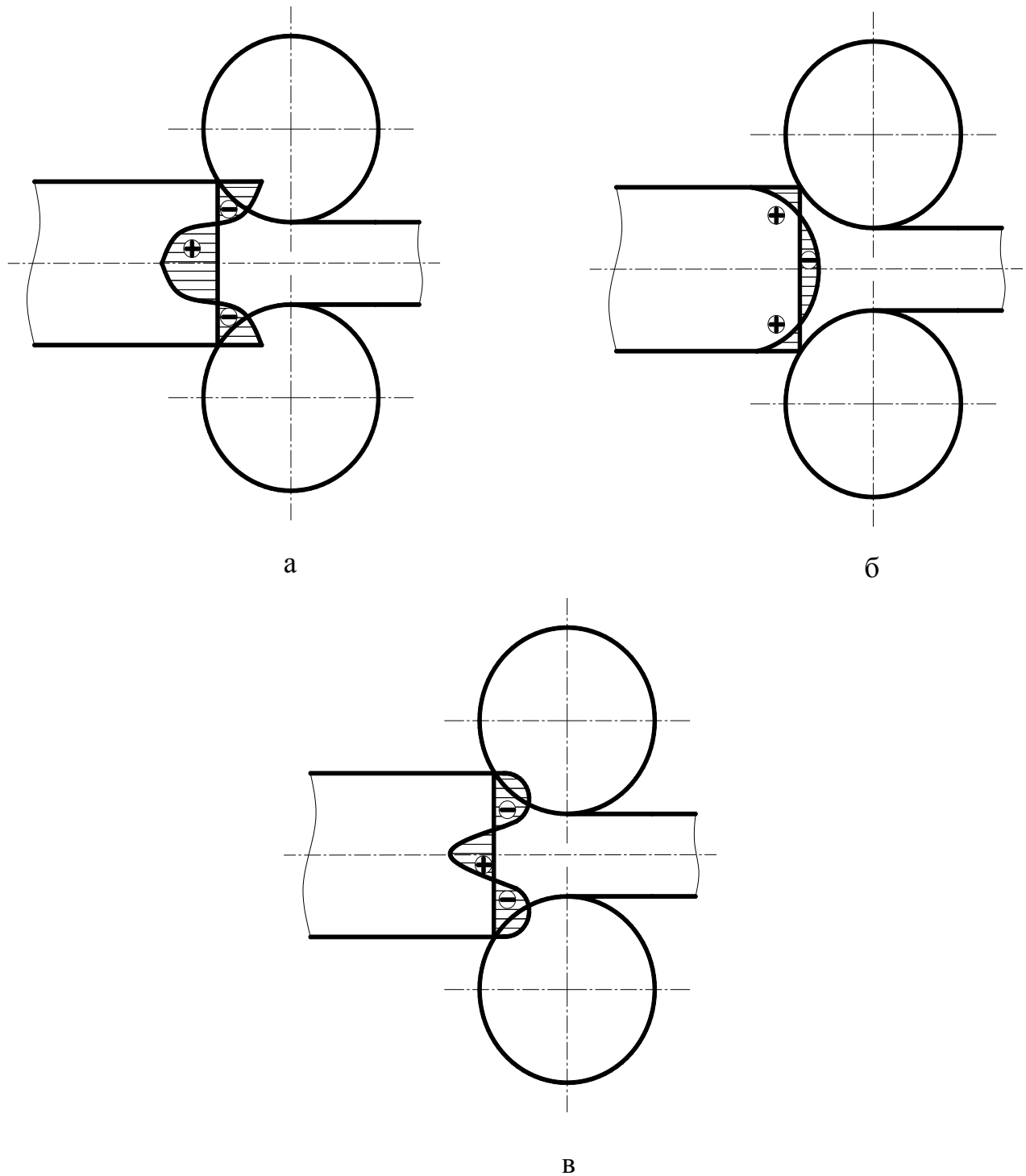
В цьому проявляється взаємодія металу, який знаходиться між поверхнями валків та зовнішніх по відношенню до нього частин смуги, що вирівнюють витяжку. Тому при виході металу за межі геометричного осередку деформації поздовжні напруження повинні зменшуватися. В результаті сумарні поздовжні напруження будуть характеризуватися епюрою, представленою на рис.45, в.

Такий характер епюр цілком узгоджується з результатами дослідів П.І. Полухіна та В.К. Воронцова, що досліджували напружений стан при прокатці високих смуг, застосовуючи оптично активні покриття бокових кромek смуги. Поздовжні напруження розтягу, що виникають внаслідок утягування, можуть визивати утворення поперечних тріщин на полосі ще до входження її в валки.

О.П. Чекмарьов на основі аналізу багаточисельних дослідів розділяє епюри контактних напружень на п'ять, а О.І. Целіков – на чотири типи. Незважаючи на велику кількість експериментального матеріалу, поки важко зробити точну класифікацію цих епюр.

Вид епюр нормальних контактних напружень σ_x та τ залежить від характеру змінення дотичних контактних напружень та ступеня нерівномірності деформації смуги по її висоті та ширині. При $\frac{l_d}{h_{cp}} \leq 0,5$ деформація по висоті смуги нерівномірна та на початку дуги захоплення пластична деформація в середній частині може навіть

бути відсутньою. Внаслідок виникаючих при цьому напружень стиснення на поверхнях контакту максимум питомих тисків зміщується в напрямок входження в осередок деформації (рис.46, а).



а – від нерівномірної деформації по висоті; б – від утягування заднього кінця; в – сумарні напруження;

Рис. 45 – Епюра поздовжніх напружень при прокатці високих та вузьких смуг

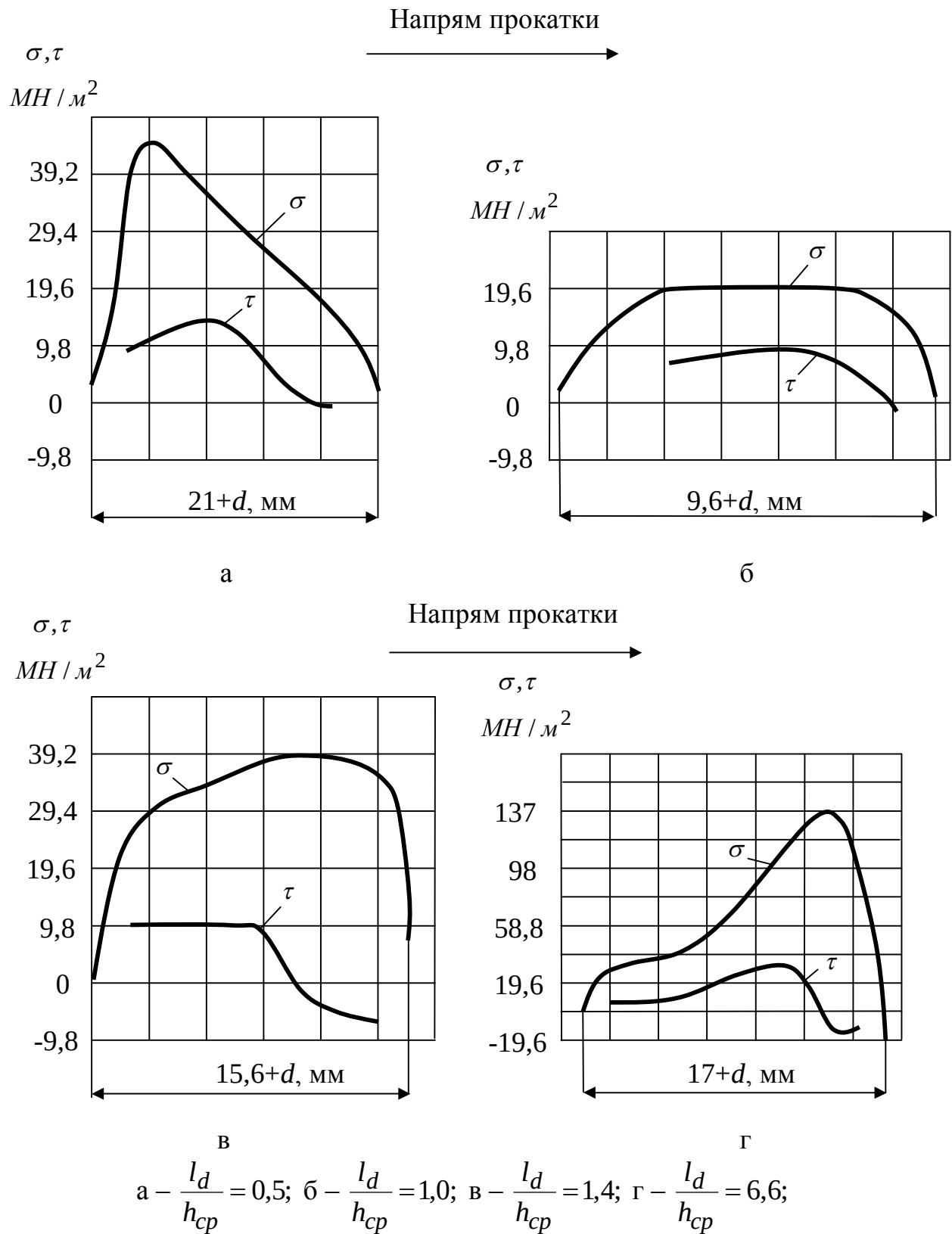


Рис. 46 – Епюри контактних напружень по О.П. Чекмарьову
(d – діаметр штифту месдозы)

Якщо поздовжні розтягуючі напруження досягнуть подвоєного опору зрізу $2\tau_s$, то в середній по висоті частині тіла відбудеться руйнування та виникне внутрішня тріщина. При цьому, внаслідок

зміни напруженого стану, розтягуючі напруження знімаються.

В процесі подальшої прокатки розтягуючі напруження знову будуть зростати до значення $2\tau_s$. Таким чином, з'являється ряд тріщин – пустот, що періодично повторюються.

При $\frac{l_d}{h_{cp}} = 1 \div 2$ (помірна висота смуги) фактор нерівномірності

деформації по висоті майже не проявляється. При $\frac{l_d}{h_{cp}} \approx 1$ сили тертя

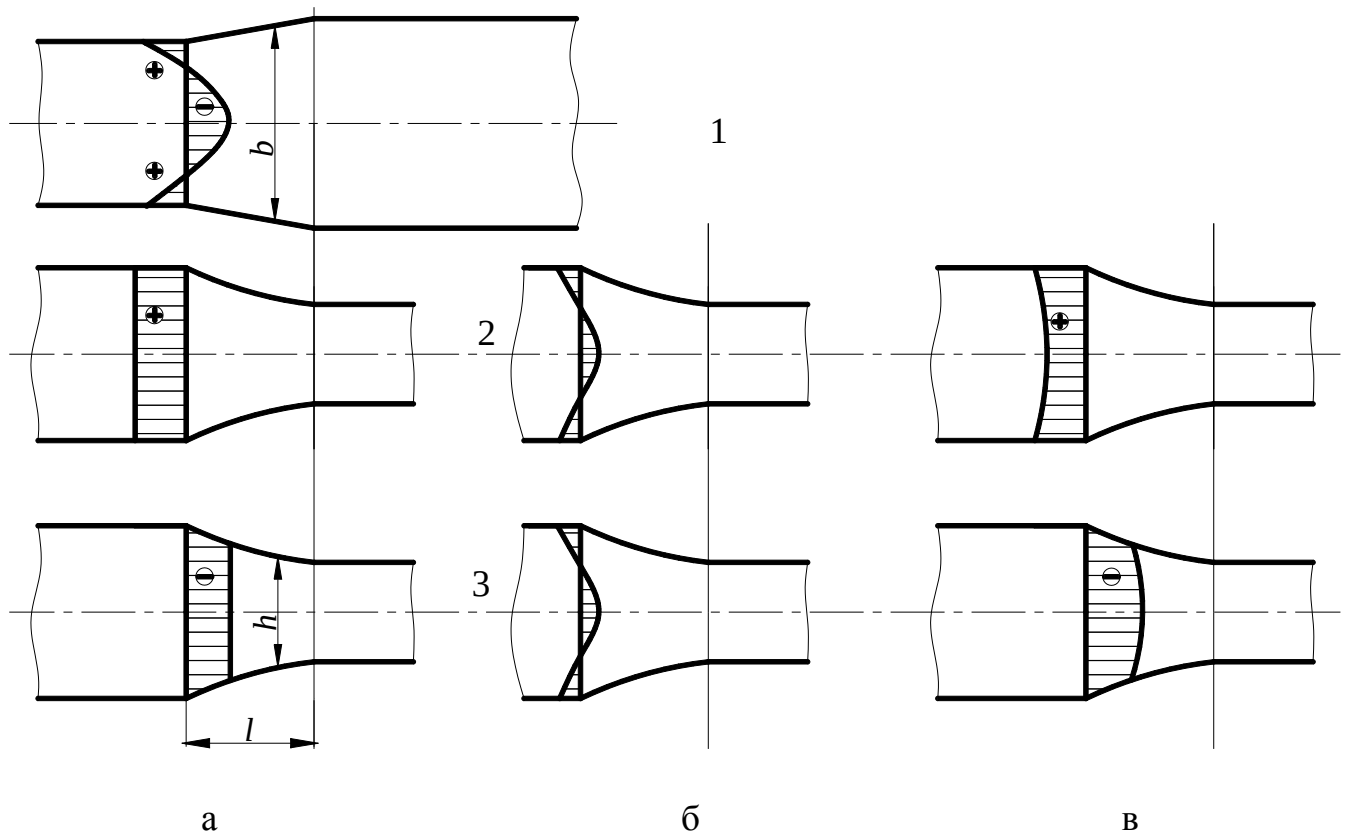
на поверхні контакту також ще незначні. Тому епюри нормальних контактних напружень характеризуються відсутністю максимуму, а дотичні напруження тертя невеликі та плавно змінюються по довжині осередку деформації (рис.46, б). З ростом відношення $\frac{l_d}{h_{cp}}$ вплив сил

тертя посилюється, внаслідок чого на епюрі нормальних тисків з'являється максимум (рис.46, в) та проявляється характерна для широких осередків деформації тенденція до нерівномірній витяжки по ширині. Тому внаслідок взаємодії з зовнішніми частинами смуги виникають поздовжні напруження розтягу на кромках смуги та напруження стиснення в середині її ширини (рис.47, а). Далі в процесі утягування заднього кінця смуги виникають поздовжні напруження розтягу в крайніх частинах по висоті та напруження стиснення в середніх частинах (рис.47, б). Однак, виходячи з величини утягування, що в даному випадку складає 3-5%, ці напруження невеликі. В зв'язку з цим сумарні напруження в першому наближенні постійні по висоті (рис.47, в). Описаний характер напруженого стану підтверджується дослідями.

В роботах також показано, що навіть при гарячій прокатці смуг шириною 50 мм та висотою 22 та 16 мм з обтисненнями 15-20% виникають поздовжні розтягуючі напруження в середній частині по ширині смуги. Розподіл же їх по довжині осередку можна приймати рівномірним.

В деяких випадках під впливом розтягуючих напружень на кромках спостерігається утворення тріщин, що періодично повторюються. В цьому випадку при деякому обтисненні $\Delta'h$, що відповідає висоті h' , (рис.48), розтягуюче напруження на кромці досягає величини опору зрізу $2\tau_s$ та утворюється тріщина. В процесі подальшого обтиснення на величину $\Delta''h$ тріщина зростає таким чином, що в її вершині розтягуюче напруження увесь час дорівнює

$2\tau_s$. Внаслідок цього розтягуючі поздовжні напруження зникають. Але в процесі обтиснення на величину $\Delta'h$ нових часток металу виникають нові тріщини. Витяжка $\lambda' = \frac{h_0}{h'}$ визначає відстань між тріщинами. Якщо матеріал абсолютно крихкий, $h' = h_0$ та $\lambda' = 1$. Якщо матеріал достатньо пластичний, $h' < h_1$ та $\lambda' > \frac{h_0}{h_1}$, тобто тріщина не утворюється.



1 – по ширині смуги; 2 – по висоті у кромek; 3 – по висоті в середній частині;

а – напруження від нерівномірної витяжки по ширині; б – теж по висоті;
в – сумарні поздовжні напруження;

Рис. 47 – Зміна поздовжніх напружень σ_x

Описане явище можна положити в основу методики визначення хрупкості та пластичності матеріалів при прокатці.

При $\frac{l_d}{h_{cp}} > 2$ (низька смуга) нерівномірність деформації по висоті

та утягування заднього кінця смуги можуть бути зовсім виключені із розгляду через їх незначність. Контактні сили тертя набирають

значний розвиток й так змінюються по довжині осередку деформації, що перехід їх від мінімального значення до максимального в нейтральному перетині відбувається достатньо різко. Цьому відповідають великі за величиною нормальні напруження в нейтральному перетині та швидке їх падіння при переходжені до початкової та кінцевої крапкам контактної поверхні (рис.46, г). Ця закономірність свідчить, що зона прилипання в осередку деформації є малою. Цей випадок відрізняється від попереднього, головним чином, тим, що в середній частині смуги по її ширині встановлюється режим, близький до плоскої деформації. Тому поздовжні розтягуючі напруження врівноважуються стискаючими поздовжніми напруженнями у кромках (рис.49).

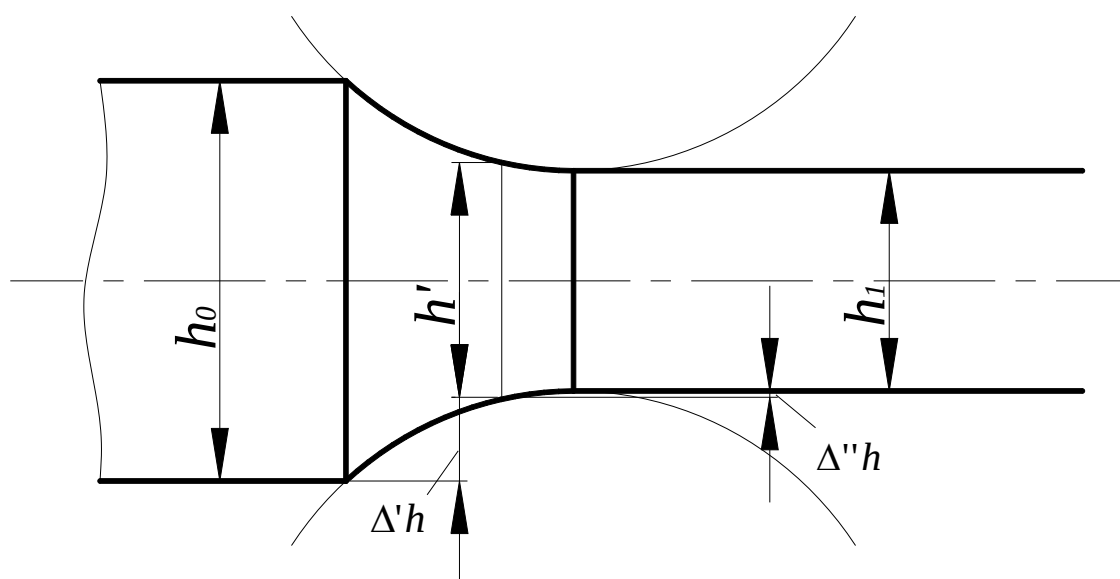


Рис. 48 – Схема, що пояснює утворення тріщин на кромках

В середній же частині смуги по ширині поздовжні напруження невеликі.

Отже, крайні частини смуги по ширині знаходяться в умовах, що відповідають випадку 2, а при переходжені від перетинів 1–1 до 2–2 (рис.49) деформація потрохи наближається до плоскої.

І.Г. Астахов досліджував розподіл тиску по ширині смуг та встановив – при прокатці, що відповідає першому та другому випадкам, спостерігається максимум нормальних контактних напружень в середині ширини смуги, у третьому випадку – два максимуму тисків у поздовжніх кромках смуги. А.І. Целіков справедливо відмічає, що наявність максимумів можна пояснити тим,

що в цих перетинах поздовжні напруження стиснення мають максимальну величину. В тих же випадках, коли поздовжні напруження розтягу мають максимум, контактні напруження мінімальні. Ця закономірність є логічним наслідком змінення схеми напруженого стану по ширині смуги.

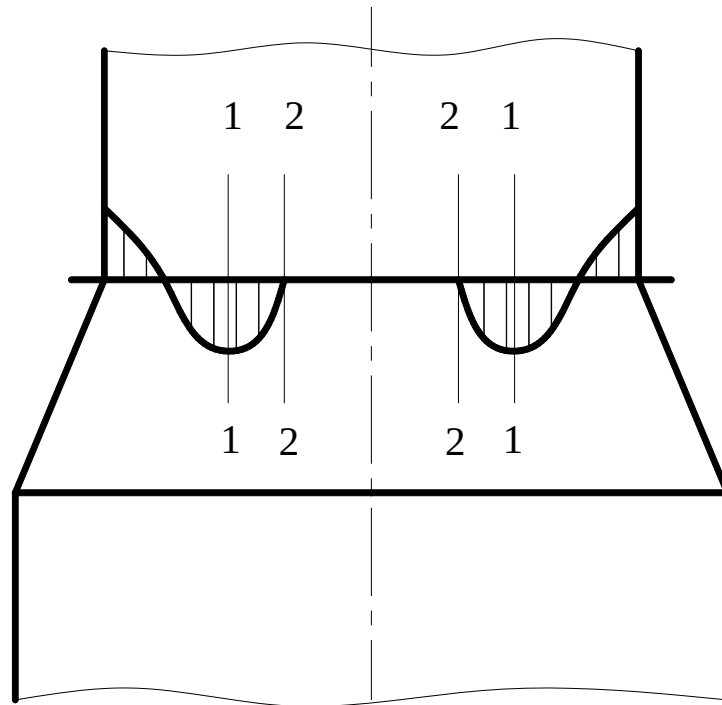


Рис. 49 – Поздовжні напруження при прокатці високих смуг

2.23 Крутні моменти, робота та потужність прокатки

Визначення крутних моментів по питомим силам тертя

Визначимо величину крутних моментів, що необхідно прикласти до валків, щоб забезпечити їх обертання в процесі прокатки.

Розглядаючи елементарні сили, розподілені по дузі контакту, можна зробити висновок, що крутний момент створюється дією дотичних сил тертя t . Сили p не створюють крутного моменту, тому що лінії їх дії проходять крізь центр валку.

Для елементарної площадки $bRd\varphi$ на бочці валку крутний момент буде:

$$dM_{np} = t \cdot bR^2 d\varphi. \quad (2.112)$$

Повний крутний момент для одного валку з урахуванням різного напрямку сил тертя в зонах відставання та випередження складає:

$$M_{np} = R^2 \int_{\gamma}^{\alpha} t \cdot b d\varphi - R^2 \int_0^{\gamma} t \cdot b d\varphi. \quad (2.113)$$

Якщо припустити, що сили тертя t та ширина смуги b на протязі осередку деформації залишаються постійними, то після інтегрування отримуємо:

$$M_{np} = t \cdot b R^2 (\alpha - 2\gamma). \quad (2.114)$$

Використовуючи закон тертя Амонтона ($t = f_y \cdot p_{cp}$), отримуємо формулу крутного моменту, вперше запропоновану В.Ф. Баюковим:

$$M_{np} = p_{cp} \cdot b R^2 f_y (\alpha - 2\gamma). \quad (2.115)$$

Формула (2.115) має обмежене застосування, тому що її виведення пов'язане з припущенням про рівномірний розподіл тиску та сил тертя по дузі контакту. Крім цього, розрахунок за формулою (2.115) потребує достатньо точного визначення нейтрального кута γ .

Визначення крутного моменту по зусиллю прокатки

Як було відмічено раніше, при сталому процесі вільної прокатки рівнодіюча P усіх сил, що приложені до валку в осередку деформації, направлена вертикально (рис.50). Крутний момент, що створюється силою P , дорівнює:

$$M_{np} = P \cdot a, \quad (2.116)$$

де a – плече рівнодіючої відносно центру валка.

Плече a прийнято визначати як деяку частину довжини осередку деформації, тобто:

$$a = \psi \cdot l_d, \quad (2.117)$$

де ψ – коефіцієнт плеча моменту або коефіцієнт плеча зусилля прокатки.

Таким чином, для одного валку маємо:

$$M_{np} = P \cdot \psi \cdot l_d = P \cdot \psi \sqrt{R \Delta h}. \quad (2.118)$$

Оскільки $P = p_{cp} l_d b$, можна також записати:

$$M_{np} = p_{cp} \psi \cdot b \cdot l_d^2 = p_{cp} \psi \cdot b R \Delta h. \quad (2.119)$$

Якщо вважати, що зусилля прокатки P (або контактний тиск p_{cp}) відоме, то основне завдання розрахунку крутного моменту

зводиться до правильного визначення точки прикладення сили P , тобто до знаходження коефіцієнту плеча моменту ψ .

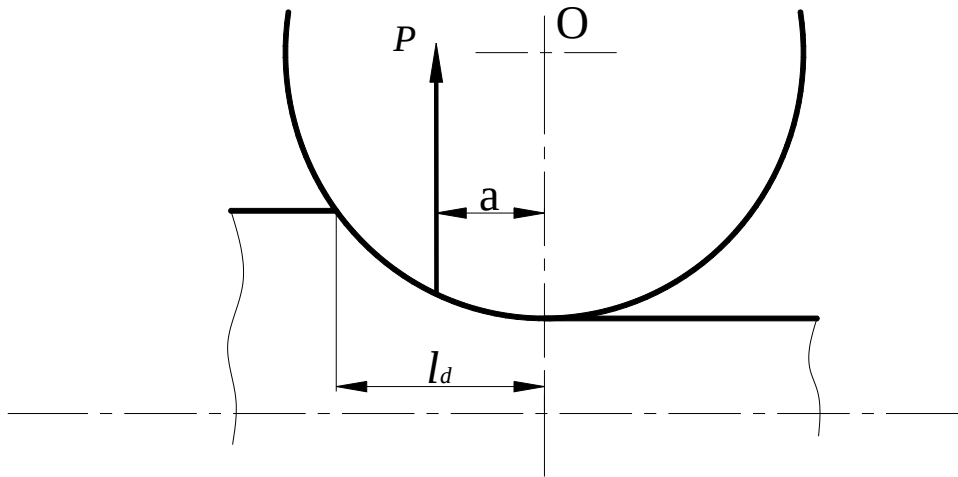


Рис. 50 – До визначення формули крутного моменту по зусиллю прокатки

Лінія дії сили P практично проходить крізь центр ваги епюри контактних тисків. Отже, коефіцієнт плеча моменту залежить від характеру розподілу тисків по дузі контакту. При рівномірному розподілі тисків точка прикладення сили P знаходиться посередині дуги контакту та $\psi = 0,5$. Будь-яка асиметрія в розподілі тисків призводить до відхилення величини ψ від значення 0,5. При прокатці товстих смуг $\psi > 0,5$, тому що в цьому випадку максимум тиску зміщено до площини входження. Навпроти, при прокатці тонких смуг $\psi < 0,5$, оскільки максимум тиску зміщено до площини виходу.

Якщо встановлено закон розподілу тиску по дузі захоплення, то величина коефіцієнту плеча моменту може бути визначена суто аналітично. Н.М. Кирилін вирішив цю задачу, використовуючи рівняння О.І. Целікова (2.78) та (2.79) з припущення $\sigma_T^* = const$. Результати розрахунків представлені у вигляді діаграми на рис.51.

У більшості випадків коефіцієнт плеча моменту визначають за експериментальними даними. На рис.52 приведені результати досліджень П.Л. Клименко, який при знаходженні залежності

$\psi = \varphi \left(\frac{l_d}{h_{cp}} \right)$ використовував експериментальні епюри розподілу тисків

по дузі контакту, отримані при прокатці свинцевих та сталевих ($t = 1000 \div 1100^\circ C$) зразків.

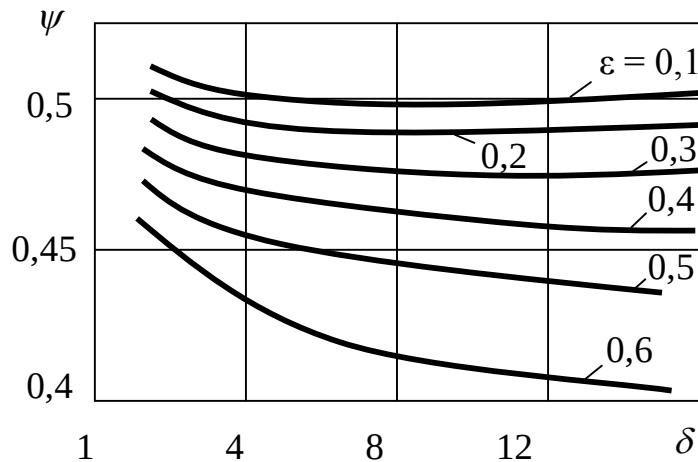


Рис. 51 – Теоретичне значення коефіцієнту плеча моменту, вчислені за рівнянням розподілу тиску О.І. Целікова

Як впливає з цього графіку, максимальне значення $\psi = 0,58$ відповідає параметру форми $\frac{l_d}{h_{cp}} \approx 0,4$. В діапазоні $\frac{l_d}{h_{cp}} = 1,0 \div 1,5$ значення ψ приблизно дорівнює 0,5. При $\frac{l_d}{h_{cp}} > 1,5$ маємо $\psi < 0,5$, причому зі збільшенням відношення $\frac{\alpha_y}{\beta_y}$ коефіцієнт ψ трохи знижується. Останнє пояснюється зміщенням нейтрального перетину та максимуму тиску до площини виходу.

За дослідними даними Г. Валквіста при гарячій прокатці ($t = 800 \div 1100^\circ\text{C}$) зразків з низьковуглецевої сталі коефіцієнт плеча моменту знаходиться в межах 0,34-0,47. Більш високі значення ψ отримані при прокатці відносно товстих зразків з невеликими обтисненнями. Для інших сталей межі змінення ψ трохи ширші; наприклад, для швидкоріжучої сталі $\psi = 0,28 \div 0,56$.

При холодній прокатці коефіцієнт плеча моменту, в більшості випадків, знаходиться в межах 0,2-0,35. Такі результати були отримані в дослідженнях М.М. Саф'яна та інших вчених. Відносно низькі значення ψ при холодній прокатці пояснюються впливом сплюснення валків. Внаслідок сплюснення передня межа осередку деформації зміщується за лінію центрів валків та відповідно точка прикладення рівнодіючої P наближується до лінії центрів, тобто плече a зменшується. Чим тонше та твердіше смуга, що прокатується, тим більше сплюснення валків та нижчі значення ψ .

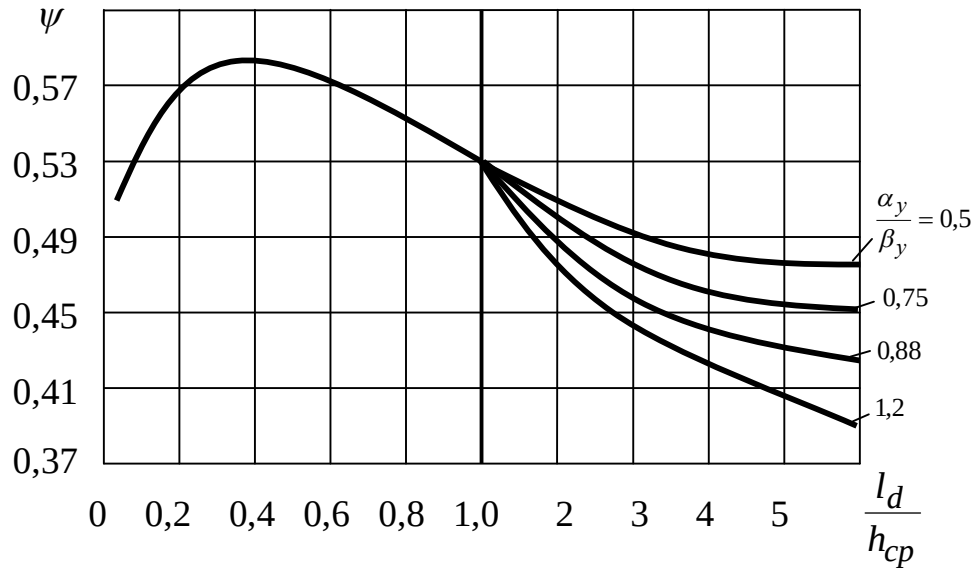


Рис. 52 – Коефіцієнт плеча моменту по експериментальним даним П.Л. Клименко

Має місце й та обставина, що по мірі наближення до площини виходу збільшується наклеп металу, а це визиває відповідне зростання тиску. При прокатці в калібрах визначення крутного моменту через коефіцієнт плеча сили P стає важким, тому що величина ψ істотно залежить від дії сил тертя на бокових стінках калібру. Крім цього, необхідно враховувати складний вид контактної поверхні, тому при прокатці в калібрах більш надійні результати отримуються при визначенні крутного моменту за витратою енергії.

Теоретичне визначення роботи та потужності прокатки

Якщо відоме значення величини крутних моментів, то визначення роботи та потужності прокатки не має труднощів.

Робота прокатки визначається за формулою:

$$A_{np} = 2M_{np} \cdot \varphi = \frac{2M_{np}l_1}{(1+S)R}, \quad (2.120)$$

де φ – кут повороту валків за період прокатки смуги довжиною l_1 .

Величиною випередження S можна знехтувати, тоді:

$$A_{np} = \frac{2M_{np}l_1}{R}. \quad (2.121)$$

Підставляючи в формулу (2.121) значення M_{np} з виразу (2.118), отримуємо:

$$A_{np} = 2 p_{cp} \psi \cdot b \Delta h \cdot l_1. \quad (2.122)$$

Для визначення роботи прокатки може бути використана також відома з теорії обробки тиском формула Фінка:

$$A_{np} = p_{cp} \cdot V \ln \frac{h_0}{h_1}, \quad (2.123)$$

де V – об'єм прокатуємої смуги.

Між формулами (2.122) та (2.123) немає принципіальної різниці. Якщо прийняти $\ln \frac{h_0}{h_1} \approx \frac{\Delta h}{h_1}$ та $\psi = 0,5$, то ці формули будуть однаковими.

При прокатці профілів складного (не прямокутного) перерізу робота деформації визначається за формулою:

$$A_{np} = p_{cp} \cdot V \ln \frac{l_0}{l_1} = p_{cp} \cdot V \ln \lambda. \quad (2.124)$$

Потужність, що витрачається на бочці валків, складає:

$$W_{np} = \frac{A_{np}}{\tau} = \frac{2M_{np}l_1}{R(1+S)\tau} = \frac{2M_{np}}{R} v_s, \quad (2.125)$$

де τ – час прокатки смуги довжиною l_1 .

Якщо визначати M_{np} за формулою Баюкова (2.115), то потужність прокатки дорівнює:

$$W_{np} = 2 p_{cp} R b \cdot f_y (\alpha - 2\gamma) v_s. \quad (2.126)$$

Формулу Баюкова (2.126) можна перетворити, якщо підставити в неї значення кута γ з вираження (2.40). Таке перетворення зробив І.М. Павлов та отримав наступну формулу:

$$W_{np} = p_{cp} R b \cdot \alpha^2 v_s. \quad (2.127)$$

Якщо використовувати формулу крутного моменту (2.118), то потужність прокатки буде:

$$W_{np} = 2 p_{cp} \psi \cdot b \Delta h v_s. \quad (2.128)$$

У випадку $\psi = 0,5$ формули (2,127) та (2,128) співпадають ($R\alpha^2 = \Delta h$).

При визначенні роботи прокатки за формулою (2.123) отримуємо:

$$W_{np} = \frac{p_{cp} F_1 l_1}{\tau} \ln \lambda = p_{cp} F_1 \ln \lambda v_1, \quad (2.129)$$

де F_1 – площа перетину смуги, що виходить з валків;

v_1 – швидкість смуги на виході металу з валків.

Експериментальні дані по визначенню роботи прокатки

В літературі є багаточисельний експериментальний матеріал по витраті енергії на промислових прокатних станах різного типу. Ці дані, разом з теоретичними розрахунками, можуть бути використані для визначення величини крутних моментів на валках та необхідної потужності приводу. Використання практичних даних особливо доцільно при прокатці складних профілів, коли теоретичне визначення зусилля прокатки та коефіцієнту плеча моменту має значні труднощі.

Результати експериментальних досліджень, як правило, представляють у вигляді кривих, що показують витрату енергії (роботи) на 1 т прокату в залежності від зростаючого коефіцієнту витяжки (рис.53). При прокатці листової продукції криві питомої витрати енергії будуються в залежності від зменшення товщини смуги (рис.54).

Припустимо, питома витрата енергії до n -ного проходу складає a_{n-1} , після проходу a_n (рис.53). Тоді повна витрата енергії (кВт·ч) за n -ний прохід буде:

$$A = (a_n - a_{n-1})G, \quad (2.130)$$

де G – маса прокатуємого виробу;

a – питома витрата енергії.

Споживаюча потужність (кВт) визначається з виразу:

$$W = \frac{3600(a_n - a_{n-1})G}{\tau}, \quad (2.131)$$

де τ – час проходу.

Витрату енергії при прокатці як правило вимірюють за загрузкою на двигун. Тому експериментальні криві питомої витрати енергії включають втрати на тертя в головній лінії прокатного стану, але при їх побудові виключається витрата енергії на обертання валків стану вхолосту.

Таким чином, величина потужності W , що визначається за формулою (2.131), представляє собою:

$$W = W_{np} + W_{mp}, \quad (2.132)$$

де W_{mp} – витрата енергії на тертя в механізмах головної лінії стану в процесі прокатки.

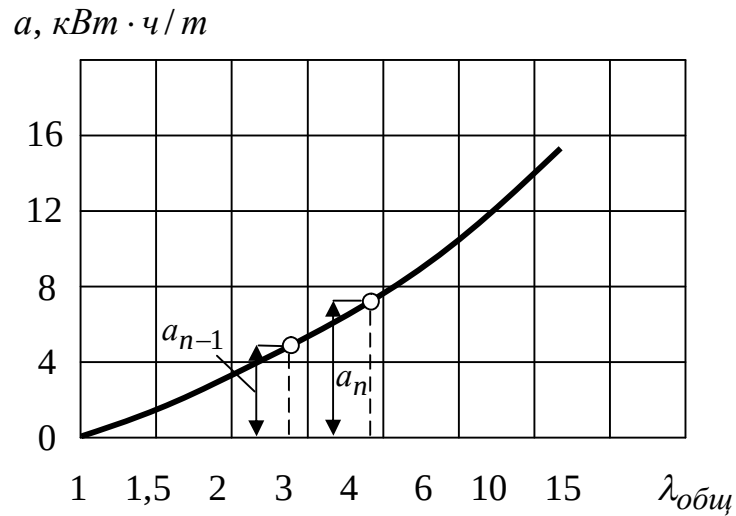
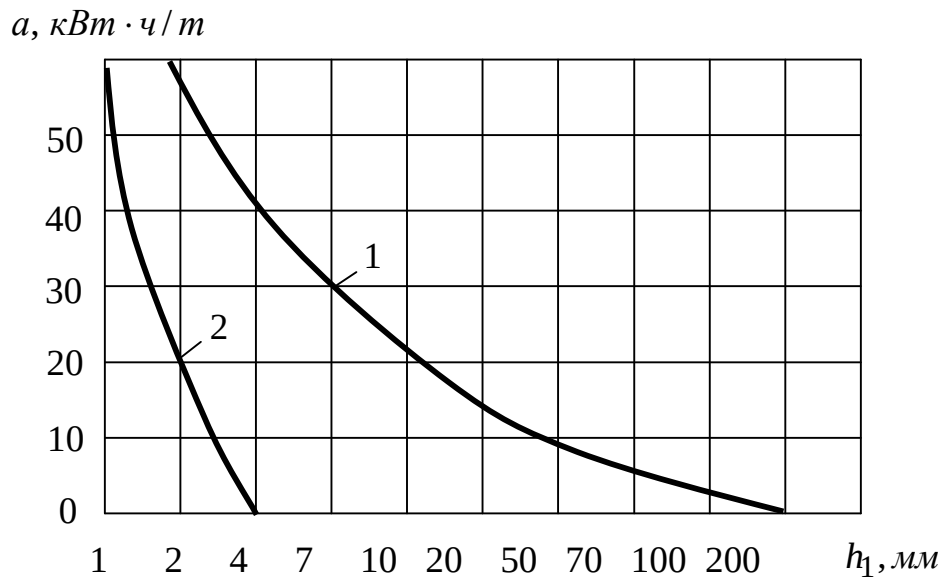


Рис. 53 – Типова залежність питомої витрати енергії при прокатці від загального коефіцієнту витяжки



- 1 – безперервний широкополосний стан 1700 гарячої прокатки;
2 – чотирьохкільтовий стан 1700 холодної прокатки;

Рис. 54 – Питома витрата енергії при гарячій та холодній прокатці сталейних смуг (за А.А. Корольовим)

При визначенні крутних моментів на валках по витраті енергії використовуються формули (2.130) та (2.131), з яких випливає, що

$$M = \frac{W \cdot R}{v_{\text{в}}};$$

$$\frac{2M_{np} + M_{mp}}{i} = \frac{3600(a_n - a_{n-1})G \cdot R}{\tau \cdot v_{\text{в}}}, \quad (2.133)$$

де M_{np} – крутний момент на бочці одного валку;

M_{mp} – момент сил тертя в підшипниках валків та в передаточних механізмах головної лінії стану;

i – передаточне число від двигуна до валків.

За допомогою формули (2.133) можна визначити величину M_{np} .

Потужність двигуна прокатного стану

Повна потужність, що витрачається на здійснення процесу прокатки, складається з наступних частин:

$$W_{\partial v} = W_{np} + W_{mp} + W_{хол} \pm W_{дин}, \quad (2.134)$$

де $W_{хол}$ – потужність холостого ходу;

$W_{дин}$ – динамічна потужність, що виникає в наслідок дії інерційних сил при зміні числа обертів валків (при розгоні входить зі знаком плюс, при уповільненні – зі знаком мінус).

Складові рівняння () визначаються за величиною відповідних крутних моментів, приведених до валу двигуна:

$$M_{\partial v} = 2M'_{np} + M'_{mp} + M'_{хол} \pm M'_{дин}. \quad (2.135)$$

Момент прокатки на бочці одного валку M_{np} розраховують за формулами (2.115), (2.118) або (2.119). Приведений момент до валу двигуна дорівнює:

$$M'_{np} = \frac{M_{np}}{i}. \quad (2.136)$$

де i – передаточне число редуктора.

Потужність прокатки (деформації) W_{np} можна визначити також безпосередньо за формулами (2.125), (2.126), (2.127) або (2.129).

Момент сил тертя M_{mp} , як вже відмічалось, складається з моменту сил тертя в підшипниках валків M_{mp1} та моменту сил тертя в передаточних механізмах M_{mp2} . Момент, приведений до валу двигуна, складає:

$$M'_{mp} = \frac{M_{mp}}{i} = \frac{M_{mp1}}{i} + \frac{M_{mp2}}{i}. \quad (2.137)$$

Величина M_{mp1} для двох валків (чотирьох підшипників) визначається за формулою:

$$M_{mp1} = Pf_{ш}d_{ш}, \quad (2.138)$$

де $f_{ш}$ – коефіцієнт тертя в підшипниках валків;

$d_{ш}$ – діаметр шийок валків.

Втрати на тертя в передаточних механізмах, як правило, враховують за допомогою коефіцієнту корисної дії передачі η_n :

$$M_{mp2} = \left(\frac{1}{\eta_n} - 1 \right) \frac{(M_{np} + M_{mp1})}{i}. \quad (2.139)$$

Момент холостого ходу $M_{хол}$ представляє собою суму моментів M_{np} , необхідних для обертання окремих деталей головної лінії прокатного стану при відсутності металу в валках, тобто:

$$M_{хол} = \sum M_{np}. \quad (2.140)$$

Для однієї деталі момент, приведений до валу двигуна, дорівнює:

$$M'_n = \frac{G_n f_n d_n}{2i_n}, \quad (2.141)$$

де G_n – вага деталі (навантаження на підшипники);

f_n – коефіцієнт тертя в підшипниках;

d_n – діаметр цапф;

i_n – передаточне число між двигуном та даною деталлю.

Повна величина приведенного моменту холостого ходу складає:

$$M'_{хол} = \sum \frac{G_n f_n d_n}{2i_n}. \quad (2.142)$$

Динамічний момент $M_{дин}$ виникає тільки при зміні числа обертів валків; якщо швидкість прокатки постійна, то динамічний момент дорівнює нулю.

Величина $M'_{дин}$ для кожної деталі, що обертається, визначається за формулою:

$$M'_{дин} = \frac{G \cdot D^2}{4} \frac{d\omega}{d\tau} = J \frac{d\omega}{d\tau}, \quad (2.143)$$

де $G \cdot D$ – маховий момент (D – подвійний радіус інерції);

$\frac{d\omega}{d\tau}$ – кутове прискорення;

J – момент інерції, приведений до валу двигуна.

2.24 Прокатка в калібрах

В практиці прокатного виробництва застосовують прості та складні форми калібрів. До складних (фасонних) відносяться калібри

для прокатки рейок, балок, швелерів та інших спеціальних профілів. Прості калібри мають геометричну форму прямокутника, кола, квадрату, ромбу, овалу тощо. На рис.55 та 56 представлені деякі форми простих калібрів [21].

З рис. 55 та 56 випливає, що при прокатці в простих калібрах висотна деформація змінюється по ширині, що обумовлює перемінність усіх інших геометричних параметрів. Так, максимальне обтиснення по вісі калібру (рис.56) призводить до максимального значення довжини дуги контакту та коефіцієнту витяжки.

Далі приведені основні геометричні параметри прокатки в калібрах.

Абсолютне лінійне обтиснення по вісі будь-якого калібру:

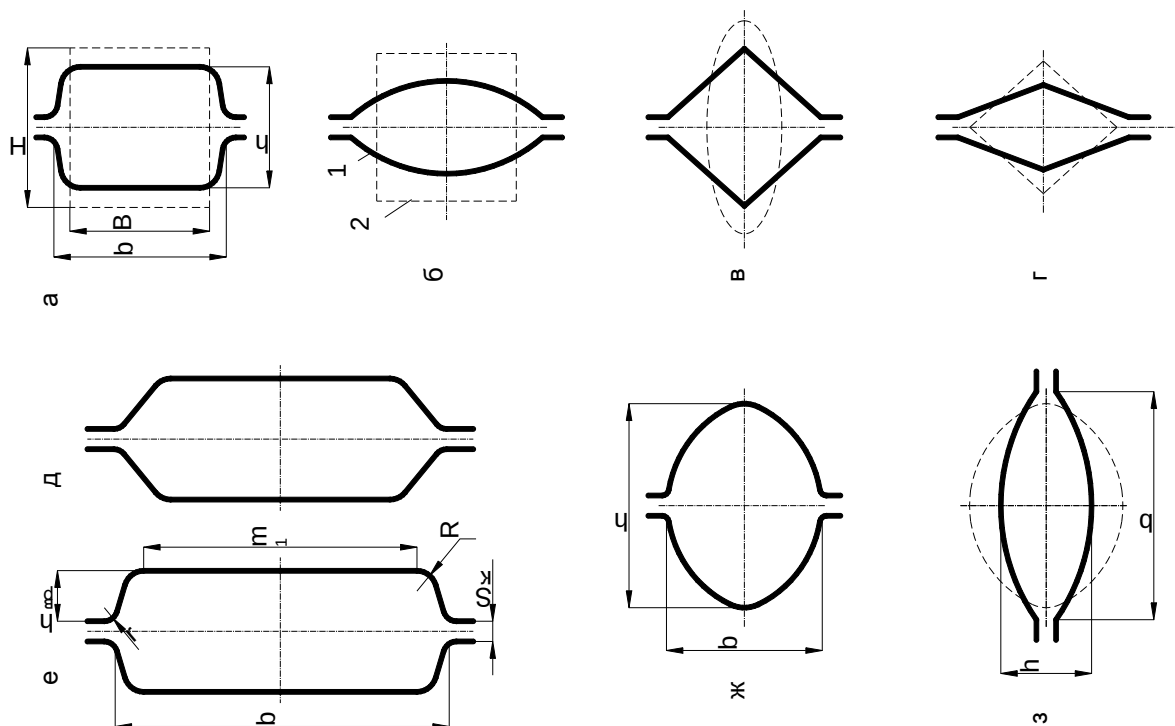
$$\Delta h = H - h,$$

де H – початкова висота смуги (заготівки);

h – кінцева висоти смуги або висота калібру.

Середнє обтиснення в калібрі:

$$\Delta h_{cp} = H_{cp} - h_{cp.k}.$$



1 – калібр; 2 – заготівка;

а, д, е – прямокутні калібри; б – овальний калібр; в – квадратний калібр; г – ромбічний калібр; ж – ребровий овальний калібр;

з – овальний вертикальний калібр;

Рис. 55 – Схеми прокатки в простих калібрах

Середня висота заготовки:

$$H_{cp} = \frac{q_0}{B},$$

де q_0 – площа поперечного перетину заготовки;

B – початкова ширина смуги (заготовки).

Середня висота смуги в калібрі:

$$h_{cp.k} = \frac{q}{b}, \quad (2.144)$$

де q – площа поперечного перетину калібру;

b – ширина калібру по буртам або кінцева ширина смуги.

Мінімальний діаметр валку по вісі калібру:

$$D_1 = D_{\bar{o}} - h_k = D_{\bar{o}} - (h - S_k), \quad (2.145)$$

де $D_{\bar{o}}$ – діаметр калібру по буртам;

h_k – висота врізання в калібру;

S_k – зазор між валками.

Середній (катаючий) діаметр:

$$D_k = D_{\bar{o}} - (h_{cp.k} - S_k) \quad (2.146)$$

Кут контакту (захоплення) по вісі:

$$\alpha = \sqrt{\frac{\Delta h}{R_1}},$$

де R_1 – мінімальний радіус валку.

Кут контакту (захоплення) середній:

$$\alpha_{cp} = \sqrt{\frac{\Delta h_{cp}}{R_k}},$$

де R_k – середній радіус валку.

Коефіцієнт витяжки по вісі:

$$\mu = \sqrt{\frac{H}{h}}.$$

Коефіцієнт витяжки середній:

$$\mu_{cp} = \sqrt{\frac{H_{cp}}{h_{cp.k}}}.$$

Довжина дуги контакту (захоплення) по вісі:

$$l_d = \sqrt{R_1 \Delta h}.$$

Довжина дуги контакту (захоплення) середня:

$$l_{d.cp} = \sqrt{R_k \Delta h_{cp}}.$$

Визначимо співвідношення між Δh_{cp} та Δh для випадку прокатки ромбічної заготовки в квадратному калібрі. Маємо:

$$H_{cp} = \frac{q_0}{B} \text{ та } h_{cp.k} = \frac{q}{b},$$

без урахування закруглень площини дорівнюють:

$$q_0 = \frac{1}{2}HB \text{ та } q = \frac{1}{2}hb.$$

Тоді:

$$H_{cp} = \frac{HB}{2B} = \frac{1}{2}H; \quad h_{cp.k} = \frac{hb}{2b} = \frac{1}{2}h,$$

та

$$\Delta h_{cp} = H_{cp} - h_{cp.k} = \frac{1}{2}(H - h) = \frac{1}{2}\Delta h.$$

Таким чином, при прокатці ромбічної смуги в квадратному калібрі (або навпаки) середнє абсолютне обтиснення дорівнює половині максимального обтиснення по вісі калібру. Аналогічно можна отримати співвідношення між Δh_{cp} та Δh й для інших калібрів.

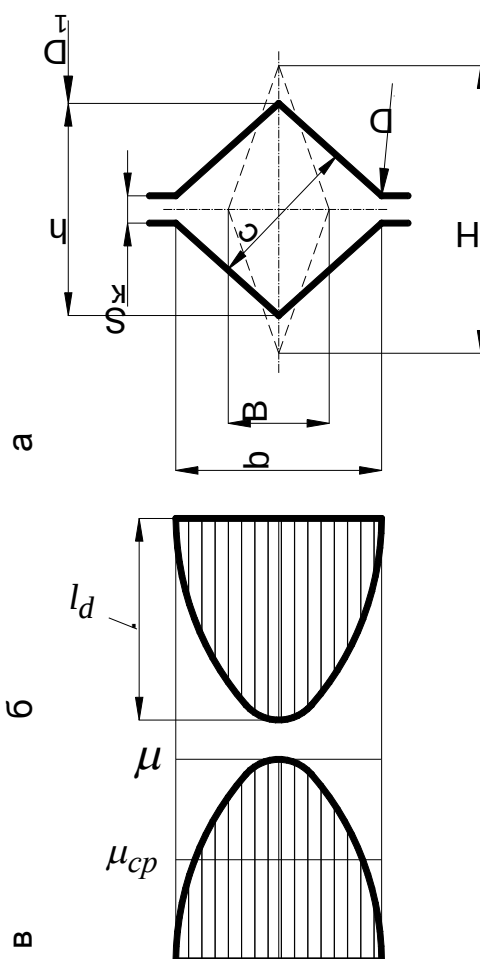
При прокатці в прямокутних калібрах (рис.55, а) довжину дуги контакту визначають аналогічно, як й для гладких валків. При прокатці в овальному калібрі (рис.55, б) обтиснення максимальне на ділянках кромки, тому довжина контакту трохи більша, ніж по вісі. Тоді площа контакту смуги з валками визначається наступним чином:

$$F = 0,54(B + b)\sqrt{R_1\Delta h}.$$

В інших калібрах (рис.55, в-з) обтиснення по вісі завжди більше, ніж на кромках, та форма контактної поверхні описується параболою (рис.56, б) з перемінним коефіцієнтом:

$$F = nb\sqrt{R_1\Delta h},$$

де n – коефіцієнт форми, який можна вибрати з табл. 3.



а – калібр; б – форма контактної поверхні; в – розподіл витяжки по ширині смуги;

Рис. 56 – Схема прокатки в квадратному калібрі

Таблиця 3

Значення коефіцієнту форми n

Форма заготовки	Форма калібру	Коефіцієнт n
Ромб	Квадрат	0,67
Квадрат	Ромб	0,67
Шестикутник	Квадрат	0,75
Овал однорадіусний	Квадрат	0,75
Овал однорадіусний	Овал ребровий	0,75
Овал ребровий	Овал однорадіусний	0,75
Круг	Овал плоский	0,75
Овал плоский	Круг	0,8
Квадрат	Шестикутник	0,85

2.25 Вплив форми калібру на умови тертя

Експериментальними та теоретичними дослідженнями встановлено, що при прокатці в калібрах середній нормальний тиск, потужність та випередження можуть бути помітно більшими, ніж в гладких валках [21,22]. Це обумовлено тим, що дія сил тертя на бокових кромках або похилих поверхнях калібру збільшує підпираючі поздовжні напруження σ_x в осередку деформації. Зростання напружень σ_x пропорційне збільшенню периметру контакту валків з половою та може бути враховане коефіцієнтом:

$$n_\phi = \frac{P_{cp}}{2B_{cp}}, \quad (2.147)$$

де P_{cp} – середній периметр повної контактної поверхні.

З урахуванням коефіцієнту n_ϕ умовний коефіцієнт тертя в осередку деформації:

$$\left. \begin{aligned} f &= n_\phi \cdot f_y; \\ f_n &= n_\phi \cdot f'_n, \end{aligned} \right\}$$

Значення f_y визначається за формулою (2.62), а умовний коефіцієнт f'_n дорівнює [21]:

$$f_y = 0,055 + 1,6(f - 0,055).$$

Значення коефіцієнту n_ϕ для різних калібрів наступні:

Квадратний, кутовий, круглий та зетовий чистові калібри	1,41
Овал ребровий	1,35
Ромбічний, кутовий та зетовий чорнові калібри	1,15-1,3
Овали однорадіусний та плоский, шестикутник, прямокутник	1,1-1,2
Калібри:	
балочні	1,7-2,2
швелерні	1,8-2,3
рейхові	2,0-2,1
шпунту	1,8-2,1

Примітка: менші значення коефіцієнту відносяться до чорнових, більші – до чистових калібрів.

2.26 Випередження та поширення при прокатці в калібрах

Нерівномірність висотної деформації, різниця в діаметрах валків та в умовах тертя по ширині калібру сприяють нерівномірному розвитку випередження в крайніх та центральних частинах поверхні розкату [21]. Згідно досліджень І.М. Павлова та М.І. Капустіної, О.П. Чекмарьова та Н.М. Санько, діаграми випередження (рис. 57, 3) по контуру калібру майже співпадають з їх формою, випередження більше в тих поздовжніх перетинах калібрів (рис. 57, 1), де менший катаючий радіус валку.

З експериментальних даних також випливає, що при порівняльних умовах деформації середнє значення випередження в калібрах перевищує значення випередження в гладких валках. Наприклад, при прокатці квадратної заготовки в овальному калібрі випередження дорівнює 7,53% проти 5,51% в гладких валках. Збільшення випередження відбувається внаслідок зростання кута критичного перетину, що обумовлене підвищенням впливу сил тертя за рахунок дії похилих стінок калібру.

На рис.58 представлені дані зміни випередження по контуру квадратного калібру при прокатці в ньому шестикутних та ромбічних заготовок. Як впливає з графіку при відношенні $\frac{R_i}{R_{cp}}=1$, тобто в

перетині калібру, де поточний радіус валку дорівнює середньому, випередження $S = 0,03 \div 0,09$ та обумовлене (при $\Delta h = const$) шириною вихідної заготовки. При цьому чим більша ширина заготовки, тим більший вплив сил тертя та випередження S . З дослідів також випливає, що випередження зростає зі зменшенням радіуса валку в калібрі, тобто від зазору до вершини калібру [22,23].

Значення випередження S_i в перетинах калібру можна розрахувати наступним чином. Різниця між середньою та поточними по ширині калібру окружними швидкостями валків складає:

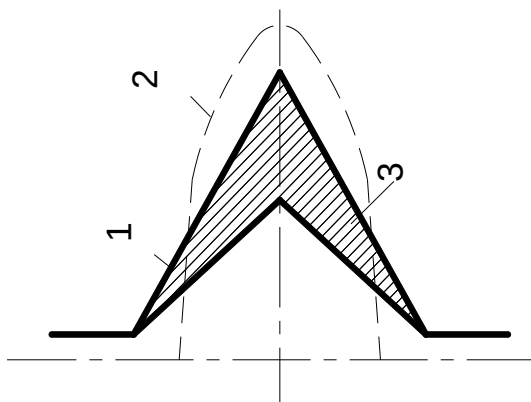
$$\Delta v_i = v_{сер} - v_i = v_{сер} - v_1 \left(1 + \frac{h_1 - h_i}{R_1} \right), \quad (2.148)$$

де $v_{сер}$ – середня окружна швидкість валків, що відповідає катаючому діаметру;

v_i, v_1 – окружна швидкість валків в i -тому перетині калібру та по вісі відповідно;

h_i, h_1 – половина висоти врізання калібру в i -тому перетині та по

вісі відповідно.



1 – поздовжній перетин калібру; 2 – овальна заготівка; 3 – діаграма випередження;

Рис. 57 – Розподіл випередження при нерівномірній деформації в калібрі

Швидкість елементарних ділянок по ширині смуги можна виразити як суму середньої швидкості смуги на виході та приросту Δv_i , що віддзеркалює додаткові транспортуючі (позитивне та негативне відносно v_{cep}) дії валків в даному перетині, тобто:

$$v_{ni} = v_{cep}(1 + S) + \Delta v_i,$$

де v_{ni} – швидкість ділянок смуги;

S – випередження полоси на виході, що визначається по середній висоті валків.

Замінюючи Δv_i виразом (2.148), отримуємо:

$$v_{ni} = v_{cep}(2 + S) - v_1 \left(1 + \frac{h_1 - h_i}{R_1} \right).$$

Поточне значення випередження по ширині калібру відносно середньої швидкості валків дорівнює:

$$S_i = \frac{v_{ni}}{v_{cep}} - 1.$$

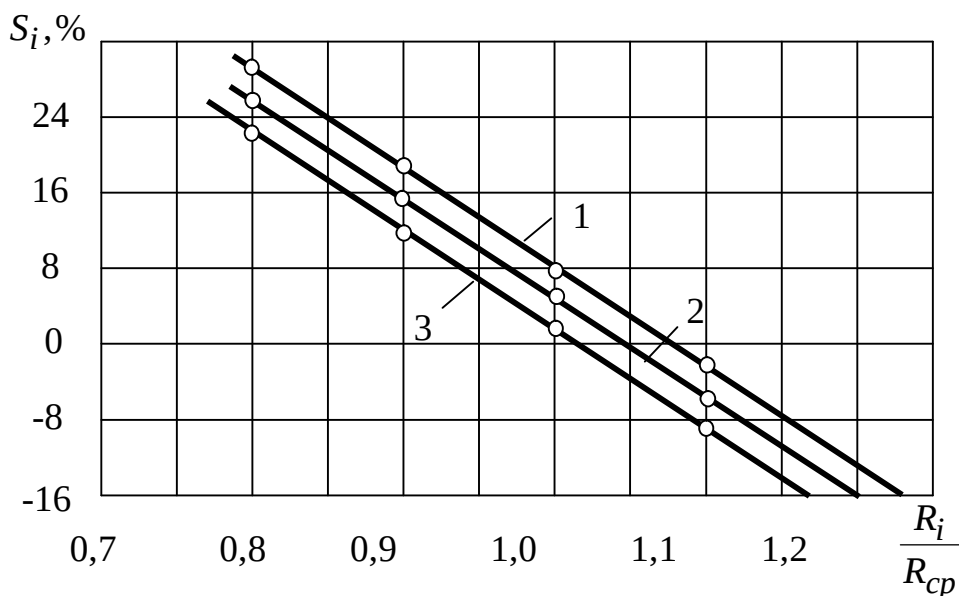
або:

$$S_i = 1 + S - \frac{v_1}{v_{cep}} \left(1 + \frac{h_1 - h_i}{R_1} \right).$$

Замінюючи $\frac{v_1}{v_{cep}} = \frac{R_1}{R_{cep}}$; $\frac{h_1 - h_i}{R_1} = \frac{R_i}{R_1} - 1$; $\frac{v_{cep}}{v_i} = \frac{R_{cep}}{R_i}$, отримуємо:

$$S_i = 1 + S - \frac{R_i}{R_{сep}}, \quad (2.149)$$

де R_i – поточний радіус валків по ширині калібру.



1 – $S = 0,09$; 2 – $S = 0,06$; 3 – $S = 0,03$;

Рис. 58 – Зміна випередження по контуру квадратного калібру в залежності від відношення $\frac{R_i}{R_{сep}}$ при різному загальному випередженні

З (2.149) випливає, що S_i збільшується при зростанні загального випередження S при $\frac{R_i}{R_{сep}} = 1$ та зменшенні $\frac{R_i}{R_{сep}}$. Оскільки $\frac{R_i}{R_{сep}}$ збільшується від вісі калібру до рознімання валків, то при $S = const$ випередження S_i будуть зменшуватися. При великих значеннях $\frac{R_i}{R_{сep}}$ (в верхній частині калібру) спостерігається негативне ковзання, тобто валки випереджають смугу. Для визначення випередження S використовують формули (2.149) та інші.

Розрахунок формозміни навіть в простих калібрах досить складний. Це пов'язано з двома важливими особливостями струмкової прокатки, що відрізняє її від прокатки в гладких валках.

Перша особливість полягає в нерівномірності деформації по ширині смуги, друга – в зміні опору течії металу в поперечному напрямі. При прокатці в калібрах з увігнутим профілем утворюючих (квадрат, ромб, овал), окрім сил тертя, поширенню перешкоджають похилені стінки калібрів та сили R_y й T_y (рис.59). При цьому чим

більше нахил стінки калібру, тим різче проявляється їх вплив на співвідношення між поширенням та обтисненням ($\frac{\Delta b}{\Delta h}$). Враховуючи, що похилені стінки калібрів оказують пряму дію на поперечну течію металу, поширення в простих калібрах з достатньою для практики точністю визначимо за формулою О.П. Чекмарьова з використанням коефіцієнту n_ϕ . Зворотні значення коефіцієнту n_ϕ ($\frac{1}{n_\phi}$) достатньо добре узгоджуються з експериментальними значеннями коефіцієнтів обмеження поширення.

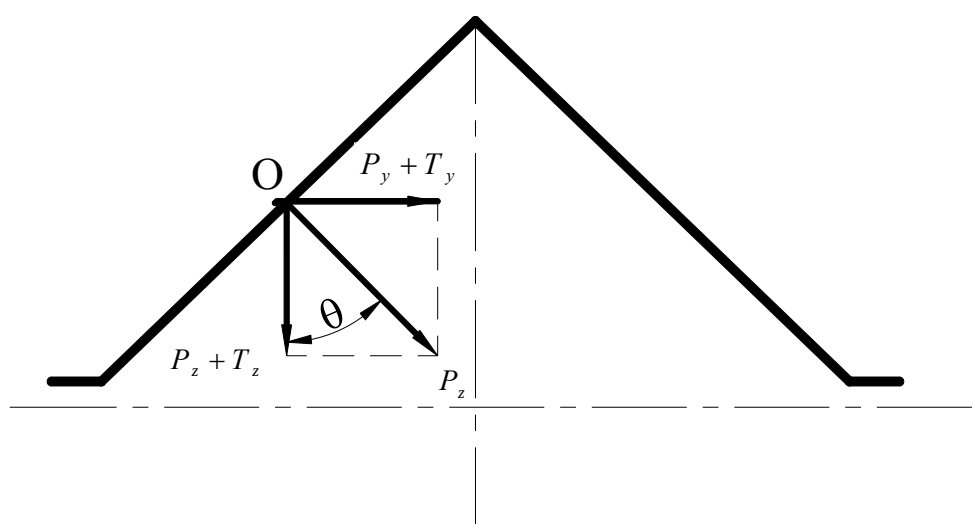


Рис. 59 – Розподіл контактних сил в калібрі

де P_z – нормальна сила;

P_z та T_z – вертикальні складові;

P_y та T_y – горизонтальні складові;

θ – кут нахилу стінки калібру.

2.27 Сила та момент прокатки при прокатці сортових профілів

Велике значення для розрахунків прокатного обладнання має правильне визначення тиску металу при прокатці в калібрах, що може бути виконано теоретичним шляхом з урахуванням впливу форми калібру або за експериментальними залежностями різних дослідників. В існуючих дослідженнях відмічається, що при одних й тих же параметрах деформації тиск в калібрах є трохи більшим, ніж

при прокатці в гладких валках. Це пов'язано з наявністю в осередку деформації додаткових сил тертя за рахунок дії бокових стінок калібру та з впливом нерівномірності деформації.

Умова граничного стану дійсна для прокатки як в гладких валках, так й в калібрах. Аналіз цього вираження показує, що при деформації одного й того же металу з однаковими ступенем та швидкістю деформації тиск (при $\sigma_1 \approx P$) в калібрах порівняно з гладкими валками може збільшуватися тільки в результаті підвищення поздовжніх підпираючих напружень σ_3 . В залежності від форми та розмірів смуг й калібрів значення σ_3 різні та визначаються параметрами осередку деформації та коефіцієнтом форми [1,21]. Вплив форми калібру на середній тиск можна врахувати за допомогою коефіцієнту n_ϕ , що входить у вираз для розрахунку коефіцієнту тертя або показника тертя. Середній тиск розраховується за формулами, що приведені нижче:

$$p_{cp} = \sigma_\phi n_\sigma \left(1 + \frac{0,48 f_n n_\phi l_d}{h_{cp}} \right), \quad (2.150)$$

або:

$$p_{cp} = \sigma_\phi n_\sigma \left(1 + \frac{0,48 f_n l_d}{h_{cp}} \right). \quad (2.151)$$

Порівняння середніх тисків при деформації в гладких валках (криві 1,4) та в калібрах представлено на рис.60.

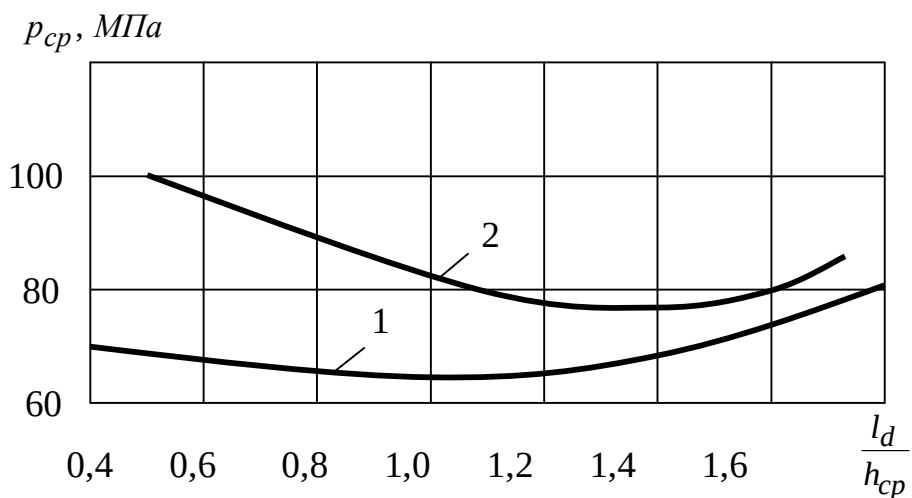
В гладких валках деформували смуги розмірами 21x20 мм, в квадратних калібрах (крива 2) – ромбічні зразки з розмірами 39,5x24 мм, в овальних (крива 3) – квадратні зі стороною 24 мм. Як випливає з цих графіків, середній тиск в залежності від параметру $\frac{l_d}{h_{cp}}$ як в гладких валках, так й в калібрах, змінюється по кривим з мінімумом. Причому вплив форми в більшості проявляється при менших значеннях $\frac{l_d}{h_{cp}}$ та воно більш суттєве в квадратних калібрах.

Так при $\frac{l_d}{h_{cp}} = 1$ середній тиск в квадратному калібрі (рис.60, а) в 1,27 разів, а в овальному (рис.60, б) в 1,17 разів більший ніж на гладкій бочці. У відповідності до теоретичного вирішення [21] при

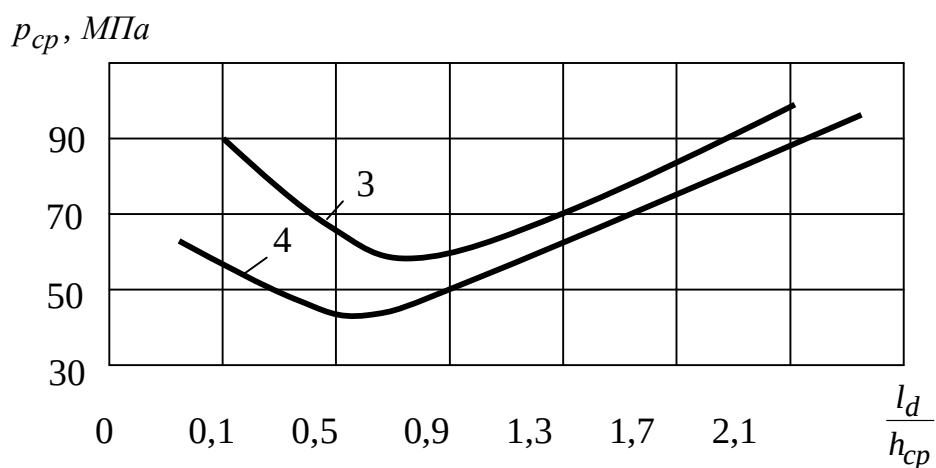
переходжені від гладкої бочки до квадратного калібру при $\frac{l_d}{h_{cp}} = 2,19$ середній тиск зростає в 1,15 разів, що й відповідає кривим, зображеним на рис.60.

Оскільки коефіцієнт ψ положення рівнодіючої сил при прокатці в калібрах визначити теоретично досить складно, а експериментальних даних недостатньо, то для розрахунку крутного моменту з врахуванням впливу зовнішніх зон та форми калібру використовують наступну формулу:

$$M = \sigma_{\phi} n_{\phi}'' R B_{cp} \Delta h \cdot 10^{-9} \left[1 + 0,48 f_n \frac{l_d}{h_{cp}} + \frac{h}{\Delta h} \frac{\sigma_n}{\sigma_{\phi}} \left(\frac{H}{h} \frac{\sigma_x}{\sigma_n} - 1 \right) \right]. \quad (2.152)$$



а



б

1, 4—в гладких валках; 2 — в квадратных калібрах; 3 — в овальных калібрах;

Рис. 60 — Порівняння середніх тисків при прокатці

2.28 Елементи теорії безперервної прокатки

При безперервній прокатці смуга, що деформується, одночасно знаходиться у всіх клітках стану.

Основною особливістю процесу безперервної прокатки є наявність або можливість взаємозв'язку окремих клітей через смугу, що прокатується.

При відсутності такого взаємозв'язку (петльова прокатка без натягу) процес прокатки в кожній клітці не відрізняється від звичайного процесу прокатки, коли на передні та задні кінці смуги не діють ніякі сили.

Внаслідок взаємодії клітей на ділянках смуги, що розміщені між клітками, виникають напруження стиснення або розтягу (рис.61). При цьому відбувається передача енергії від однієї клітки до іншої через смугу, що прокатується.

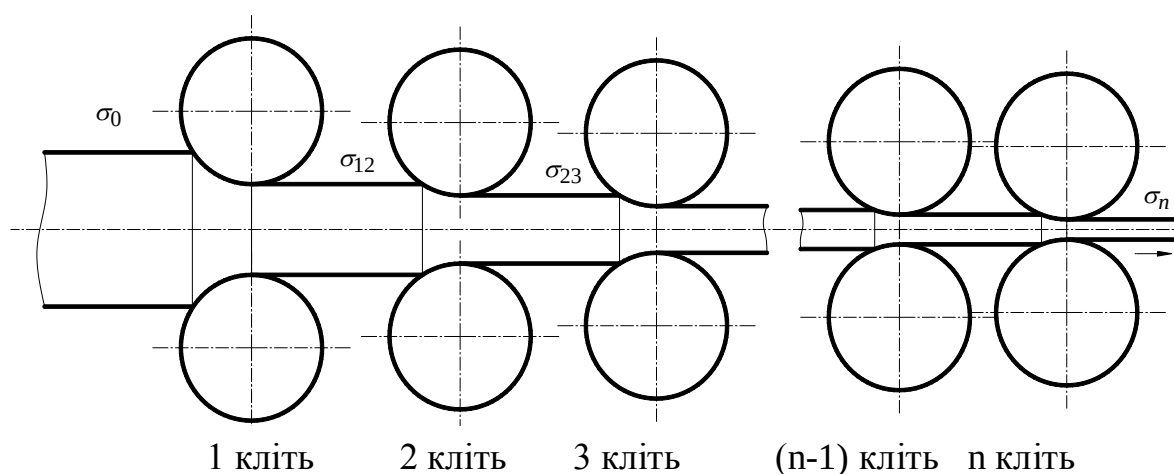


Рис. 61 – Схема безперервної прокатки

Клітці безперервного стану, смуга, що прокатується та електропривод представляють собою єдиний комплекс, де всі явища взаємопов'язані та обумовлюють один одного.

Процес прокатки в осередку деформації підкорюється закону збереження енергії. Звісно, це положення можна застосувати й до випадку безперервної прокатки.

Для окремої клітки закон збереження енергії в системі смуга-валок запишемо в наступному вигляді [5]:

$$N_{\epsilon} + N_1 = N_{\phi} + N_T + N_0, \quad (2.153)$$

де N_{ϵ} – потужність на бочці валків;

N_ϕ – потужність формозміни;

N_T – потужність тертя на контактній поверхні;

N_0 – потужність сил заднього натягу;

N_1 – потужність сил переднього натягу.

Цей вираз означає, що потужність активних сил дорівнює сумарній потужності сил опору.

Запишемо рівність в іншій формі:

$$\Delta N = N_1 - N_0 = (N_\phi + N_T) - N_0. \quad (2.154)$$

С фізичної точки зору остання рівність показує, що диспропорція потужності зовнішніх сил, що приложені до кінців смуги, дорівнює диспропорції потужності в осередку деформації.

Рівність (2.154) можна записати для кожної кліти безперервного стану. Підсумовуючи ліві та праві частини подібних рівностей для всіх n клітей, отримуємо [5]:

$$\sum_{i=1}^n \Delta N = \sum_{i=1}^n (N_\phi + N_T) - N_0. \quad (2.155)$$

Визначимо суму $\sum_{i=1}^n \Delta N$. Для кожної кліти можна записати:

$$\Delta N_1 = \sigma_1 F_1 v_1 - \sigma_0 F_0 v_0;$$

$$\Delta N_2 = \sigma_2 F_2 v_2 - \sigma_1 F_1 v_1;$$

.....

$$\Delta N_{n-1} = \sigma_{n-1} F_{n-1} v_{n-1} - \sigma_{n-2} F_{n-2} v_{n-2};$$

$$\Delta N_n = \sigma_n F_n v_n - \sigma_{n-1} F_{n-1} v_{n-1}.$$

Підсумовуючи ліві та праві частини цих виражень, отримуємо:

$$\sum_{i=1}^n \Delta N = \sigma_n F_n v_n - \sigma_0 F_0 v_0 = N_n - N_0, \quad (2.156)$$

де σ_{n-1} – нормальний задній питомий натяг смуги в n -ій кліті;

σ_n – нормальний передній питомий натяг смуги в n -ій кліті;

F_{n-1} – площа поперечного перетину металу при входженні в n -ну кліть;

F_n – площа поперечного перетину металу на виході з n -ої кліті;

v_{n-1} – швидкість металу при входженні в n -ну кліть;

v_n – швидкість металу на виході з n -ої кліті.

N_n – потужність моталки стану, що намотує смугу;

N_0 – потужність моталки стану, що розмотує смугу.

Фізичний зміст останньої рівності полягає в тому, що сумарна робота (потужність) сил натягу або підпору (з урахуванням їх активного та реактивного характеру) дорівнює різниці потужностей моталки та розмотувача.

Умова (2.156) може розглядатися як одна з основних співвідношень процесу безперервної прокатки.

В окремому випадку, коли у безперервного стану відсутні моталки або вони не створюють натяг, маємо $\sum_{i=1}^n \Delta N = 0$, тобто робота

натягу дорівнює нулю. Це пояснюється тим, що ділянки смуги між клітками виконують лише функції передавання енергії від однієї кліти до іншої, але самі енергії не створюють та її не витрачають.

Інша важлива особливість безперервної прокатки полягає в тому, що закон постійності секундних об'ємів дотримується не лише в одній кліті, а й по всіх клітках безперервного стану та в кліткових проміжках, тобто:

$$\nu_0 h_0 b_0 = \nu_1 h_1 b_1 = \nu_{n-1} h_{n-1} b_{n-1} = \nu_n h_n b_n = k_1. \quad (2.157)$$

Коефіцієнт k_1 має назву константа безперервної прокатки. При недотриманні цієї умови смуга або розірветься в міжклітковому проміжку, або буде накопичуватися (з утворенням петлі) в ньому.

3 СКЛАДНІ ВИПАДКИ ПРОКАТКИ

3.1 Прокатка з одним неприводним валком

В деяких випадках в прокатному виробництві застосовують стани, в яких один з робочих валків є холостим.

Такий спосіб приводу валків застосовується на тонколистових станах пакетної прокатки, в чистових клітях безперервних дротових та ресорних станів й деяких інших випадках.

Застосування холостого валку забезпечує необхідне узгодження окружних швидкостей валків при прокатці тонких профілів. Істотною перевагою стану є відсутність дорогої шестеренної кліті, де неминучі втрати на тертя, а також спрощення системи з'єднувальних деталей: шпинделів, шпиндельних опор тощо. Це спрощує та здешевлює головну лінію стану. Однак галузь застосування такого приводу обмежена прокаткою листів або профілів невеликої товщини. Випадки роботи з одним неприводним валком можливі й на інших станах при поломці муфти чи шпинделя.

3.2 Умови захоплення при прокатці з одним неприводним валком

Умова захоплення при прокатці на станах з одним неприводним валком відрізняється від подібних при простому випадку прокатки. Ця відмінність обумовлена відсутністю активного моменту на неприводному валку та наявністю опору обертання в його опорах. Вказаний опір дорівнює моменту сил тертя в шийках валків та для одного валку виражається:

$$M_{mp} = T_1' r_{ш} = P f_{ш} r_{ш}, \quad (3.1)$$

де P – тиск металу на валок;

$f_{ш}$ – коефіцієнт тертя в шийках;

$r_{ш}$ – радіус шийки неприводного валку.

При задачі смуги в валки в точках зустрічі виникають радіальні сили P_1 , P_2 та контактні сили тертя T_1 , T_2 , що направлені на приводному валку (нижньому) по ходу прокатки, а на холостому (верхньому) – проти ходу процесу (рис.62, а).

Складаючи рівняння рівноваги сил, що діють при захопленні, отримуємо:

$$\sum x = P_1 \sin \alpha + P_2 \sin \alpha + P_1 \frac{f_{ш} r_{ш}}{R} \cos \alpha - P_2 f_3 \cos \alpha = 0,$$

або при $P_1 = P_2$:

$$2tg\alpha + \frac{f_{\text{ш}}r_{\text{ш}}}{R} - tg\beta_3 = 0.$$

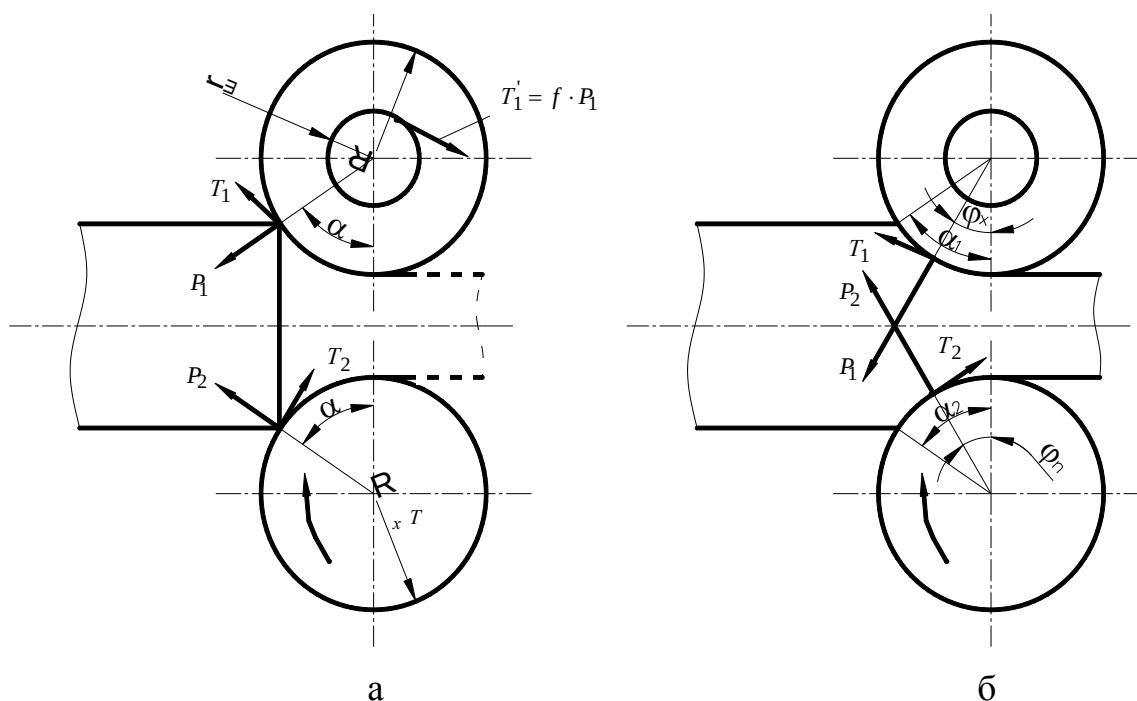
Звідки:

$$tg\alpha = \frac{tg\beta_3 - \frac{f_{\text{ш}}r_{\text{ш}}}{R}}{2}. \quad (3.2)$$

Отже, величина максимального кута захоплення при прокатці на станах з одним неприводним валком буде дорівнювати [25,26]:

$$\alpha_3^{\max} = \frac{\beta_3}{2} - \frac{f_{\text{ш}}r_{\text{ш}}}{2R}. \quad (3.3)$$

З отриманого виразу випливає, що в даних умовах максимальний кут захоплення трохи більше, ніж в два рази менший у порівнянні з простим випадком прокатки, коли $\alpha_3^{\max} = \beta_3$. З рівняння (3.3) також маємо, що при інших рівних умовах захоплення буде тим ліпше, чим менший коефіцієнт тертя в шийках валків. Цю закономірність використовують на практиці, коли вводять додаткове змащення в підшипники неприводних валків для поліпшення захоплення.



а – при захопленні; б – в сталому процесі прокатки;
Рис. 62 – Схема сил, що діють на смугу від валків, один з яких є неприводним

При прокатці на станах з одним холостим валком пластична

деформація відбувається двома валками. Однак транспортування смуги при цьому здійснюється контактними силами тертя тільки одного приводного валку. Сили тертя, що виникають в опорах холостого валку, зменшують силу, яка втягує смугу в осередок деформації. При цьому погіршуються умови сталого процесу прокатки.

На рис.62, б приведена схема сил, що діють в осередку деформації при сталому процесі прокатки. Складаючи рівняння рівноваги сил, як й в попередньому випадку, можна отримати умову захоплення в сталому процесі:

$$\alpha_y \leq \beta_y - \frac{f_{ш} r_{ш}}{R}, \quad (3.4)$$

Звідки максимальний кут захоплення в сталому режимі:

$$\alpha_y^{\max} = \beta_y - \frac{f_{ш} r_{ш}}{R}. \quad (3.5)$$

Таким чином, при деформації металу з одним неприводним валком, умова захоплення як в початковий момент, так й при сталому процесі є значно гіршим, ніж при простому процесі прокатки.

3.3 Модель розподілу питомих сил тертя при прокатці з одним неприводним валком

Процес прокатки з одним неприводним валком практично завжди протікає в умовах, коли в осередку деформації, разом з зонами випередження та відставання, присутня змішана зона. В цій зоні осередку деформації напрям питомих сил тертя неоднаковий. Крім цього, в розглянутому несиметричному процесі кути захоплення зі сторони приводного та холостого валку різні. Досліди показують, що зі сторони приводного валку кут захоплення більший. Аналіз опублікованих робіт також показав, що при прокатці з одним холостим валком схема напруженого стану металу менш жорстка у відповідності з симетричною прокаткою в аналогічних умовах.

Побудова моделі розподілу питомих сил тертя та нормального тиску проводилась з урахуванням в той чи іншій мірі цих особливостей асиметричного процесу.

Питання, пов'язані з кінематикою процесу прокатки з холостим валком, викладені в [1...3].

Як відомо, неприводний валок не передає смугі крутного моменту, а сумарна сила тертя на ньому визначається наступним чином:

$$T_1 = f_{ul} P_1 \frac{r_{ul}}{R},$$

де T_1 – сумарна сила тертя на холостому валку.

Як правило приймають, що коефіцієнт тертя в парі: “холостий валок – метал, що деформується”, дорівнює:

$$f_x = f_{ul} \frac{r_{ul}}{R}.$$

Тоді можна припустити, що питомі сили тертя в цьому контакті розподіляються у відповідності до наступного виразу:

$$t'_{xx} = f_x p_{xx},$$

де p_{xx} – радіальний тиск, що діє зі сторони холостого валку на метал, що прокатується.

Питомі сили тертя t'_{xx} в основному залежать від фрикційних умов в парі: “шийка холостого валку – вкладиш підшипника”. Однак є очевидним й те, що на розподіл питомих сил тертя в контакті металу з холостим валком повинні здійснювати вплив також фактори, що діють безпосередньо в цьому контакті. До цих факторів можна віднести геометрію осередку деформації, наявність зони прилипання, характер ковзання, мікрорельєф контактних поверхонь, наявність або відсутність технологічного змащення тощо. Тому прийнята в ряді робіт ця модель є в значній мірі спрощеною, що не враховує умову протікання процесу пластичної деформації.

Пропонується більш складна модель сил тертя, що включає особливості тертя при пластичній деформації, наприклад, наявність зони випередження, а також фрикційну взаємодію між шийкою холостого валку та вкладиша підшипника [27].

У відповідності з принципом суперпозиції уявно представимо процес пластичної деформації металу холостим валком як осадження циліндричним бойком з одночасною фрикційною взаємодією цієї пари як пружних тіл. При осаджуванні металу бойком на контакті діють питомі сили тертя t_{nl} . При взаємодії пари “холостий валок метал” як пружних тіл виникає складова t'_{xx} . Ця складова визначається умовами тертя в контакті шийки валку та вкладишу підшипника. Згідно принципу суперпозиції, сумарна питома сила тертя t_{xx} буде дорівнювати:

$$t_{xx} = t_{nl} + t'_{xx}. \quad (3.6)$$

При визначенні складової t_{nl} виділимо елемент металу у вигляді

трикутної призми в приконтатному з циліндричним бойком шарі та розглянемо його рівновагу. Положення цього елементу в об'ємі визначається кутом ψ , а осаджування відбувається в напрямі вісі NN (рис.63).

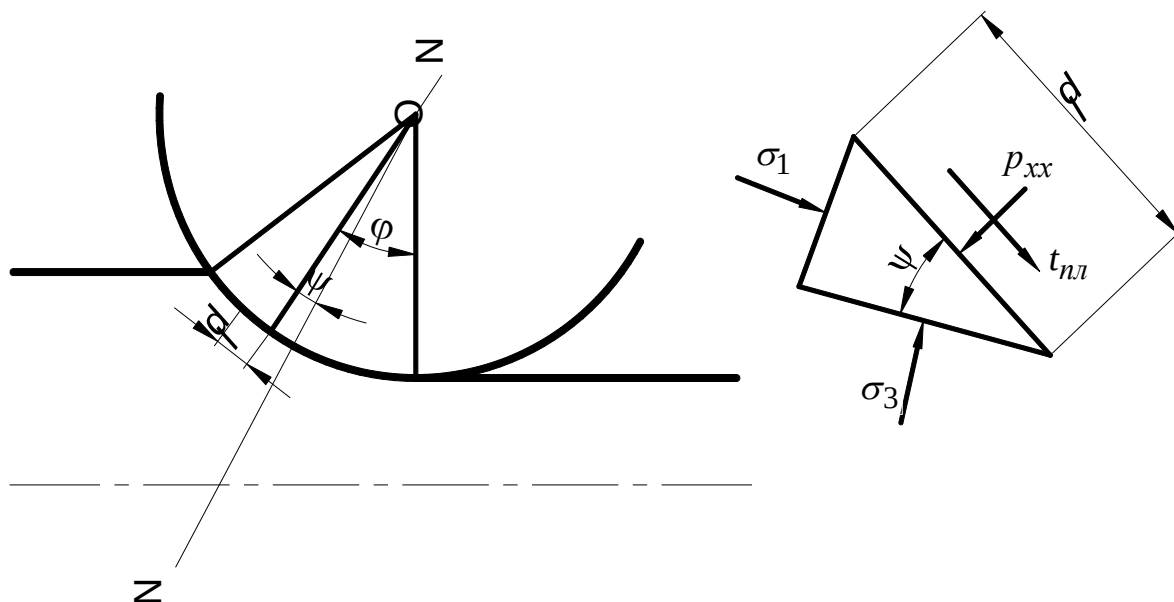


Рис. 63 – До визначення складової питомих сил тертя при осаджуванні циліндричним бойком

Умова рівноваги виділеного елементу визначається системою:

$$\begin{aligned} \sigma_1 \sin \psi \, dl - p_{xx} \sin \psi \, dl + t_{nl} \cos \psi \, dl &= 0; \\ \sigma_3 \cos \psi \, dl - p_{xx} \cos \psi \, dl + t_{nl} \sin \psi \, dl &= 0. \end{aligned} \quad (3.7)$$

Віднімаючи друге рівняння з першого та враховуючи умову пластичності: $\sigma_1 - \sigma_3 = 2k$, маємо:

$$t_{nl} = k \sin 2\psi.$$

Переходячи до прийнятої в теорії прокатки системи координат та характеризуючи положення виділеної площадки поточним кутом захоплення φ , отримуємо:

$$t_{nl} = k \sin \left[2 \left(\varphi - \frac{\alpha}{2} \right) \right], \quad (3.8)$$

де α – середній кут захоплення, що визначається як $\alpha = \sqrt{\frac{\Delta h}{R}}$.

Введемо в рівняння (3.8) коефіцієнт n , що враховує стан поверхні циліндричного бойка, наявність технологічного змащення, шорсткість смуги. Тоді остаточно пластична складова тертя визначається наступним чином:

$$t_{nl} = n \cdot k \sin \left[2 \left(\varphi - \frac{\alpha}{2} \right) \right]. \quad (3.9)$$

Пружна складова t_{ul} питомих сил тертя залежить, як вже згадувалось, від режиму тертя в контактї шийки холостого валку та вкладишу підшипнику. В першому наближенні ця складова, як вище згадувалось, може бути визначена наступним чином:

$$t'_{xx} = f_{ul} \frac{r_{ul}}{R} p_{xx}. \quad (3.10)$$

Підставляючи значення (3.9) та (3.10) в рівняння (3.6), отримуємо вираз для визначення питомих сил тертя в контактї холостого валку та прокатуємого металу:

$$t_{xx} = n \cdot k \sin \left[2 \left(\varphi - \frac{\alpha}{2} \right) \right] - f_{ul} \frac{r_{ul}}{R} p_{xx}. \quad (3.11)$$

Знак “–” перед другим членом показує, що складова питомих сил тертя, яка пов’язана з тертям в шийці холостого валку, направлена проти процесу прокатки.

Таким чином, отримана модель розподілу питомих сил тертя в контактї пластично деформованого металу та холостого валку. Ця модель враховує як умови пластичної деформації в цьому контактї, так й фрикційні умови в парі “шийка холостого валку – вкладиш підшипнику” [27].

Проведемо якісну оцінку виразу (3.11). Для цього визначимо кут нейтрального перетину на холостому валку:

$$0 = n \cdot k \sin \left[2 \left(\gamma_x - \frac{\alpha}{2} \right) \right] - f_{ul} \frac{r_{ul}}{R} p_{xx_\gamma}, \quad (3.12)$$

де γ_x – кут нейтрального перетину на холостому валку;

p_{xx_γ} – нормальний тиск в перетині $\varphi = \gamma_x$.

Трохи спростимо останній вираз, враховуючи, що $\sin \left[2 \left(\gamma_x - \frac{\alpha}{2} \right) \right] \approx 2 \left(\gamma_x - \frac{\alpha}{2} \right)$. Тоді маємо:

$$\gamma_x = \frac{\alpha}{2} + f_{ul} \frac{r_{ul}}{R} \frac{p_{xx_\gamma}}{2k} \frac{1}{n}. \quad (3.13)$$

Отже, кут нейтрального перетину γ_x є більшим за половину куту захоплення, що відповідає теорії прокатки з одним холостим валком.

На рис.64 приведена геометрична інтерпретація розробленої моделі тертя. Аналіз графіків (рис.64) показує, що якщо знехтувати

тертям в контактi шийки та пiдшипника, то кут $\gamma_x = \frac{\alpha}{2}$. Сумарна сила тертя в цьому випадку дорiвнює нулю, тому що площi пiд лiвою та правою гiлками кривої t_{nl} однаковi, але рiзного знаку. Звiдси впливає вiдоме положення про те, що холостий валок крутного моменту не передає.

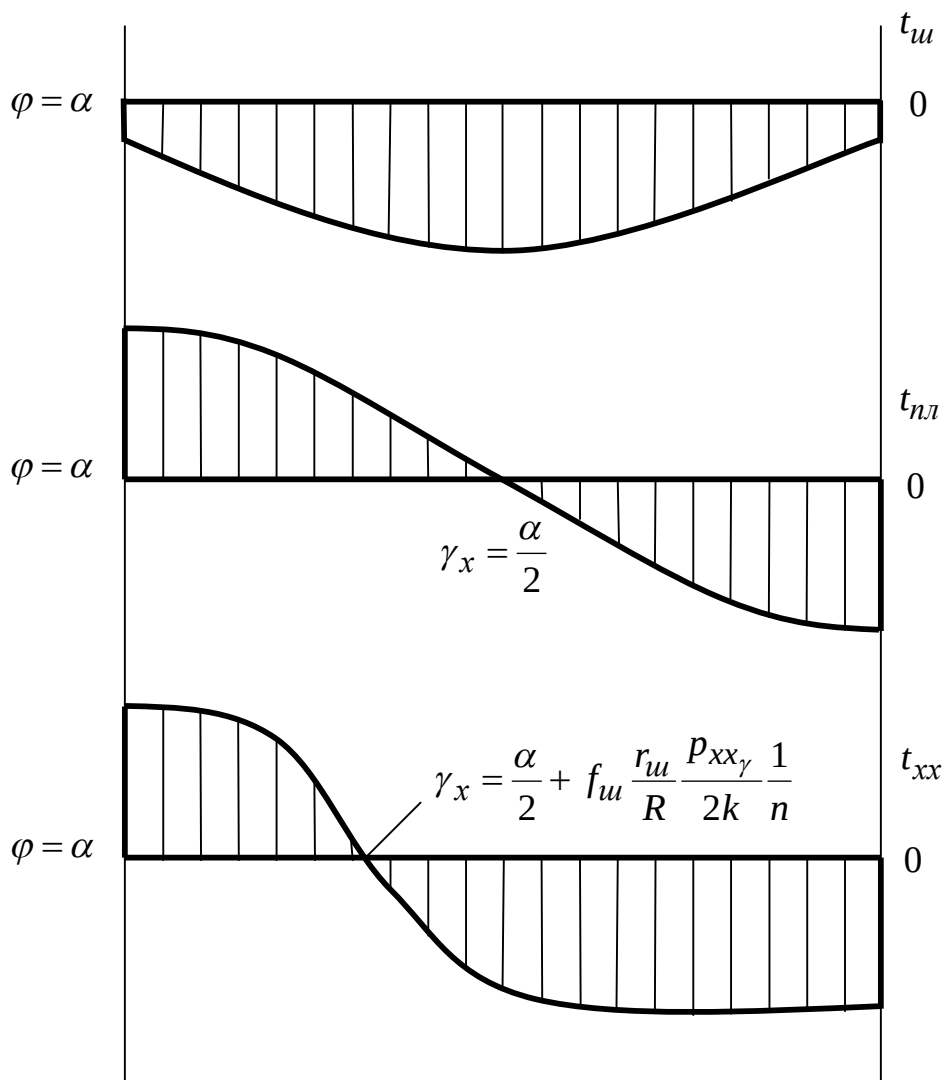


Рис. 64 – Геометрична інтерпретація моделі розподілу питомих сил тертя на холостому валку

Дану модель розподілу питомих сил тертя можна використовувати при аналізі фрикційних умов у випадку прокатки з двома холостими валками, коли протягування металу крізь кліть здійснюється силами заднього підпору та переднього натягу [28]. Вона також може бути застосована при вивченні умов тертя в парі “нерухомий валок – прокатуємий метал”, при волочінні в роликових

волоках та в процесі “прокатка – волочіння”.

3.4 Теоретичний аналіз контактних напружень в осередку деформації при прокатці з холостим валком

При симетричній плоскій прокатці розподіл контактних тисків вивчено як вітчизняними, так й зарубіжними дослідниками. Широке розповсюдження отримала теорія О.І. Целікова [25].

В публікаціях про розподіл контактних напружень при прокатці з одним неприводним валком приймаються припущення при виведенні рівнянь контактних напружень, що не дозволяють розкрити особливості напруженого стану металу в осередку деформації даного несиметричного процесу. Крім цього не вивчений вплив ряду параметрів на характер розподілу тисків в зоні контакту металу з валками, вплив умов тертя в контакті холостого валку з металом на енергосилові параметри. Недостатньо вивчено вплив контактних умов в парі “шийка холостого валку – вкладиш підшипнику” на розподіл тисків на контакті металу з приводним та холостим валками. В повній мірі не дослідженні оптимальні з енергетичної точки зору умови прокатки з одним неприводним валком. Відомо, що за рахунок повного використання резерву сил тертя в осередку деформації можна, у визначеній мірі, економити енергоресурси. Це завдання вирішено в процесі “прокатка – волочіння”. Тому певний практичний інтерес має аналіз контактних напружень при прокатці з одним холостим валком.

При вирішенні задачі о розподілі нормальних тисків у випадку прокатки з одним неприводним валком виходили з того, що деформація є плоскою. Поздовжні нормальні напруження σ_x змінюються по довжині осередку деформації, а також по висоті виділених перетинів. Питомі сили тертя на холостому валку t_{xx} розподіляються у відповідності з (3.11), а на приводному:

$$t_{xn} = \pm f_y p_{xn},$$

де f_y – коефіцієнт тертя в контакті з приводним валком в сталому процесі;

p_{xn} – нормальний тиск на приводному валку.

Схема осередку деформації та напружений стан виділеного елемента представлено на рис.65 [27]. Складемо умову рівноваги виділеного елемента металу:

$$\begin{aligned}
& -p_{xx} \sin \varphi \frac{dx}{\cos \varphi} b - p_{xn} \sin \varphi \frac{dx}{\cos \varphi} b \pm t_{xn} \cos \varphi \frac{dx}{\cos \varphi} b + \\
& + t_{xx} \cos \varphi \frac{dx}{\cos \varphi} b + \int_{-(h+dh)/2}^{(h+dh)/2} (\sigma_x + d\sigma_x) dy \cdot b - \int_{-h/2}^{h/2} \sigma_x dy \cdot b = 0.
\end{aligned} \quad (3.14)$$

Приймаємо $\sigma_x = z_x + b_1 x y$, причому z_x є тільки функцією вісі x , а b_1 – постійний коефіцієнт. Тоді:

$$d\sigma_x = dz_x + b_1 x dy + b_1 y dx.$$

Підставивши значення σ_x та вирішуючи різницю інтегралів, отримуємо:

$$\begin{aligned}
& \int_{-(h+dh)/2}^{(h+dh)/2} (\sigma_x + d\sigma_x) dy - \int_{-h/2}^{h/2} \sigma_x dy = z_x(h+dh) + dz(h+dh) - z_x h = \\
& = z_x dh + dz(h+dh) \approx z_x dh + dz_x h.
\end{aligned} \quad (3.15)$$

Підставивши () в (), маємо:

$$-(p_{xx} + p_{xn}) \operatorname{tg} \varphi dx + (t_{xx} \pm t_{xn}) dx + z_x dh + dz_x h = 0. \quad (3.16)$$

Враховуючи, що $\frac{dh}{2dx} = \operatorname{tg} \varphi$; $h = h_1 + R\varphi^2$; $R\varphi = x$; $Rd\varphi = dx$, маємо:

$$-(p_{xx} + p_{xn}) R\varphi d\varphi + (t_{xx} \pm t_{xn}) R d\varphi + z_x 2R\varphi d\varphi + (h_1 + R\varphi^2) dz_x = 0.$$

Запишемо рівняння пластичності для контакту металу з холостим валком:

$$p_{xx} = \sigma_{xx} + 2\sqrt{k^2 - t_{xx}^2},$$

або

$$p_{xx} = z_{xx} + b_1 x \frac{h}{2} - 2\sqrt{k^2 - t_{xx}^2}. \quad (3.17)$$

Рівняння пластичності для контакту металу з приводним валком:

$$p_{xn} = \sigma_{xn} + 2\sqrt{k^2 - t_{xn}^2},$$

або

$$p_{xn} = z_{xn} + b_1 x \frac{h}{2} - 2\sqrt{k^2 - t_{xn}^2}. \quad (3.18)$$

У відповідності з прийнятим характером розподілу напружень σ_x складова z_x по висоті перетину не змінюється. Звідси випливає, що $z_x = z_{xn} + z_{xx}$. Тоді підсумовуючи вирази (3.17) та (3.18), отримуємо:

$$p_{xx} + p_{xn} = 2z_x + 2\sqrt{k^2 - t_{xx}^2} + 2\sqrt{k^2 - t_{xn}^2}. \quad (3.19)$$

Підставимо значення цієї суми в рівняння (3.16):

$$\begin{aligned}
& - \left(2z_x + 2\sqrt{k^2 - t_{xx}^2} + 2\sqrt{k^2 - t_{xn}^2} \right) R \varphi d\varphi + (t_{xx} \pm t_{xn}) R d\varphi + \\
& + z_x 2R \varphi d\varphi + (h_1 + R\varphi^2) dz_x = 0.
\end{aligned} \quad (3.20)$$

або

$$dz_x = \frac{2R\varphi d\varphi \left[\sqrt{k^2 - t_{xx}^2} + \sqrt{k^2 - t_{xn}^2} - (t_{xx} \pm t_{xn}) \frac{1}{2\varphi} \right]}{h_1 + R\varphi^2} \quad (3.21)$$

Вирішуючи останнє рівняння методом послідовних наближень Рунге-Кутта, знаходимо z_x в кожному перетині осередку деформації.

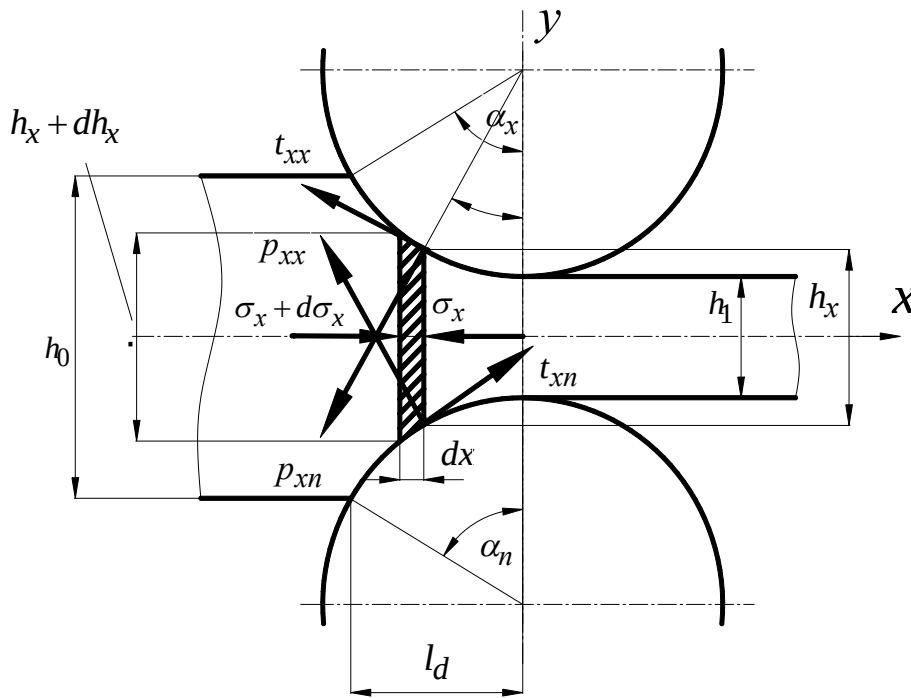


Рис. 65 – Схема осередку деформації та напружений стан виділеного елемента

Визначення граничних умов

При вирішенні рівняння (3.21) приймали, що на виході з валків $\sigma_x = 0$. Тоді в перетині $\varphi = 0$ z_x дорівнює нулю та отримуємо:

$$p_{xx\varphi=0} = 2\sqrt{k^2 - t_{xx\varphi=0}^2}; \quad (3.22)$$

$$p_{xn\varphi=0} = 2\sqrt{k^2 - t_{xn\varphi=0}^2}. \quad (3.23)$$

Враховуючи, що $t_{xx} = n \cdot k \sin \left[2 \left(\varphi - \frac{\alpha}{2} \right) \right] - f_{uu} \frac{r_{uu}}{R} p_{xx}$ та $t_{xn} = \pm f_y p_{xn}$

питомі сили тертя на виході з валків будуть дорівнювати:

$$t_{xx\varphi=0} = n \cdot k \sin \alpha - f_{\text{ш}} \frac{r_{\text{ш}}}{R} p_{xx\varphi=0}; \quad (3.24)$$

$$t_{xn} = -f_y p_{xn}. \quad (3.25)$$

Спільне вирішення виразів (3.21)-(3.25) дозволяє визначити тиски p_{xx} , p_{xn} та питомі сили тертя t_{xx} , t_{xn} в перетині $\varphi = 0$.

Для визначення початкового значення коефіцієнту b_1 припустимо рівність кутів в перетині входження металу в валки $\alpha_x = \alpha_n = \alpha$ (на першому кроці розрахунку). Крім цього, вважаємо, що в перетині $\varphi = \alpha$ сума поздовжніх напружень дорівнює 0, тобто $\sum_{y=-h_0/2}^{y=h_0/2} \sigma_x = 0$, оскільки зі сторони входження металу в валки до полоси

не приложені сили. В цьому випадку також $z_x = 0$. Нехай на входженні в осередок деформації нормальний тиск визначається наступним чином:

$$p_{xn\varphi=\alpha} = \beta \cdot 2k,$$

де β – постійний для даних умов коефіцієнт.

Тоді з рівняння пластичності знаходимо початкове значення b_1 :

$$b_1 = - \left[\beta - \sqrt{1 - (2 f_y \beta)^2} \right] \frac{4k}{l_d h_0}. \quad (3.26)$$

Кут нейтрального перетину на приводному валку дорівнює:

$$\gamma_n = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha + f_{\text{ш}} \frac{r_{\text{ш}}}{R}}{f_y} \right). \quad (3.27)$$

Змінюючи значення β , α_x , α_n та n робимо, щоб сума горизонтальних проекцій всіх сил дорівнювала нулю, а повні сили зі сторони приводного та холостого валків були рівними між собою, тобто:

$$P_x = P_n.$$

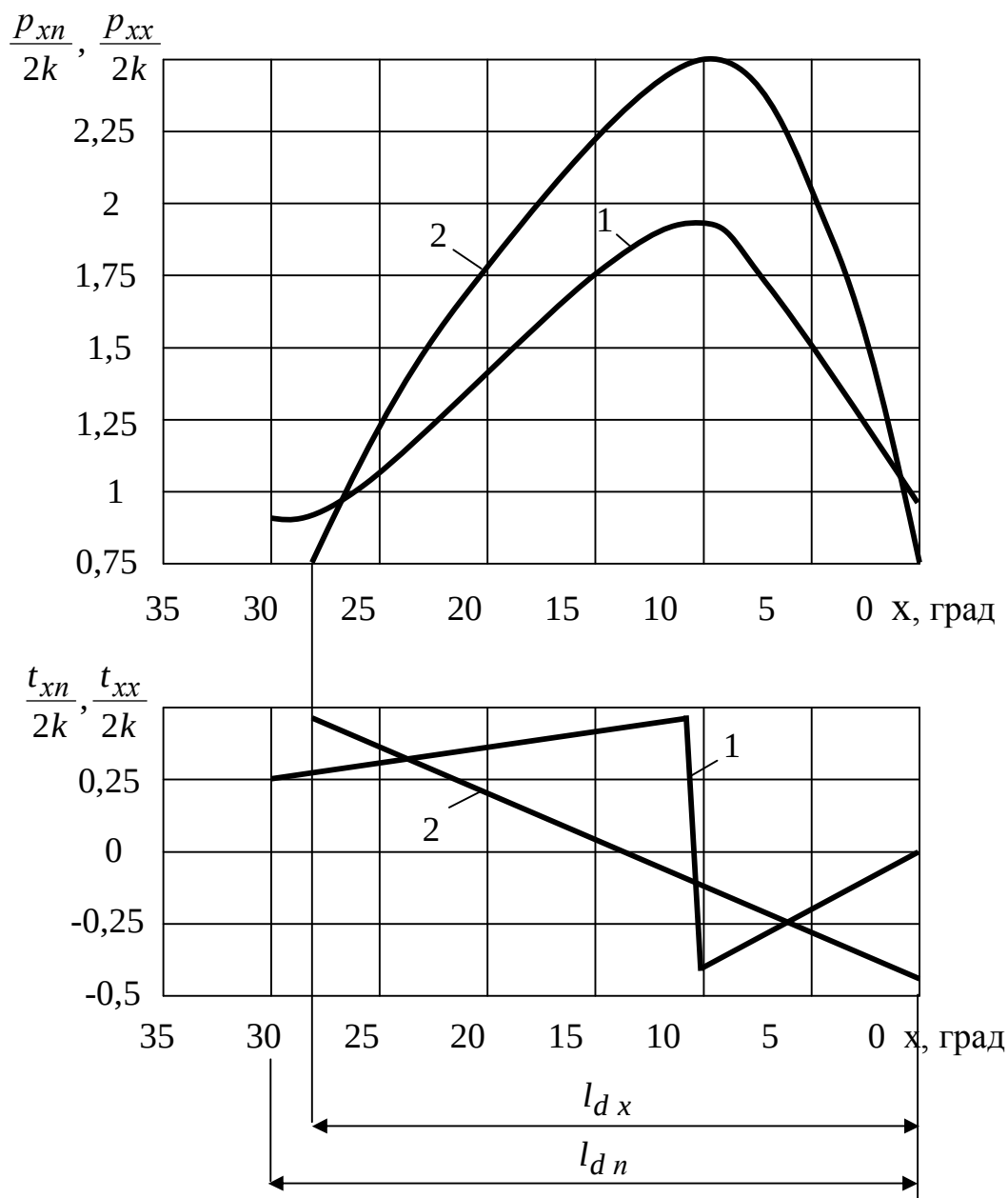
При визначенні кутів захоплення α_x та α_n враховуємо:

$$\frac{R\alpha_x^2}{2} + \frac{R\alpha_n^2}{2} = \Delta h. \quad (3.28)$$

Таким чином, у відповідність з даною методикою розрахунку та методу послідовних наближень Рунге-Кутта, спочатку визначаємо контактні напруження в перетині виходу металу з валків. При

розрахунку значень функції z_x в наступному перетині підставляємо в (3.21) t_{xx} та t_{xn} , що були визначенні в попередньому перетині.

На рис.66 представлено епюри нормальних контактних напружень на приводному p_{xn} та холостому p_{xx} валках, а також відповідних питомих сил тертя t_{xn} та t_{xx} при наступних параметрах прокатки: $R = 420$ мм; $r_{ul} = 300$ мм; $2k = 160$ МПа; $h_0 = 6$ мм; $h_1 = 4$ мм; $n = 11,6$; $f_y = 0,25$; $f_{ul} = 0,01$.



1 – на приводному валку; 2 – на холостому валку;

Рис. 66 – Розподіл контактних напружень

Порівнюючи приведені епюри можна зробити наступні висновки:

1. Епюри розподілу контактних тисків є різними для холостого та приводного валків.
2. Максимуми тисків знаходяться практично в одному перетині.
3. Максимальний та середній тиск на холостому валку вищий, ніж на приводному;
4. Довжина осередку деформації зі сторони робочого та холостого валків є різною. Зі сторони приводного валку вона є більшою.

З точки зору економії енергоресурсів прокатка з одним неприводним валком вважається кращим процесом порівняно з симетричною прокаткою. Тому в тих випадках, коли умова захоплення металу валками не є головним чинником процесу, доцільніше застосовувати прокатку з одним неприводним валком, що забезпечить енергозберігаючу технологію.

3.5 Прокатка в валках різного діаметру

На станах дуо з метою навмисного загинання вихідного розкату на один з валків та спрощення проводкової арматури застосовують валки з невеликою різницею діаметрів, що складає 1% від діаметру. Як показує практика, при такому підборі діаметрів забезпечується загинання вихідного кінця розкату на валок меншого катаючого діаметру.

Наявність різниці діаметрів валків накладає на процес деформації ряд особливостей, що відрізняє його від простого випадку прокатки [1,24...26].

Умова захоплення в початковий момент

При захопленні полоси валок більшого діаметру оказує більшу дію, що втягує в валки, ніж валок меншого діаметру. Умову захоплення можна отримати при розгляді схеми сил, що діють на смугу (рис.67):

$$\sum x = T_{rx} + T_{Rx} - P_{rx} - P_{Rx} = 0,$$

або

$$f_3 P_r \cos \alpha_r + f_3 P_R \cos \alpha_R - P_r \sin \alpha_r - P_R \sin \alpha_R = 0.$$

Якщо прийняти, що $P_r = P_R$ та площа передньої грані в момент захоплення паралельна лінії центрів, тобто $r \sin \alpha_r = R \sin \alpha_R$,

$\cos \alpha_r = \cos \alpha_R$, то отримуємо:

$$2 f_3 \cos \alpha_r = \left(1 + \frac{r}{R}\right) \sin \alpha_r,$$

або

$$2 \operatorname{tg} \beta_3 = \left(1 + \frac{r}{R}\right) \operatorname{tg} \alpha_r.$$

Звідси умови захоплення для валків меншого та більшого діаметрів визначаються виразами:

$$\alpha_{r3} \leq \frac{2}{1 + \frac{r}{R}} \beta_3, \quad (3.29)$$

$$\alpha_{R3} \leq \frac{2}{1 + \frac{R}{r}} \beta_3. \quad (3.30)$$

З цього випливає, що захоплення смуги двома валками відбувається при наступній умові:

$$\alpha_{r3} + \alpha_{R3} \leq 2 \beta_3. \quad (3.31)$$

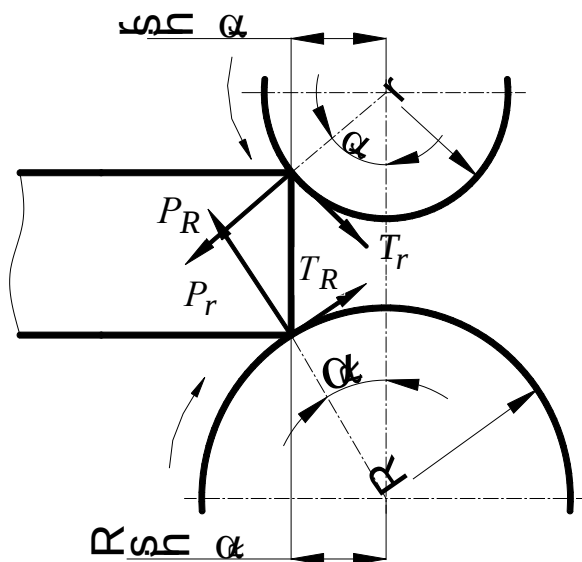


Рис. 67 – Схема дії сил в валках нерівного діаметру в початковий момент захопленні металу валками

Умова сталого процесу прокатки

При розгляді сталого процесу прокатки необхідно виходити з того, що вертикальний тиск на верхній та нижні валок є однаковим. Рівняння рівноваги сил в граничному випадку прокатки можна

отримати зі схеми сил, представленої на рис.68:

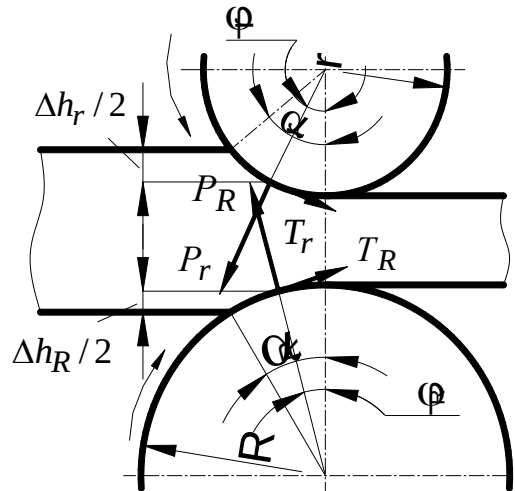


Рис. 68 – Схема дії сил в валках нерівного діаметру в сталому процесі прокатки

$$\sum x = T_{rx} + T_{Rx} - P_{rx} - P_{Rx} = 0,$$

або

$$f_y P_r \cos \varphi_r + f_y P_R \cos \varphi_R - P_r \sin \varphi_r - P_R \sin \varphi_R = 0.$$

Припускаючи, що $P_r = P_R$, $\varphi_r = \frac{\alpha_r}{2}$, $\varphi_R = \frac{\alpha_R}{2}$, $r \sin \frac{\alpha_r}{2} = R \sin \frac{\alpha_R}{2}$,

отримуємо:

$$2 f_y \cos \frac{\alpha_r}{2} = \left(1 + \frac{r}{R}\right) \sin \frac{\alpha_r}{2},$$

або

$$2 \operatorname{tg} \beta_y = \left(1 + \frac{r}{R}\right) \operatorname{tg} \frac{\alpha_r}{2}.$$

Звідси умови сталого процесу для валків меншого та більшого діаметрів визначаються виразами:

$$\alpha_{ry} \leq \frac{4}{1 + \frac{r}{R}} \beta_y, \quad (3.32)$$

$$\alpha_{Ry} \leq \frac{4}{1 + \frac{R}{r}} \beta_y. \quad (3.33)$$

Отже, гранична умова прокатки для двох валків в сталому режимі має вигляд:

$$\alpha_{ry} + \alpha_{Ry} = 4\beta_y.$$

Співвідношення між обтисненнями, що виробляються кожним валком.

З умови рівності вертикальних тисків для кожного валку, тобто $P_{er} = P_{eR}$, маємо:

$$p_r B_c \sqrt{2r \left(\frac{\Delta h_r}{2} \right)} = p_R B_c \sqrt{2R \left(\frac{\Delta h_R}{2} \right)},$$

де p_r та p_R – питомий тиск на валках меншого та більшого діаметрів відповідно;

$\frac{\Delta h_r}{2}$ та $\frac{\Delta h_R}{2}$ – обтиснення, що виробляються валками меншого та більшого діаметрів.

Звідси:

$$\frac{p_r}{p_R} = \frac{\sqrt{2R \left(\frac{\Delta h_R}{2} \right)}}{\sqrt{2r \left(\frac{\Delta h_r}{2} \right)}}.$$

Після заміни $\frac{p_r}{p_R} = m$ та нескладних перетворень, отримуємо:

$$m^2 \frac{r}{R} \left(\frac{\Delta h_r}{2} \right) = \left(\frac{\Delta h_R}{2} \right). \quad (3.34)$$

Загальне обтиснення дорівнює сумі обтиснень від кожного валку:

$$\Delta h = \frac{\Delta h_r}{2} + \frac{\Delta h_R}{2}. \quad (3.35)$$

Вирішуючи разом (3.34) та (3.35), знаходимо обтиснення, що виробляється кожним з валків.

Обтиснення меншим валком:

$$\frac{\Delta h_r}{2} = \frac{\Delta h}{1 + m^2 \frac{r}{R}}. \quad (3.36)$$

Обтиснення більшим валком:

$$\frac{\Delta h_R}{2} = \Delta h \left(1 - \frac{1}{1 + m^2 \frac{r}{R}} \right) = \frac{\Delta h \cdot m^2 \frac{r}{R}}{1 + m^2 \frac{r}{R}}. \quad (3.37)$$

Якщо $m=1$, то вирази (3.36) та (3.37) приймають вигляд, що вперше був отриманий А.Ф. Головіним:

$$\frac{\Delta h_r}{2} = \frac{\Delta h}{1 + \frac{r}{R}};$$

$$\frac{\Delta h_R}{2} = \frac{\Delta h \frac{r}{R}}{1 + \frac{r}{R}}.$$

Таким чином, з аналізу цих рівнянь випливає, що обтиснення, яке виробляється валком меншого діаметру, як правило, є більшим за обтиснення від валку більшого діаметру.

Згинання смуги при прокатці

Однією з особливостей прокатки в валках неоднакового діаметру є, як вже відмічалось, згинання смуги в вертикальній площині при виході з валків [26].

Існувала думка, що в цих умовах прокатки смуга, що виходить з валків, повинна вигинатися в сторону валку меншого діаметру. Це пояснювали дією різних окружних швидкостей валків. Якщо діаметр верхнього валку є більшим за нижній, то при однаковому числі обертів обох валків верхній буде мати більшу швидкість, ніж нижній, тому, відповідно, буде тягнути метал вперед. Для того, щоб уявити собі дію вказаних швидкостей, потрібно представити, що нижній валок нерухомий, а верхній має поверхневу швидкість, що дорівнює різниці дійсних швидкостей. В одиницю часу верхній валок, а відповідно, й контактуючий з ним метал, здійснюють більший шлях, ніж нижній валок з контактуючим з ним металом. Тому верхній шар смуги після прокатки повинен мати більшу довжину, ніж нижній, та смуга прагне вигинатися донизу.

Однак, експерименти показують, що кінець смуги, яка виходить з валків, в залежності від умов деформації, може вигинатися як на валок меншого, так й більшого діаметру. Основним фактором, що визначає характер згинання смуги, є величина відносного обтиснення. При обтисненнях до 30-40%, що найбільше зустрічаються в практиці, смуга вигинається на валок меншого діаметру. Збільшення обтиснення призводить до згинання на валок більшого діаметру.

Причиною такої закономірності є те, що на смугу, що прокатується, одночасно діють два протилежних фактора: різниця

окружних швидкостей та різниця в обтисненнях, що виробляються кожним з валків. Це розходження в обтисненнях визиває підвищення швидкості пластичної течії в шарах металу в валку меншого діаметру порівняно зі швидкістю течії металу в валку більшого діаметру. Отже, чим більш загальне обтиснення, тим більша різниця в швидкостях пластичної течії.

4 ЕЛЕМЕНТИ ТЕОРІЇ ПРОКАТКИ ТРУБ

4.1 Загальні питання

Трубна промисловість має можливість виробляти труби широкого сортаменту – діаметром від 0,1 до 2500 мм та товщиною стінки від 0,01 до 150 мм.

Більшість труб отримують гарячою прокаткою з низьковуглецевих сталей. З легованих – найбільш широко застосовують сталі перлітного класу (ШХ 15, 30ХГСА, 40Х, 30ХМА, 12Х1М1Ф, Х5М, Х5ВФ). Для виготовлення нержавіючих труб використовують сталі аустенітного класу (12Х18Н10Т, 10Х17Н13М2Т, 15Х25Т).

Гарячою прокаткою неможливо отримати труби з чистою поверхнею (7-11 клас чистоти) та високої точності розмірів. Для отримання труб високої точності та чистоти поверхні, а також малих розмірів, застосовують холодну або теплу деформацію, що здійснюють двома способами: волочінням та прокаткою.

Як правило, холодною прокаткою та холодним волочінням виготовляють труби діаметром 4-200 мм з товщиною стінки 0,1-12 мм. В деяких випадках застосовують холодну прокатку для труб значно більшого діаметру (250-450 мм) и холодне волочіння труб діаметром 0,3-4 мм.

Сварні труби виготовляються з низьковуглецевих та низьколегованих сталей. Все більше застосування знаходять електрозварні труби з нержавіючої сталі.

В теперішній час сталь, що призначена для виробництва труб, відносять до категорії якісних. Від рядових марок сталей вона відрізняється більш низьким змістом шкідливих домішок – фосфору та сірки.

Сталь для труб виплавляють в основному в мартенівських печах, конверторах та дугових електропечах.

Вихідним матеріалом для виробництва безшовних труб, як правило, є спокійна сталь, для зварних труб однаково використовують спокійну, напівспокійну та киплячу сталь.

Всі труби, що виготовляються, поділяються на дві основні групи: безшовні та зварні. Перші з них в залежності від способу виробництва можуть бути гаряче- або холоднодеформовані, а другі – електрозварні та зварені за рахунок газового нагріву кромek.

Вид виробництва гарячекатаних безшовних труб залежить від способів отримання гільзи, розкатки гільзи в трубу, остаточного формування діаметру та товщини стінки готової труби.

В теорії в основному розглядаються питання гвинтової, поздовжньої та поперечної прокатки, а також виробництво зварних труб.

4.2 Гвинтова прокатка

При гвинтовій прокатці [3,29,30], як й при поздовжній, основне формозмінення металу відбувається за рахунок сил тертя на поверхні контакту з валком в осередку деформації. Відмінність полягає в тому, що заготівка та готовий виріб, окрім поступального, здійснюють й обертальний рух довкола своєї вісі в процесі деформації.

Гвинтовий рух забезпечується розворотом вісей робочих валків на кут подачі α відносно вісі заготівки та однаковим напрямом обертання валків. Деформація відбувається за рахунок того, що відстань між робочими поверхнями прокатного інструменту в напрямку гвинтового руху металу зменшується.

Гвинтову прокатку широко застосовують в процесах обробки металів тиском, та в першу чергу, при виробництві труб, для здійснення наступних операцій:

- 1) отримання полої гільзи з суцільної заготівки або зливку на прошивних станах різних типів – прошивка;
- 2) подовження прошитих гільз або отримання готової труби з полої заготівки за рахунок зміни зовнішнього діаметру та товщини стінки – розкатування;
- 3) зменшення діаметру готової труби – калібрування;
- 4) збільшення діаметру готової труби – розширення;
- 5) зменшення діаметру вихідної заготівки суцільного перетину – прокатка вісей та валів;
- 6) виробництва спеціальних виробів – шарів, ребристих труб, шестерен тощо.

Валки прошивних станів мають спеціальну конфігурацію, що забезпечує наростання обтиснення по довжині осередку деформації, сприятливі умови для захоплення металу валками та розкриття порожнини.

Для прошивки суцільних заготівок та злиwkів в гільзи на станах гвинтової прокатки застосовують бочкоподібні, дискові та грибовидні

валки. Найбільше розповсюдження отримала схема прошивки в двохвалковому стані з бочкоподібними валками.

Бочкоподібні валки мають форму двох усічених конусів, що повернуті друг до друга великими сторонами (рис.69, а).

Вісь симетрії прошивного стану з валками такого типу як правило суміщена з віссю прошивки (віссю прошиваємої заготовки). Вісь валків розташована в вертикальних площинах, що паралельні вісі симетрії стану. В вертикальній площині вісь валку складає з віссю прошивки (віссю симетрії стану) кут α , що має назву кутом подачі. Величина цього кута складає 4-12°, в останній час почали застосовувати підвищені кути подачі (15-18°).

Валки обертаються в одному напрямку. Метал поступає в стан зі сторони станини та рухається вздовж валків, одночасно обертаючись відносно своєї вісі.

Для утримання прокатуємого металу в визначеному положенні відносно робочих валків, симетрично вісі прошивки встановлюються неприводні направляючі ролики та лінійки.

Знаходять застосування стани з бочкоподібними валками зі зміщеною віссю прошивки відносно вісі симетрії стану.

Дискові валки представляють собою сполучення конусу з циліндром (рис.69, б). Робоча поверхня валків утворюється меншою стороною та боковою поверхнею конусу. Наявність циліндричної частини валку підвищує його міцність.

Грибовидний валок (рис.69, в) представляє собою два конуси, причому конус з більшим кутом нахилу утворюючої є вхідним, а конус з меншим кутом – вихідним. Діаметр валку від входження до виходу заготовки збільшується, що створює сприятливі умови для збільшення швидкості виходу гільзи з валків та зменшення скручування заготовки в валках.

При прошивці в косовалкових станах гільзу зовнішнім діаметром D_2 , товщиною стінки S_2 та довжиною L_2 отримують з суцільної круглої заготовки діаметром D_3 та довжиною L_3 .

На рис.70 представлено осередок деформації прошивного стану, що обмежений по довжині площиною входження заготовки I-I та площиною виходу гільзи IV-IV.

При прошивці дотримується закон постійності об'єму металу до та після деформації:

$$V_3 = V_2$$

або

$$F_3 L_3 = F_2 L_2,$$

де V_3 та V_2 – об'єми заготовки та гільзи відповідно;

F_3 та F_2 – площі поперечного перетину заготовки та гільзи відповідно.

Площі поперечного перетину можна визначити як площі перетину тіл обертання:

$$F = 2\pi\rho S,$$

де ρ – середній радіус обертання утворюючої перетину біля вісі обертання;

S – товщина стінки.

Для суцільного круглого перетину $\rho_3 = \frac{1}{2}r_3$; $S_3 = r_3$; для гільзи

$$\rho_2 = r_2 - \frac{1}{2}S_2.$$

Тоді об'єми заготовки та гільзи відповідно $V_3 = 2\pi\rho_3 S_3 L_3$; $V_2 = 2\pi\rho_2 S_2 L_2$.

Прирівнюючи об'єми, отримуємо:

$$\rho_3 S_3 L_3 = \rho_2 S_2 L_2$$

або

$$\frac{L_2}{L_3} \frac{S_2}{S_3} \frac{\rho_2}{\rho_3} = 1.$$

Підставивши значення S та ρ , знайдемо:

$$\frac{L_2}{L_3} \frac{S_2}{r_3} \frac{r_2 - \frac{1}{2}S_2}{\frac{1}{2}r_3} = 1.$$

Після перетворень отримуємо вираз, що зв'язує коефіцієнти деформації при прошивці круглої заготовки в гільзу:

$$\frac{L_2}{L_3} \frac{S_2}{r_3} \frac{D_2 - S_2}{r_3} = 1. \quad (4.1)$$

Кожен множник представляє собою відносну деформацію металу в трьох різних напрямках:

Коефіцієнт вісєвої витяжки:

$$\mu = \frac{L_2}{L_3}. \quad (4.2)$$

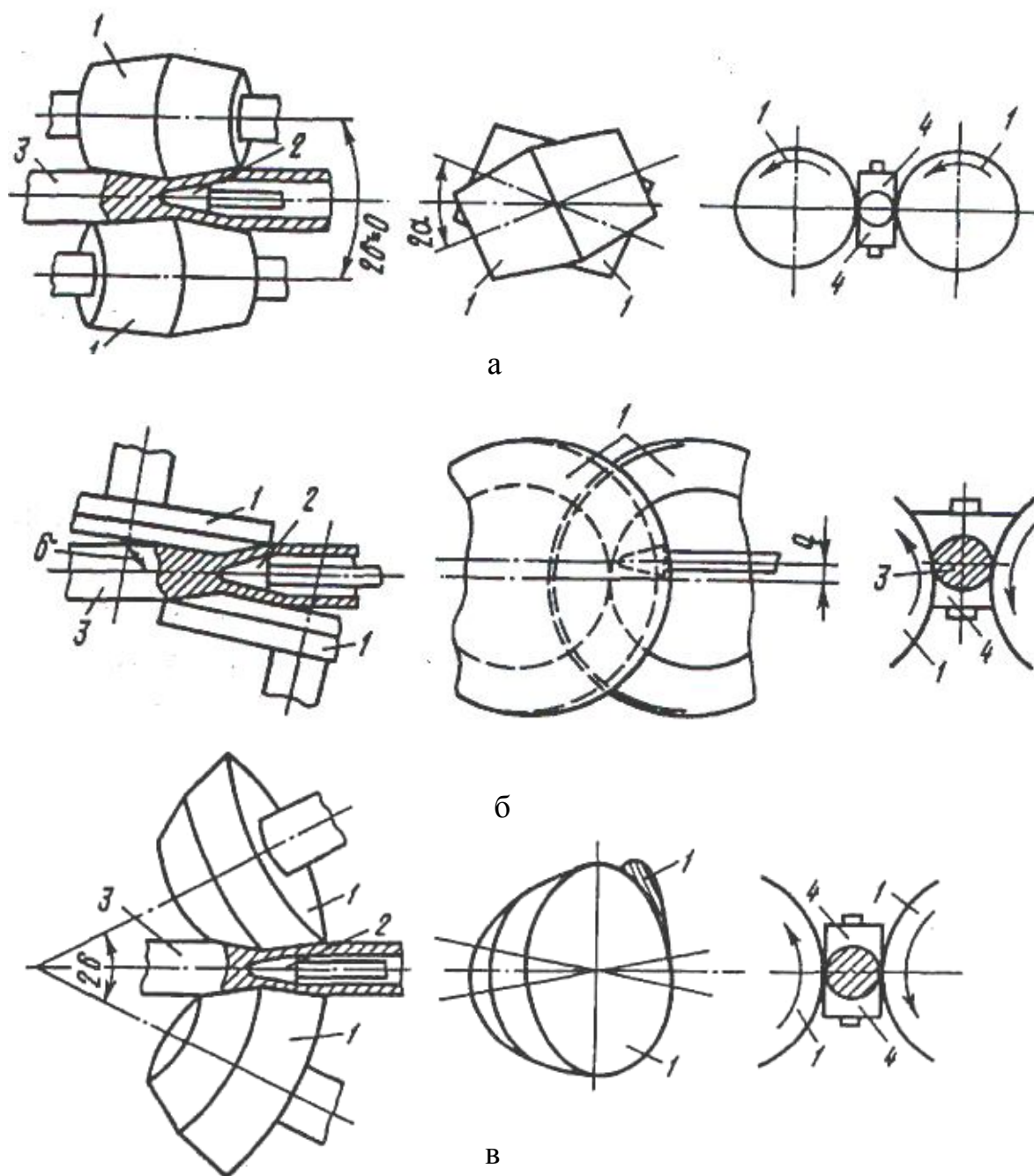
Коефіцієнт обтиснення по товщині стінки:

$$\lambda = \frac{S_2}{r_3}. \quad (3.3)$$

Коефіцієнт зміни середнього периметру (розширення або стиснення):

$$k = \frac{D_2 - S_2}{r_3}. \quad (3.4)$$

Отримані коефіцієнти деформації аналогічні коефіцієнтам деформації при поздовжній прокатці.



а – дискові валки; б – бочкоподібні валки; в – грибовидні валки;

1 – валки; 2 – оправка; 3 – заготівка; 4 – лінійка;

Рис. 69 – Схеми прошивних станів гвинтової прокатки

В стані гвинтової прокатки у зв'язку з гвинтовим рухом кожний елементарний об'єм металу періодично деформується, попадаючи в зону дії інструменту. На рис.70 показані поперечні перетини осередку деформації в зонах суцільної заготовки ($A-A$) та обтиснення гільзи в оправці (B_1-B_1).

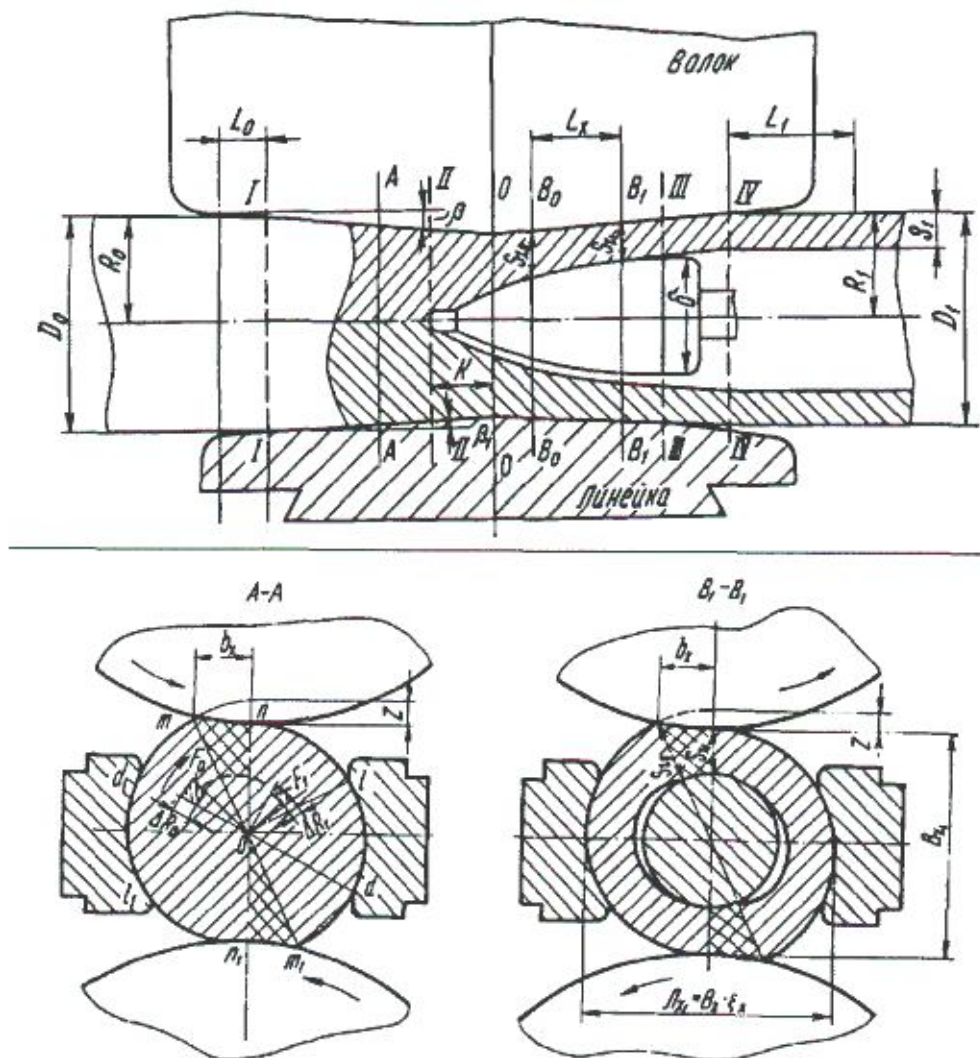


Рис. 70 – Осередок деформації при гвинтовій прокатці

Елементарний об'єм ΔF , проходячи крізь осередок деформації, змінює свої лінійні розміри від ΔR_0 до ΔR_1 . Потім цей об'єм рухається у позаконтактній зоні та знову попадає в осередок деформації, вже трохи зміщений по довжині за рахунок кроку гвинтового переміщення, що змінюється від L_0 для заготовки до L_1 для гільзи.

Деформації між двома періодичними діями інструменту при гвинтовій прокатці мають називаються частковими.

Коефіцієнти часткових деформацій для ділянки осередку від перетину B_0-B_0 до B_1-B_1 , які розташовані на відстані L_x , що відповідають кроку подачі, наближено визначаються за формулами:

$$\begin{aligned}\Delta\mu_x &= \frac{\Delta L_{x1}}{\Delta L_{x0}}; \\ \Delta\lambda_x &= \frac{\Delta S_{x1}}{\Delta S_{x0}}; \\ \Delta k_x &= \frac{D_{x1} - S_{x1}}{D_{x0} - S_{x0}}.\end{aligned}\tag{4.5}$$

Сумарні коефіцієнти витяжки визначаються як добуток часткових витяжок.

В поздовжньому перетині осередку деформації прошивного стану можна виділити наступні ділянки:

- 1) ділянка прошивки від площини I-I до II-II;
- 2) ділянка розкатки на оправці від площини II-II до III-III;
- 3) ділянка безоправочного редукування гільзи від площини III-III до IV-IV.

В поперечному перетині осередку деформації також можна виділити характерні зони:

- 1) зона контакту з робочим валком, де відбувається основна деформація;
- 2) зона контакту з лінійкою, де відбувається додаткова деформація;
- 3) позаконтактна зона.

На ділянці прошивки в наслідок деформації відбувається процес розпушення вісєвої зони заготовки, що може призвести до руйнування металу та утворення порожнини ще до зустрічі заготовки з оправкою.

Подібний характер деформації пояснюється нерівномірністю розподілу її по перетину заготовки, що призводить до схеми напруженого стану з переважаючою дією розтягуючих напружень. В сполученні зі знакозмінною дією напружень на кожен елемент металу в наслідок обертання заготовки утворюються сприятливі умови для руйнування вісєвої зони.

Експериментально встановлено, що на руйнування металу в конусі прошивки має вплив обтиснення по діаметру та кількість циклів часткових деформацій. Необхідно вести процес з мінімально можливим сумарним обтисненням перед носком оправки при максимально можливих часткових деформаціях.

На ділянці розкатки деформація подібна процесу поздовжньої прокатки на станах тріо, де роль третього неприводного валку грає оправка, а процес деформації йде в двох горизонтах.

В наслідок обтиснення по стінці від S_{x0} до S_{x1} метал отримує подовження в напрямі обертання та поширення в напрямі вічевого переміщення.

При цьому відбувається процес округлення (овалізації) заготівки, який полягає в тому, що внаслідок поперечної розкатки метал відходить від оправки в позаконтактній зоні та зоні дії направляючої лінійки.

На ділянці розкатки в зоні контакту з лінійкою відбувається деформація редукуванням стінки, яка тим більша, чим менша відстань між лінійками.

На ділянці безоправочного редукування деформація йде в зоні контакту металу з валком. На цій ділянці овальний перетин перетворюється в круглу гільзу.

Потрібно відмітити, що в процесі прошивки можлива деформація в позаконтактних зонах та також відбувається значна деформація скручування металу за рахунок невідповідностей швидкостей металу та робочого валку в кожному перетині.

Положення вісі валку визначають технологічні кути: кут подачі α та кут розкатки φ .

Робочі валки мають, як правило, декілька конусних ділянок, причому кут нахилу утворюючої вхідного конусу β також відноситься до технологічних кутів.

На рис.71 приведена схема осередку деформації в площині, що проходить крізь вісь заготівки та точку контакту (меридіональна площина).

Основні параметри осередку деформації можуть бути приблизно визначені наступним чином:

1) величина обтиснення перед носком оправки:

$$\varepsilon = \frac{D_0 - D_n}{D_0} \cdot 100\%, \quad (4.6)$$

де D_0 – діаметр заготівки;

D_n – відстань між поверхнями валків в площині встановлення носку оправки.

2) кути конусності вхідної та вихідної ділянок осередку деформації:

$$\begin{aligned}\beta' &= \beta - \varphi, \\ \gamma' &= \varphi - \gamma,\end{aligned}\tag{4.7}$$

де β та γ – кути нахилу утворюючих валку;
 φ – кут розкати.

3) відстань між валками в перетиску:

$$B = \frac{D_0(1 - \varepsilon)tg\gamma' + (\delta + 2S_2)tg\beta' - 2Ltg\beta'tg\gamma'}{tg\beta' + tg\gamma'},\tag{4.8}$$

де δ – діаметр оправки;

S_2 – товщина стінки гільзи;

L – довжина робочої частини оправки.

4) висування носка оправки за перетиск:

$$k = \frac{D_0(1 - \varepsilon) - (\delta + 2S_2) - 2Ltg\gamma'}{2(tg\beta' + tg\gamma')}.\tag{4.9}$$

5) довжина осередку деформації:

$$l_d = \frac{D_0 - B}{tg\beta'} + \frac{D_2 - B}{tg\gamma'}.\tag{4.10}$$

Ці вирази не враховують викривлення осередку деформації за рахунок повороту валка на кут подачі α .

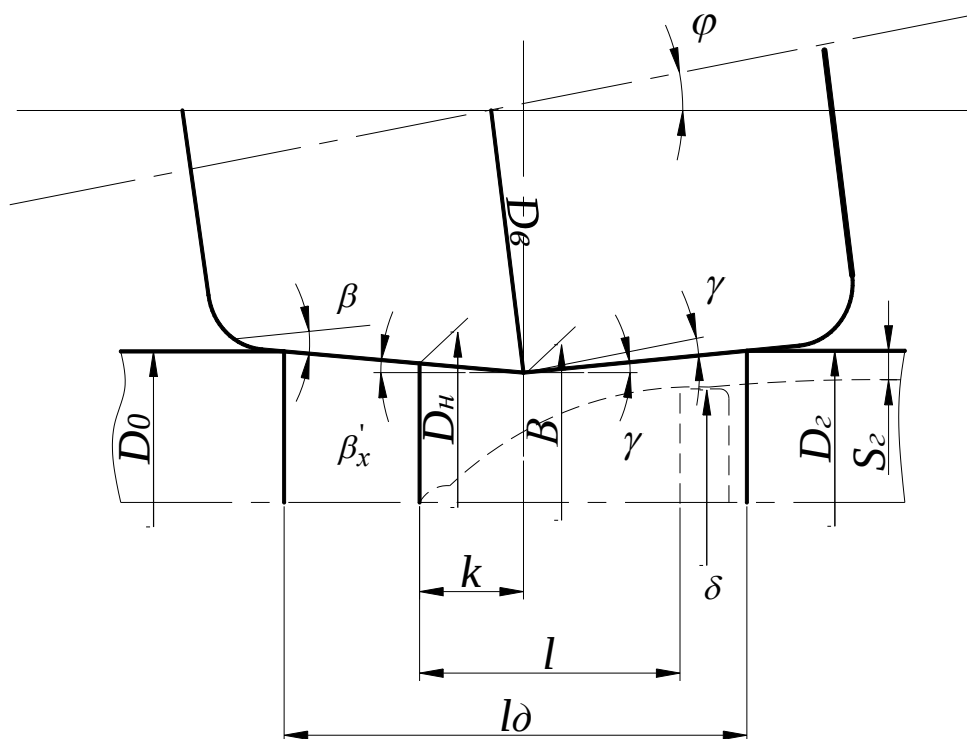


Рис. 71 – Схема осередку деформації при прошивці

Для аналізу швидкісних та силових умов процесу гвинтової прокатки велике теоретичне та практичне значення мають складові окружної швидкості валків за такими напрямками: по вісі прокатки (вічевий напрям), по дотичній в напрямку обертання обробляючого тіла (тангенціальний напрям) та по радіусу обробляючого тіла (радіальний напрям).

Для найпростішого стану гвинтової прокатки складові окружної швидкості валків тільки по осьовому та тангенціальному напрямку приблизно визначають наступним чином.

Окружна швидкість точок на поверхні бочки валку стану гвинтової прокатки:

$$U_x = \frac{\pi D_x n}{60}, \quad (4.11)$$

де D_x – діаметр валку в перетині, що розглядається;

n – число обертів валку в хвилину.

Розкладаючи вектор окружної швидкості U_x на дві складові, що направлені вздовж вісі прошивки та перпендикулярно до неї, отримуємо складові швидкості руху точок поверхні валків: в осьовому напрямку – швидкість подачі V_x та в напрямку обертання – швидкість обертання V_y , які відповідно будуть дорівнювати:

$$V_x = U_x \sin \alpha;$$

$$V_y = U_x \cos \alpha,$$

де α – кут нахилу вісі валку до вісі прошивки.

Підставивши в ці рівняння значення U_x , отримуємо:

$$V_x = \frac{\pi D_x n}{60} \sin \alpha; \quad (4.12)$$

$$V_y = \frac{\pi D_x n}{60} \cos \alpha.$$

За межами осередку деформації заготівка або гільза переміщуються по гвинтовій траєкторії.

В осередку деформації напрямок швидкості металу V_m не співпадає з напрямком окружної швидкості валків U_x , тому що на метал чинить гальмуючу дію наявність оправки, конусність валку, сили тертя тощо.

Відношення швидкості металу до окружної швидкості валку виражається коефіцієнтом швидкості в напрямку гвинтового переміщення:

$$\eta = \frac{V_M}{U_x}. \quad (4.13)$$

До кінематичних параметрів процесу гвинтової прокатки відносяться швидкість обертання заготовки та величина вічевого переміщення за період одного оберту заготовки (крок гвинтової лінії).

З достатньою для практики точністю, з урахуванням ковзання металу по валкам, визначається з умови рівності швидкостей обертання точки на поверхні валків та відповідної точки на заготовці; це можна виразити рівнянням:

$$\frac{\pi D_x n}{60} \cos \alpha = \frac{\pi d_x n_x}{60 \eta_T} \xi_x,$$

звідси:

$$n_x = \frac{D_x}{\xi_x d_x} n \cos \alpha \eta_T,$$

де n_x – число обертів даного перетину заготовки за хвилину;

d_x – діаметр заготовки в даному перетині;

ξ_x – коефіцієнт овалізації даного перетину.

Для того, щоб визначити величину кроку гвинтової лінії, скористаємося співвідношенням, що слідує з умови сталості об'єму при пластичній деформації:

$$F_0 V_0 = F_1 V_1 = \dots = F_x V_x = \dots = F_2 V_2,$$

де F_0, F_1, F_x – площі поперечних перетинів заготовки;

F_2 – площа поперечного перетину гільзи;

V_0, V_1, V_x – поступальна швидкість заготовки у відповідних перетинах осередку деформації;

V_2 – поступальна швидкість металу в місці виходу його з валків, або швидкість гільзи.

Швидкість виходу гільзи відрізняється від швидкості точки на поверхні валку в місці виходу гільзи, тому що спостерігається ковзання металу відносно валків. Це виражається відношенням:

$$\eta_0 = \frac{V_M}{V_0}, \quad (4.14)$$

де V_0 – поступальна швидкість точки на поверхні валку в місці виходу гільзи.

Отже:

$$V_2 = V_0 \eta_0.$$

Користуючись вказаним співвідношенням, отримаємо значення

для поступальної швидкості металу в будь-якому перетині осередку деформації:

$$V_x = \frac{F_z}{F_x} V_0 \eta_0. \quad (4.15)$$

Підставляючи в формулу (4.15) значення поступальної швидкості точки на поверхні валків в місці виходу гільзи, отримуємо:

$$V_x = \frac{\pi D_0 n}{60} \sin \alpha \frac{F_z}{F_x} \eta_0, \quad (4.16)$$

де D_0 – діаметр валку в місці виходу гільзи.

Осьове переміщення обраного перетину прошиваємої заготовки за один оберт (крок гвинтової лінії) можна визначити приблизно, якщо знехтувати зміною швидкості подачі за один оберт заготовки та враховуючи, що кутова швидкість обертання є постійною. В цьому випадку:

$$L_x = V_x \tau_x, \quad (4.17)$$

де τ_x – тривалість одного оберту заготовки.

$$\tau_x = \frac{60}{n_x} = \frac{60}{\frac{D_x}{\xi_x d_x} n \cos \alpha \cdot \eta_T}.$$

Підставивши значення V_x та τ_x в рівність (4.17), маємо:

$$L_x = \pi d_x \tan \alpha \frac{F_z}{F_x} \frac{D_0}{D_x} \frac{\eta_0}{\eta_T} \xi_x,$$

де ξ_x – коефіцієнт овалізації заготовки (відношення довжини дуги еліпсу та вписаного в нього кола).

Коефіцієнт овалізації для різного калібрування змінюється в межах 1,014-1,023.

Величина кроку гвинтової лінії (крок подачі) для гільзи максимальний та зменшується по напрямку до заготовки пропорційно зміні коефіцієнту витяжки по довжині осередку деформації.

Вводячи коефіцієнт осьової швидкості остаточно отримуємо формулу П.Т. Ємельяненко:

$$L_x = \pi d_x \tan \alpha \eta_0. \quad (4.18)$$

Кут розкочування значно впливає на величину кроку гвинтової лінії. На станах гвинтової прокатки, де відстань між вісями валків збільшується по ходу прокатки, крок подачі гвинтової лінії також збільшується по ходу прокатки.

По мірі переміщення заготовки в осередку деформації площа її поперечного перетину зменшується. Значне зменшення площі

відбувається після утворення внутрішньої порожнини. У зв'язку з цим, швидкість руху заготовки в осередку деформації від входження до виходу збільшується, а швидкість валків змінюється незначно (тому що кути нахилу утворюючих конусів прошивки та розкатки невеличкі). Внаслідок цього, між деформуємим металом та валками неминуче виникає ковзання.

В процесі прошивки дотримується умова постійності секундних об'ємів металу, що рухається крізь різні перетини осередку деформації:

$$F_0 V_0 = F_2 V_2.$$

З цієї умови

$$\frac{F_0}{F_2} = \frac{V_2}{V_0} = \mu_\Sigma,$$

де μ_Σ – сумарний коефіцієнт витяжки.

Сумарний коефіцієнт витяжки при прошивці на станах косої прокатки може змінюватися в межах 1,25-4,5.

Звідси, й швидкість виходу гільзи з валків повинна бути в 1,25-4,5 рази більшою за швидкість входження заготовки. Однак осьова складова швидкості валку змінюється по довжині осередку деформації пропорційно діаметру валку.

Невідповідність швидкості металу та валків визиває ковзання в осьовому та тангенціальному напрямках. Ковзання металу має істотний вплив на процес прошивки на станах гвинтової прокатки. В залежності від величини ковзання змінюється машинний час прошивки, витрата енергії, стійкість інструменту.

Коефіцієнт осьової швидкості η_0 , як правило, визначають для перетину виходу металу з валків. При прошивці $\eta_0 = 0,5 \div 0,9$, на станах з грибоподібними валками $\eta_0 = 0,8 \div 0,95$. Коефіцієнт тангенціальної швидкості практично завжди приймають $\eta_T = 1$.

Найчастіше значення коефіцієнту η_0 визначають за наступними формулами Ю.М. Матвєєва.

При прошивці зливків:

$$\eta_0 = 0,75 + 0,01\varepsilon - 0,008\alpha\sqrt{D_{3л} - 300}. \quad (4.19)$$

При прошивці заготовок:

$$\eta_0 = \frac{3,2}{\omega} + 0,005\varepsilon - (0,025 - 0,000135d_3)\alpha, \quad (4.20)$$

де ε – відносне обтиснення;

$D_{зл}$ та $d_з$ – діаметр зливка та заготовки відповідно;

ω – окружна швидкість валків;

α – кут подачі.

В процесі гвинтової прокатки заготовки підлягає скручуванню, що виникає внаслідок різної швидкості обертання в суміжних перетинах. На станах з бочкоподібними валками зі збільшенням діаметру валку зменшується діаметр заготовки та збільшується скручування, а від перетиску діаметр валку зменшується та збільшується діаметр заготовки, що призводить до скручування її в іншу сторону.

Скручування металу при прошивці – негативний фактор, тому що воно визиває появу додаткових напружень в металі, особливо в його крайніх шарах, що сприяє розкриттю дефектів та утворенню зовнішніх плівок, а також збільшує витрату енергії на прошивку.

В основному величина та напрям скручування залежать від різності величин відношення радіусу валку R до радіусу заготовки r впродовж довжини розглядаємої ділянки.

Величина скручування заготовки може бути охарактеризована кутом повороту розглядаемого перетину відносно його початкового положення (θ) або кутом нахилу гвинтової лінії скручування (δ) на поверхні заготовки (рис.72).

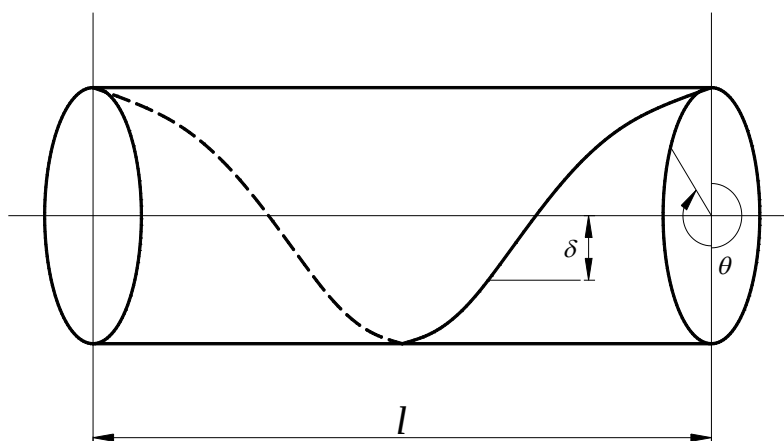


Рис. 72 – Схема скручування заготовки, що прокатана в косовалковому стані

4.3 Умова захоплення металу валками

Умова захоплення металу валками на станах гвинтової прокатки має велике теоретичне й практичне значення для розробки та вдосконалення технологічного процесу прокатки труб, а також розрахунку таблиці прокатки й калібрування валків [29].

При прошивці на косовалкових станах розрізняють дві стадії захоплення: первинне захоплення, тобто момент первісного контакту заготовки з валками, коли заготовка отримує обертальний та поступальний (осьовий) рух, та вторинне захоплення – момент зустрічі заготовки з оправкою, коли заготовки зазнає опір осьовому переміщенню.

Первинне захоплення визначається умовами, що забезпечують обертання та осьове втягування заготовки.

В перший момент задавання заготовки в стан гвинтової прокатки зминаються кромки торця заготовки, утворюючи ділянки дії сил.

Сила тиску валків на метал N визиває сили тертя T (рис.73), що направлені в сторону виходу заготовки, тобто будуть втягувати її в осередок деформації.

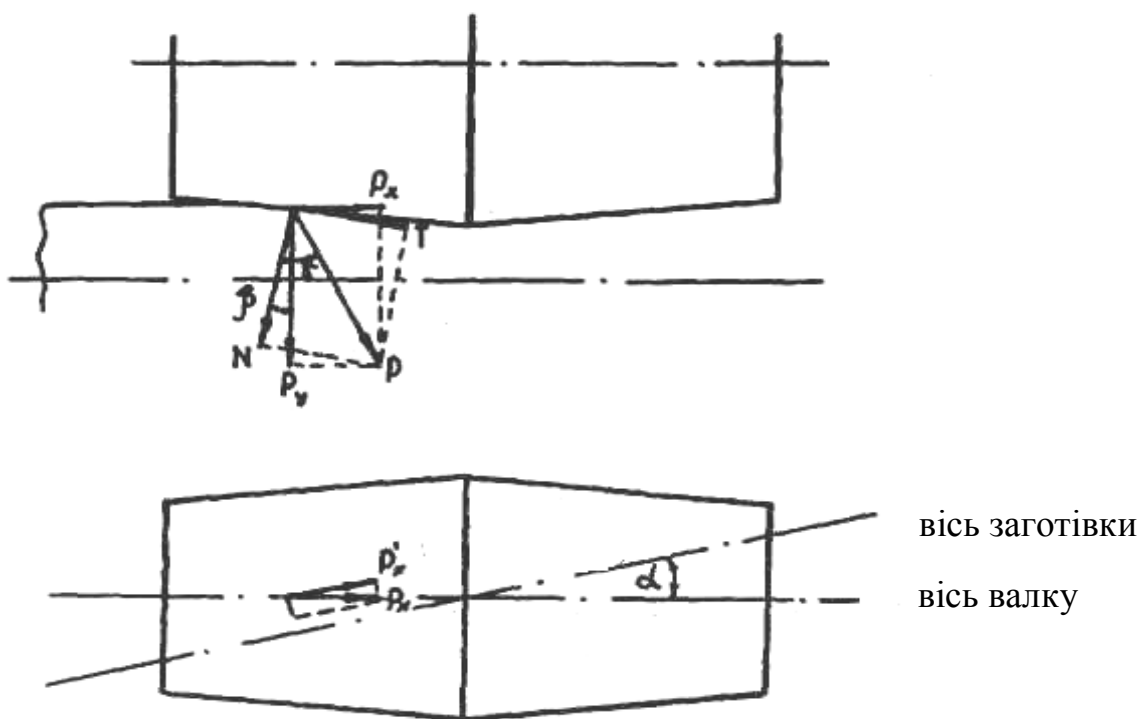


Рис. 73 – Схема сил, що діють в осередку деформації в момент захоплення заготовки валками

Рівнодіюча цих сил P відхилена від нормалі на кут тертя γ , тому що

$$T = N \cdot f = N \cdot \operatorname{tg} \gamma. \quad (4.21)$$

Проекція P'_x рівнодіючої сили P на вісь прошивки буду дорівнювати:

$$P'_x = P_x \cos \alpha, \quad (4.22)$$

де P_x – складова рівнодіючої по вісі валку: $P_x = P \sin(\gamma - \beta)$.

Отже:

$$P'_x = P \sin(\gamma - \beta) \cos \alpha. \quad (4.23)$$

Оскільки

$$P = \frac{N}{\cos \gamma} = \frac{pF}{\cos \gamma}, \quad (4.24)$$

де F – площа контакту металу з валком;

p – нормальне напруження на контакті металу з валком.

$$P'_x = pF \frac{\cos \alpha}{\cos \gamma} \sin(\gamma - \beta). \quad (4.25)$$

Для здійснення захоплення необхідно, щоб $P'_x \geq 0$, тобто:

$$pF \frac{\cos \alpha}{\cos \gamma} \sin(\gamma - \beta) \geq 0. \quad (4.26)$$

В цьому виразі тільки $\sin(\gamma - \beta)$ може дорівнювати нулю, тому умова захоплення в осьовому напрямку виразиться наступним чином:

$$\sin(\gamma - \beta) \geq 0,$$

або

$$\gamma - \beta \geq 0. \quad (4.27)$$

Звідси, для забезпечення надійного захоплення в осьовому напрямку необхідно, щоб кут нахилу утворюючої був меншим за кут тертя:

$$\beta < \gamma. \quad (4.28)$$

Приведена формула не враховує впливу ряду факторів на початкове захоплення заготовки. Проведені теоретичні та експериментальні дослідження показують, що на початкове захоплення заготовки додатково впливають значення осьового зусилля, що приложено до заднього кінця заготовки та тривалість його дії з тим, щоб окружна швидкість досягла свого критичного значення. Крім цього, швидкість та зусилля вштовхування заготовки в валки по можливості повинні бути мінімальними.

Вторинне захоплення починається в момент контакту заготовки з оправкою, що створює осьовий опір подовжньому просуванню заготовки. Вторинне захоплення здійснюється, якщо втягуюче зусилля в осередку деформації перевищує опір оправки.

Величина втягуючих зусиль визначається величиною сумарного обтиснення заготовки перед оправкою. Мала величина обтиснення

може привести до того, що втягуючі сили не зможуть подолати осьовий опір оправки, а велика величина обтиснення може визвати передчасне розкриття порожнини та появу дефектів на внутрішній поверхні гільз.

З технологічній точці зору, оптимальним є ведення процесу прошивки з мінімальними обтисненнями перед носком оправки. Однак це можливе лише в випадку, якщо не будуть порушені умови вторинного захоплення заготовки на оправці. Порушення цих умов в випадку, якщо опір оправки перевищує зусилля подачі в осьовому напрямку, призводить до припинення осьового просування заготовки при впровадженні в неї носку оправки, або по мірі заповнення ділянки робочого профілю оправки. Триваюче обертання заготовки призводить до закату оправки.

Для здійснення вторинного захоплення обтиснення перед носком оправки, що встановлюється при настроюванні стану, повинно перевищувати деяку його мінімальну величину $\varepsilon_{\min}$, яка повинна забезпечити створення сил подачі, що перевищують силу опору оправки або рівною їй. Експериментальні дані показують, що найбільш небезпечний момент вторинного захоплення – впровадження носку оправки в метал, причому граничні умови захоплення (найбільша величина $\varepsilon_{\min}$) спостерігаються при прошивці нецентрованих заготовок. Схема сил, що приложені до заготовки у вказаний момент, приведена на рис.74.

На основі аналізу дії сил при вторинному захопленні отриманий вираз для визначення мінімального обтиснення перед оправкою:

$$\varepsilon_{\min} \geq \frac{\pi m n^2}{2 \left[\sqrt{f^2 - \frac{\pi}{2}(1+i) \operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta \cdot q - \sin \beta} \right] \sqrt{\frac{2\pi}{1+i} q \frac{\operatorname{tg} \alpha}{\operatorname{tg} \beta}}}, \quad (4.29)$$

де m – відношення нормального напруження на носку оправки до нормального напруження на валку;

n – відношення діаметру носку оправки до діаметру заготовки;

q – відношення коефіцієнтів осьової та тангенціальної швидкості в конусі захоплення.

Для нормального ведення процесу прошивки необхідно, щоб величина обтиснення перед носком оправки була більшою мінімального значення, що забезпечує вторинне захоплення, але меншою критичного обтиснення, яке визиває розкриття порожнини.

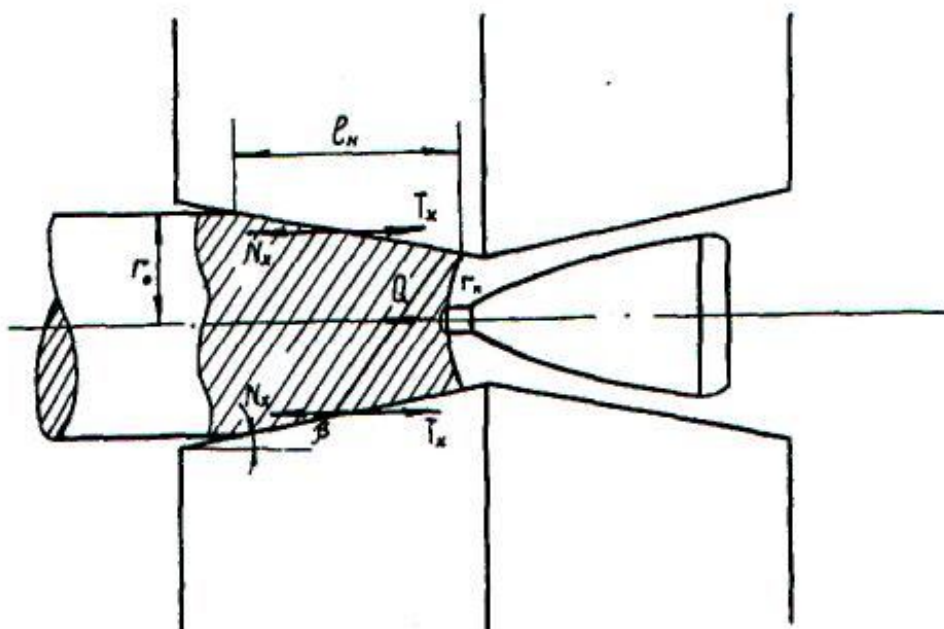


Рис. 74 – Схема сил, що діють на заготовку у момент входження в метал носку оправки

Критичне обтиснення для вуглецевих та багатьох легованих сталей помітно вище мінімального, необхідного для здійснення захоплення. Тільки для деяких легованих та високолегованих сталей різниця між цими обтисненнями є незначною.

Оскільки ведення процесу з великими обтисненнями, що наближені до критичних, забезпечує більш надійне захоплення заготовки, зменшує осьове ковзання та підвищує швидкість прошивки, тому при прокатці вуглецевої сталі процес ведуть з більш високими обтисненнями (8-12%). Прошивку високолегованої сталі намагаються здійснювати з обтисненнями меншими (5-8%), але цілком достатніми для здійснення надійного захоплення.

Важкодеформовані сталі з низьким критичним обтисненням особливо сильно піддаються передчасному розкриттю порожнини та забезпечення мінімальних обтиснень перед носком оправки при прошивці цих сталей має велике практичне значення.

4.4 Напружено-деформований стан металу

Характерна особливість процесів поперечної та гвинтової прокатки – руйнування серцевини суцільної заготовки та утворення осьової порожнини, що настає при досягненні визначеної величини критичного обтиснення по діаметру, різної для різних металів й сплавів та різних умов деформації.

Ця особливість лежить в основі процесів прошивки зливків та заготівок.

Теоретичне та експериментальне дослідження причин утворення порожнини при поперечній та гвинтовій прокатці приведено в багатьох роботах.

Дослідження напруженого стану при поперечній пружній деформації показали, що в центрі заготівки в напрямку стискаючих зовнішніх сил діють стискаючі напруження σ_x (рис.75), а в перпендикулярному напрямку – розтягуючі напруження σ_y . При повороті заготівки навколо вісі на 90° схема напруженого стану не зміниться, але на площадках, де до повороту діяло розтягуюче напруження, буде діяти стискаюче та навпаки [29,30].

Величина напружень, що діють в осьовій зоні заготівки:

$$\begin{aligned}\sigma_y &= -\frac{P}{\pi D l}; \\ \sigma_x &= \frac{2P}{\pi D l},\end{aligned}\tag{4.30}$$

де P – стискаюча сила, що діє по вісі X-X;

D – діаметр заготівки;

l – довжина заготівки.

Таким чином, в області пружних деформацій під дією стискаючих зовнішніх сил та впливом зовнішніх сил в центрі заготівки виникає різнойменна схема напруженого стану.

П.Т. Ємельяненко висловив припущення про утворення порожнини внаслідок виникнення в осьовій зоні заготівки напружень різного знаку та механічних зрушень. Суміжні частки осьової зони за кожен повний оберт заготівки двічі наближуються та двічі віддаляються одна від одної при потраплянні на велику вісь. Внаслідок цього відбувається розривання зв'язку між окремими частками матеріалу, спостерігається утворення тріщин.

На рис.76 показані епюри напружень та схеми напруженого стану при поперечно-гвинтовій прокатці за даними В.С. Смірнова та І.А. Фомічева.

Аналізуючи результати багаточисельних теоретичних та експериментальних досліджень, можна прийти до висновку, що в теперішній час існують різні точки зору відносно причин та механізму розкриття порожнини при поперечній та гвинтовій прокатці.

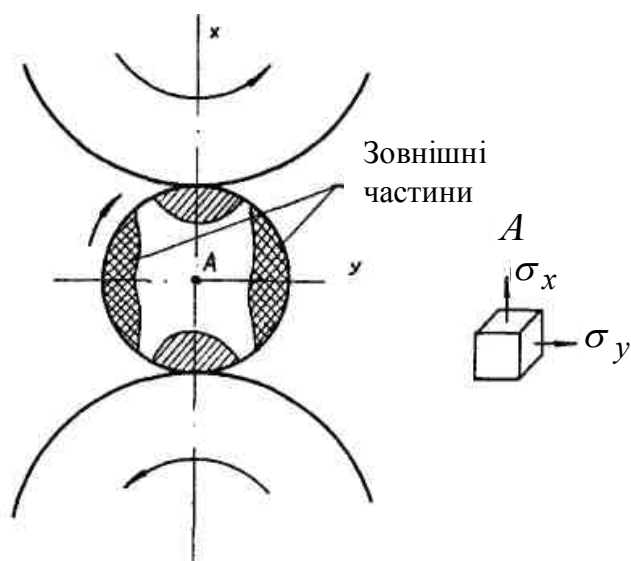


Рис. 75 – Схема напруженого стану при поперечній прокатці

Відмінності зводяться до розглядання схеми напруженого стану та до механізму руйнування.

Згідно однієї точки зору, порожнина розкривається внаслідок в'язкого руйнування або руйнування зрізу від дії сколюючих напружень, що виникають внаслідок прикладення до заготовки основних зовнішніх навантажень.

За іншою точкою зору, порожнина утворюється внаслідок крихкого руйнування або руйнування шляхом відриву під дією нормальних розтягуючих напружень, що виникають під впливом нерівномірності деформації заготовки в поперечному перетині.

Основна умова правильного ведення процесу прошивки – деформування заготовки з обтисненнями меншими за критичні, тобто без розкриття порожнини перед носком оправки.

Збільшення критичного обтиснення призводить до запобігання передчасного розкриття порожнини та поліпшення якісних показників процесу прошивки.

На величину критичного обтиснення та схильність металу до утворення порожнини оказують вплив різні фактори процесу, основні з яких наступні:

- нерівномірність деформації та окреме співвідношення між поперечною та поздовжньою деформаціями;
- кількість часткових обтиснень (циклів деформації) та температурно-швидкісні умови;
- пластичні властивості металу, що характеризуються

хімічним составом, структурою та температурним режимом деформації;

- вплив оправки та умов деформації металу в осередку, що створений оправкою та валками.

4.5 Контактна поверхня осередку деформації

Площу контактної поверхні необхідно знати в першу чергу для визначення зусиль, що діють в осередку деформації.

Загальна довжина поверхні контакту металу з валком може бути визначена як сума довжин конусів прошивки та розкатки:

$$l = l_{\text{вх}} + l_{\text{вих}}.$$

Довжина осередку деформації в будь-якому з конусів валкових станів гвинтової прокатки визначається величиною зміни діаметру заготовки на ділянці цього конусу та нахилом утворюючої конуса валку до вісі прокатки (рис.77).

Наближено (без врахування викривлення осередку деформації внаслідок повороту валків на кут подачі) довжина осередку деформації визначається наступним чином:

$$l = \frac{d_3 - d}{2\operatorname{tg}\beta} + \frac{d_2 - d}{2\operatorname{tg}\gamma}, \quad (4.31)$$

де d_3 – діаметр заготовки;

d_2 – діаметр гільзи;

d – діаметр в перетиску.

β та γ – кути нахилу утворюючої в конусі прошивки та розкатки.

Ширина поверхні контакту металу з валком залежить від радіального обтиснення заготовки.

А.І. Целіков визначив ширину контактної поверхні, розглядаючи трикутники OAE та O_1AE з схеми осередку деформації, що представлена на рис.77

Приймаючи, що $AC \approx AE$, можна записати:

$$AC = \sqrt{(r_x + \Delta r_x)^2 - (r_x + EC)^2} = \sqrt{R_x^2 - (R_x - EC)^2} = b_x.$$

Зневажаючи в цьому рівнянні квадрати величин Δr_x та AE , маємо:

$$b_x \approx \sqrt{\frac{2R_x r_x}{R_x + r_x} \Delta r_x}, \quad (4.32)$$

де Δr_x – радіальне обтиснення заготовки.

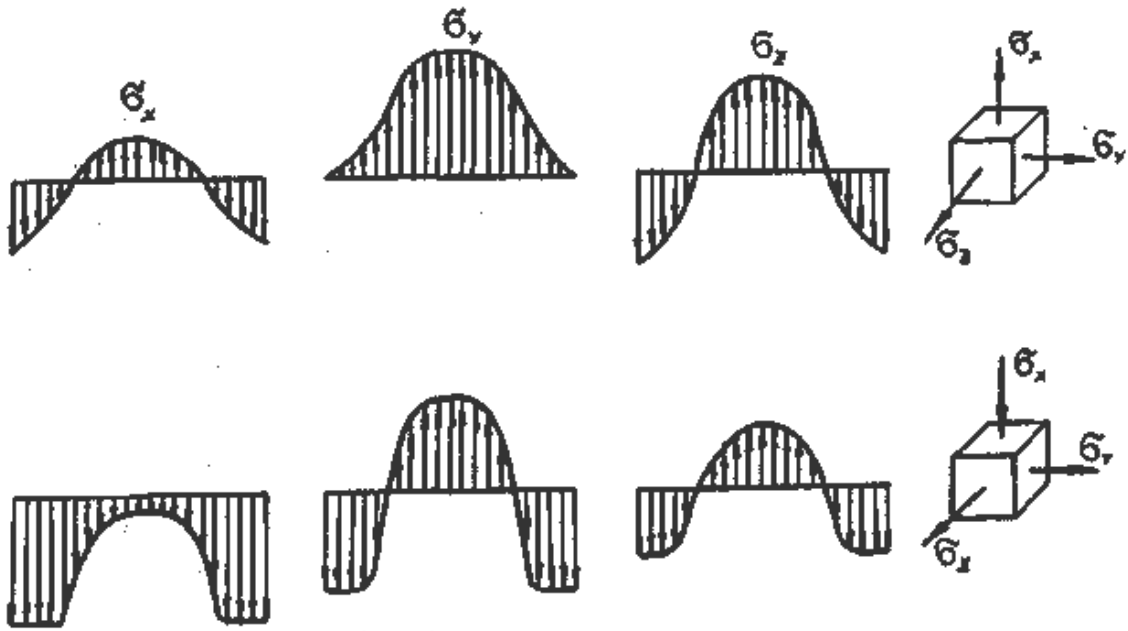


Рис. 76 – Епюри напружень та схеми напруженого стану при поперечно-гвинтовій прокатці

Величина радіального обтиснення суцільної заготівки в конусі прошивки визначається різницею величин r_x в перетинах осередку, віддалених один від одного на величину подачі за напівоберт:

$$\Delta r_x = S_x \operatorname{tg} \beta. \quad (4.33)$$

При прокатці на оправці в конусі прошивки:

$$\Delta r_x = S_x (\operatorname{tg} \delta + \operatorname{tg} \beta), \quad (4.34)$$

а в конусі розкатки:

$$\Delta r_x = S_x (\operatorname{tg} \delta - \operatorname{tg} \gamma),$$

де δ – кут конусності оправки.

Загальна площа контакту:

$$F_k = \sum \frac{b_x + b_{x+1}}{2} \Delta l. \quad (4.35)$$

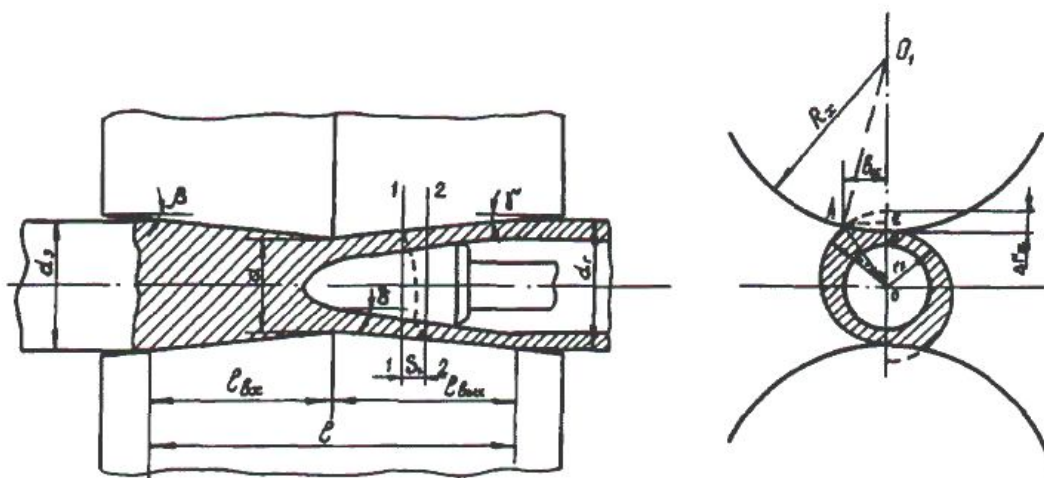


Рис. 77 – Схема осередку деформації (до визначення площі контактної поверхні)

Площа поверхні контакту металу з валком може бути визначена з достатньою для практичних розрахунків точністю по формулам:

в конусі прошивки:

$$F_1 = 0,67b_n l_1; \quad (4.36)$$

в конусі розкатки:

$$F_2 = 0,8b_n l_2, \quad (4.37)$$

де b_n – ширина контактної поверхні в перетиску валків, що знаходиться за наступною формулою:

$$b_n = \sqrt{\frac{2Rr}{R+r}} Z_n, \quad (4.38)$$

де R – радіус валку в перетиску;

r – радіус заготівки в перетиску;

Z_n – абсолютне обтиснення заготівки в перетиску;

$$Z_n \approx d_3 - d. \quad (4.39)$$

Ширина поверхні контакту металу з оправкою може бути визначена за наступною формулою:

$$b_{ox} = \sqrt{\frac{2(R_x + h_{2x})r_{ox}}{R_x + h_{2x} + r_{ox}}} \Delta h_x, \quad (4.40)$$

де R_x – радіус валку;

r_{ox} – радіус оправки в даному перетині;

Δh_x – різниця висот щілин між оправкою та валком на лінії центрів в перетинах, віддалених один від одного на відстань півкроку подачі,

$$\Delta h_x = h_{1x} - h_{2x}.$$

Висота щілин h_{1x} та h_{2x} може бути представлена, як товщина стінки до та після деформації в даному поперечному перетині осередку.

Величина Δh_x для конусу розкатки з розміщеною в ньому оправкою:

$$\Delta h_p = S_x (tg \delta - tg \gamma); \quad (4.41)$$

для циліндричної ділянки валків:

$$\Delta h_y = S_x tg \delta; \quad (4.42)$$

для конусу прошивки з розміщеною в ньому оправкою:

$$\Delta h_{np} = S_x (tg \delta + tg \beta). \quad (4.43)$$

Середню ширину поверхні контакту на оправці можна визначити по наступному виразу:

$$b_{o.cp} = \frac{0,8b_n(2r_{0cp} - h_{cp})}{2r_{0cp} + h_{cp}}. \quad (4.44)$$

4.6 Зусилля при гвинтовій прокатці

При деформації металу в валках в кожній точці поверхні контакту виникають нормальні p_x та дотичні напруження t_x .

Напрямок напружень p_x визначається положенням нормалі до поверхні валку в розглядаємій точці контакту, а напрямок напружень t_x – положенням вектору швидкості відносно проковзування між металом та валком.

Найбільш характерні для процесу гвинтової прокатки різкий підйом епюр нормальних напружень на вхідній ділянці дуги захоплення та наявність площадок й перегинів на виході з осередку деформації в конусі розкатки.

Максимальне значення напружень в конусі прошивки трохи більше, ніж в конусі розкатки. Як правило, їх відношення складає 1,15-1,3.

Середні нормальні напруження на дузі контакту в конусі прошивки в 1,3-1,7 рази перевищують середні нормальні напруження в конусі розкатки. Це спричинено великим впливом зовнішніх зон в конусі прошивки та тим, що на деякій частині конусу розкатки стінка гільзи не обтискується по товщині.

На рис.78 показана зміна максимальних (суцільних) та середніх нормальних напружень (штрихові лінії) по довжині осередку

деформації при прошивці заготовок з вуглецевої та нержавіючої сталі [29].

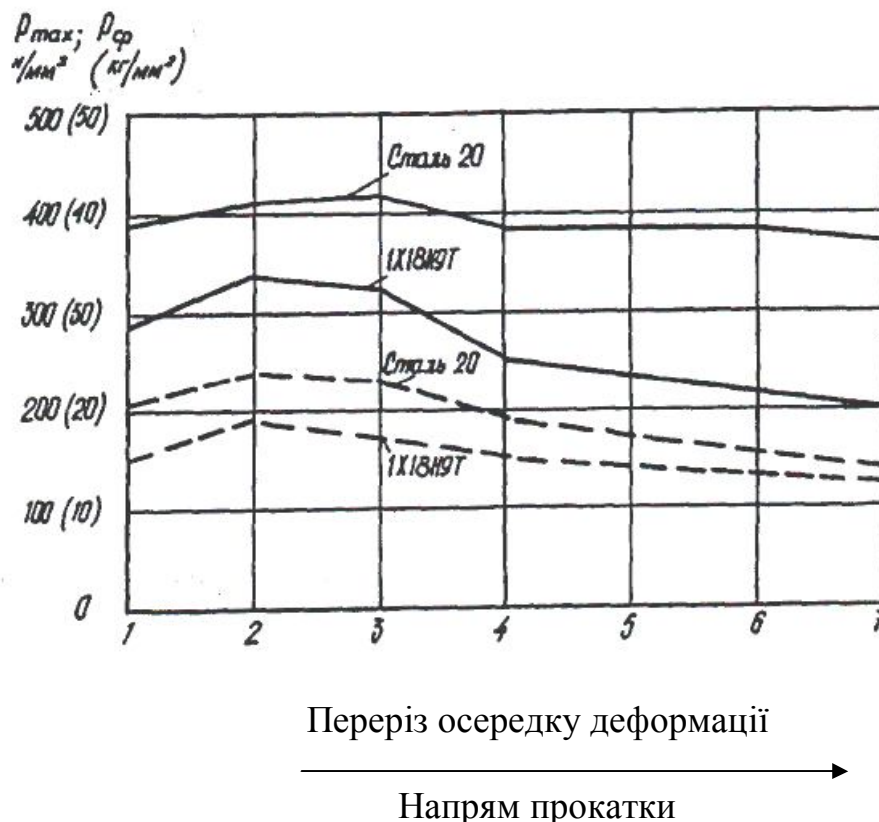


Рис. 78 – Зміна нормальних напружень по довжині осередку деформації

З графіків випливає, що на всій довжині контактної поверхні максимальні та середні значення нормальних напружень розподілені порівняно рівномірно. Вони трохи вище в конусі прошивки та зменшуються до виходу.

Внаслідок обробки експериментальних та розрахункових даних А.П. Чекмарьовим та іншими були отримані емпіричні залежності для визначення середніх нормальних напружень по дузі контакту в конусі прошивки:

$$p_{cp.x} = \left(1,8 - \frac{b_n}{2r_n} \right) (1 - 8\delta^2) \sigma_{u.x}, \quad (4.45)$$

де δ_x – відносне обтиснення заготовки в розглядаємому перетині.

При інтегруванні цього виразу в межах $\delta_x = 0$, $\delta_x = \delta_n$ отримана формула для визначення середнього нормального напруження по довжині конусу прошивки:

$$p_{cp.1} = \left(1,8 - \frac{b_n}{2r_n}\right) (1 - 2,7\delta^2) \sigma_{u.cp}, \quad (4.46)$$

де $\frac{b_n}{2r_n}$ – визначається для перетиску валків;

$\sigma_{u.cp}$ – визначається для середнього перетину осередку деформації в конусі прошивки.

Середнє нормальне напруження в конусі розкатки приблизно можна визначити за співвідношенням:

$$p_{cp.2} \approx 0,75 p_{cp.1}. \quad (4.47)$$

Зусилля, що діє на валки в конусі прошивки P_1 та конусі розкатки P_2 , визначаються наступним чином:

$$\begin{aligned} P_1 &= p_{cp.1} \cdot F_1; \\ P_2 &= p_{cp.2} \cdot F_2. \end{aligned} \quad (4.48)$$

де F_1 та F_2 – площа контактної поверхні в конусах прошивки та розкатки відповідно.

За експериментальними даними різних дослідників, нормальні напруження по всій контактній поверхні знаходяться в межах, МПа:

для вуглецевих сталей:	
при прошивці заготівок	70-120
при прошивці зливків	50-70
при розкатці гільз на трьохвалковому стані	70-100
для легированих сталей:	
при прошивці заготівок	90-150
при прошивці зливків	60-80
при розкатці гільз на трьохвалковому стані	80-150

При деформації заготівки валками виникають нормальні сили тиску валків на метал. Таке ж за величиною зусилля P (рис.79) буде діяти зі сторони металу на кожен валок. Зі сторони оправки на валки паралельно вісі заготівки діють додаткові сили, що дорівнюють осьовому опору оправки Q , тобто на кожен валок діє осьове зусилля $0,5Q$. Лінійки також оказують опір переміщенню металу зусиллям E_x на кожен валок.

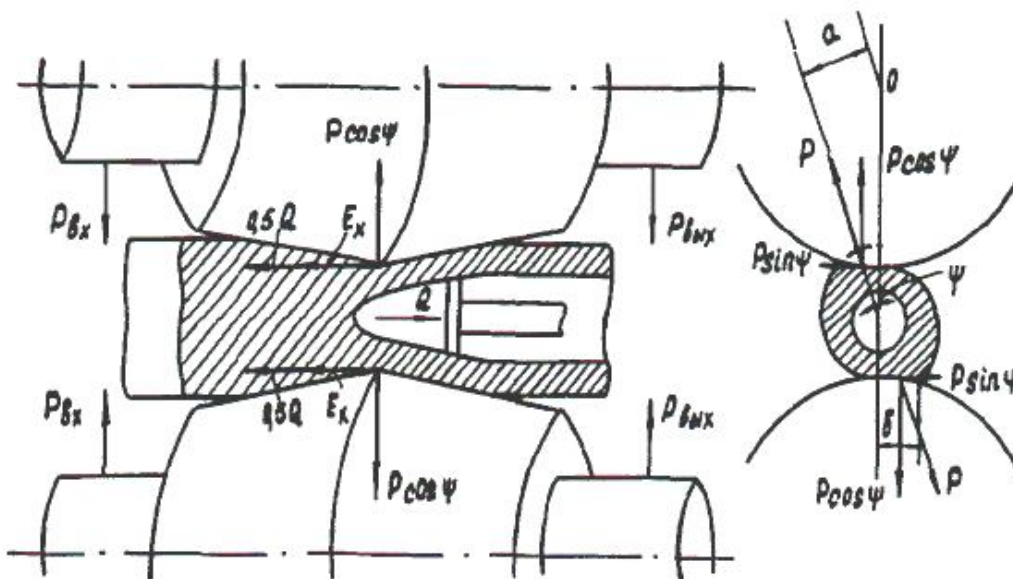


Рис. 79 – Схема сил, що діють при гвинтовій прокатці

Таким чином, валок сприймає окрім повного зусилля додатковий згинаючий момент, що дорівнює:

$$M_{зг} = (0,5Q + E_x) \frac{D}{2} \cos \alpha, \quad (4.49)$$

який розвантажує шийку валку зі сторони виходу гільзи та збільшує навантаження на шийку зі сторони входження металу.

Як показують експерименти, зусилля на шийку валку з вхідної сторони стану приблизно в 1,2-1,5 рази більше зусилля на шийку зі сторони виходу гільзи.

Зусилля, що сприймається натискними гвинтами, можна приблизно визначити наступним чином:

зі сторони заготівки:

$$P_{вх} = 0,5P \cos \psi + (0,5Q + E_x) \frac{D}{2(L + l_{ш})} \cos \alpha; \quad (4.50)$$

зі сторони виходу гільзи:

$$P_{вих} = 0,5P \cos \psi - (0,5Q + E_x) \frac{D}{2(L + l_{ш})} \cos \alpha, \quad (4.51)$$

де L – довжина бочки валку;

$l_{ш}$ – довжина шийки валку.

За експериментальними даними, сила тиску металу на лінійку складає біля 20-35% від зусилля на валок. Виходячи з цього, осьову складову опору лінійок можна приблизно визначити наступним чином:

$$E_x = (0,2 - 0,3)pf \sin \alpha. \quad (4.52)$$

Зусилля, що діє на лінійку, можна визначити також за аналітичною залежністю:

$$P_{\text{л}} = \sigma_u \frac{S_{\text{ср}}^2 \cdot l_1}{\left(1 + f_{\text{л}} n \cos \frac{\alpha}{2}\right) m}, \quad (4.53)$$

де $S_{\text{ср}}$ – середня товщина стінки гільзи на ділянці контакту з лінійкою:

$$S_{\text{ср}} = \frac{B_n - \delta_n + 2S_z}{4}; \quad (4.54)$$

де B_n – відстань між валками в перетиску;

δ_n – діаметр оправки в перетиску;

S_z – товщина стінки гільзи на виході з валків;

l_1 – довжина контакту металу з лінійкою:

$$l_1 = L_p - k; \quad (4.55)$$

L_p – довжина робочої частини оправки;

k – висування носку оправки за перетиск;

$f_{\text{л}}$ – коефіцієнт тертя між металом та лінійкою;

$$n = \frac{\sqrt{2}(a_{\text{ср}} + b_{\text{ср}})}{4a_{\text{ср}} - \sqrt{2}(a_{\text{ср}} + b_{\text{ср}})}; \quad (4.56)$$

$$a_{\text{ср}} = \frac{B_{\text{ср}} - S_{\text{ср}}}{2}; \quad (4.57)$$

$$b_{\text{ср}} = \frac{L_{\text{ср}} - S_{\text{ср}}}{2}; \quad (4.58)$$

$$B_{\text{ср}} = \frac{B_n + D_z}{2}; \quad (4.59)$$

$$L_{\text{ср}} = \frac{L_n + D_z}{2}; \quad (4.60)$$

L_n – відстань між лінійками в перетиску;

D_z – зовнішній діаметр гільзи;

α – кут подачі валків прошивного стану;

$$m = \frac{\sqrt{2}}{b_{\text{ср}}} \left(\frac{a_{\text{ср}} + b_{\text{ср}}}{2} \right)^2 - a_{\text{ср}}. \quad (4.61)$$

Вздовж вісі валку діє також зусилля, що виникає у зв'язку з перекосом валків відносно вісі прокатки на кут подачі α :

$$U = \frac{Q + E_x}{2} \cos \alpha - P \sin \psi \sin \alpha. \quad (4.62)$$

При прокатці в прошивному стані з грибоподібними валками це зусилля внаслідок нахилу валку до вісі прошивки на кут розкатки φ збільшується та може бути визначено наступним чином:

$$U = \frac{Q + E_x}{2} \cos \alpha + P(\sin \varphi \cos \psi - \sin \psi \sin \alpha). \quad (4.63)$$

Зусилля, що діє на валки при прошивці, залежить від багатьох технологічних факторів. Збільшення діаметру заготівки, швидкості та величини деформації, зниження температури нагріву металу призводять до підвищення зусилля.

За експериментальними даними, в різних умовах процесу прошивки співвідношення зусиль, що діють на оправку та валок, знаходяться в межах 0,27-0,44, а на лінійку та валок – 0,26-0,42.

Припускаючи, що середнє нормальне напруження на носку оправки визначається поточною межею текучості та коефіцієнтом напруженого стану, тобто:

$$P_{н.ср} = n_n \sigma_u, \quad (4.64)$$

отримуємо вираз для визначення загального зусилля:

$$Q_n = n_n \sigma_u F_n = \pi \cdot r_n^2 \sigma_u n_n, \quad (4.65)$$

а також емпіричну формулу для визначення коефіцієнту напруженого стану в залежності від основних параметрів прокатки:

$$n_n = 1,6 \sqrt[4]{\pi g \alpha \tan \beta \left(\frac{\eta_{0x}}{\eta_{Tx}} \right)^{\frac{2}{3}}}. \quad (4.66)$$

Дана формула може застосовуватися при відношеннях діаметру носку до діаметру циліндричного пояску, що найбільш частіше зустрічаються на практиці.

4.7 Момент та потужність прокатки

Загальноприйнята схема дії сил в осередку деформації, згідно якої рівнодіюча P проходить крізь вісь заготівки, що забезпечує її тангенціальну рівновагу, показана на рис.79 [29].

Виходячи з цієї схеми, крутний момент, що необхідний для приводу валків при гвинтовій прокатці, можна визначити наступним чином:

$$M = P \cdot a + M_{oc}, \quad (4.67)$$

де P – зусилля на валок;

a – плече сили P відносно вісі валку;

M_{oc} – момент від дії осьових сил.

Плече дії сили P можна визначити за формулою:

$$a = \frac{D + d}{2} \sin \psi, \quad (4.68)$$

де D та d – діаметри валку та заготівки в площині прикладення сили P ;

ψ – кут між напрямком дії сили P та лінією центрів валків.

Приймаючи для спрощення, що $\frac{d}{2} \sin \psi = \frac{b}{2}$, отримуємо:

$$a = \frac{D + d}{2} \frac{b}{d}, \quad (4.69)$$

де b – середня ширина контактної поверхні в площині дії сили P .

Момент від дії осьових сил визначається за формулою:

$$M_{oc} = 0,5QR \sin \alpha. \quad (4.70)$$

де Q – осьовий опір оправки;

R – середнє значення радіусу валку в межах осередку деформації;

α – кут подачі.

Потужність двигуна в сталому процесі може бути визначена за формулою:

$$N_{cm} = 2pF \frac{\pi \cdot n}{60} [\cos \psi \cdot b + (\sin \psi \cos \beta + f \sin \beta) D_n + f_{ш} D_{ш}] \quad (4.71)$$

де P – нормальне контактне напруження;

F – площа контактної поверхні;

n – число обертів валків;

b – ширина контактної поверхні в перетиску;

D_n – діаметр валків в перетиску;

$$\operatorname{tg} \psi = \frac{b}{d_n}, \quad (4.72)$$

d_n – діаметр зливку в перетиску;

β – кут нахилу утворюючої конусу прошивки;

f – коефіцієнт тертя на контакті металу з валком;

$f_{ш}$ – коефіцієнт тертя в підшипниках;

$d_{ш}$ – діаметр шийки валку.

Довжина ділянки прошивки усадочної раковини:

$$e = (0,11 \div 0,15) T_m, \quad (4.73)$$

де T_m – машинний час прошивки.

При визначенні потужності приводу за теоретичними формулами роботи деформації, необхідно визначити останню з урахуванням особливостей гвинтової прокатки.

Робота деформації при прошивці за формулою П.Т. Ємельяненко:

$$W_n = W_\phi + W_m + W_p + W_o + W_\theta, \quad (4.74)$$

де W_ϕ – робота, що витрачається на поперечну прокатку;

W_m – робота, що витрачається на осьове подовження заготовки;

W_p – робота, що витрачається на розширення заготовки в зоні поперечної розклатки;

W_o – робота, що витрачається на осаджування гільзи в зоні калібрування;

W_θ – робота, що витрачається на скручування гільзи в валках.

Роботу, що витрачається на поперечну прокатку (овалізацію заготовки) навіть при відсутності її подовження, можна визначити за формулою:

$$W_\phi = p \cdot n_{к.н} V_n \ln \left(\frac{a}{b} \right)_{сер}, \quad (4.75)$$

де p – питомий тиск металу на валок;

$n_{к.н}$ – число циклів формозмінення заготовки в конусі прошивки;

$$n_{к.н} = \frac{\omega_k}{24nV_\phi} (D_3^3 - D_n^3), \quad (4.76)$$

ω_k – кутова швидкість обертання заготовки;

n – швидкість обертання валків;

V_ϕ – фактичний секундний об'єм металу;

D_3 – діаметр заготовки;

D_n – діаметр гільзи в конусі прошивки;

V_n – об'єм металу, що виходить з стану при кожному напівоберту валків;

$$V_n = \pi \frac{F_2}{\omega_0} V_\phi, \quad (4.77)$$

F_2 – площа поперечного перетину гільзи;

ω_0 – кутова швидкість обертання гільзи;

V_ϕ – осьова фактична швидкість виходу гільзи з стану;

$\left(\frac{a}{b}\right)_{сер}$ – середній коефіцієнт овальності в конусі прошивки.

Горизонтальну та вертикальну напіввісі еліпсу $a_{сер}$ та $b_{сер}$ визначають за формулами:

$$b_{сер} = 0,5(D_3 - l_k \operatorname{tg} \beta), \quad (4.78)$$

де l_k – довжина конусу прошивки;

β – кут нахилу утворюючої конусу прошивки.

$$a_{сер} = b_{сер} + \Delta h_x, \quad (4.79)$$

Δh_x – обтиснення за напівоберт заготовки.

Роботу, що витрачається на подовження, можна визначити за формулою:

$$W_\mu = pV \ln \frac{D_3^2}{D_n^2 - d_z^2}, \quad (4.80)$$

де D_z та d_z – зовнішній та внутрішній діаметри гільзи.

Роботу розширення та осаджування (якщо є така ділянка в осередку деформації) визначають наступним чином:

$$W_p = pV \ln \frac{H_\phi}{h_\phi}; \quad (4.81)$$

$$W_o = pV \ln \frac{S_z}{h_\phi}.$$

Величини, що входять в цю формулу:

$$H_\phi = 0,5 \left[D_n - \sqrt{D_n^2 - (D_z^2 - d_z^2)} \right]; \quad (4.82)$$

$$h_\phi = 0,5 \left[D_{сер} - \sqrt{D_{сер}^2 - (D_z^2 - d_z^2)} \right].$$

В даній формулі діаметр гільзи $D_{сер}$ визначають по калібруванню валків.

Робота скручування заготовки може бути розділена на роботу скручування в зонах прошивки та розкатки:

В зоні прошивки:

$$W_{\theta 1} = \frac{2}{3} \pi \cdot \rho \theta_1 r_{сер}^3, \quad (4.83)$$

в зоні розкатки:

$$W_{\theta 2} = \frac{2}{3} \pi \cdot \rho \theta_2 (R_{сер}^3 - r_z^3), \quad ()$$

де θ_1 та θ_2 – кути скручування в зонах прошивки та розкатки

відповідно;

$r_{сер}$ – середній радіус металу в зоні прошивки;

r_2 – внутрішній радіус гільзи;

$$R_{сер} = \frac{D_2 - D_n}{4}.$$

Особливістю процесу гвинтової прокатки є те, що заготівка, яка деформується, переміщується як в осередку деформації, так й за його межами в гелікоїдальному напрямку, а осьове переміщення та обертання є складовими цього руху. Цей процес реалізується для розкатки гільз в труби на довгій оправці в трьохвалковому стані.

Питання гвинтової розкатки труб викладені в [29,30] і не розглядаються в даному навчальному посібнику.

5 ШТАМПУВАННЯ

Розрізняють об'ємне штампування у відкритих та закритих штампах, а також видавлювання та листове штампування, що включає згибання, витяжку, обтиск та роздавання.

Об'ємне штампування – це вид обробки металів тиском, що полягає в примусовому розподілі металу заготовки, яка відповідає порожнині інструменту – штампу. Порожнина штампу називається рівчаком. Видавлювання полягає у витіканні металу крізь отвір у нерухомій частині штампу – матриці під впливом рухливої частини штампу пуасона. При листовому штампуванні товщина заготовки не змінюється, змінюється лише форма. При цьому можливе виготовлення високоточних, високоміцних деталей з доброю якістю поверхні та малою кількістю відходів використаного матеріалу.

5.1 Об'ємне штампування у відкритих штампах

Сутність цього процесу представлена на рис.80. Вихідна заготовка – циліндр діаметром D_0 та висотою H_0 . Штамп має нахилені бічні стінки під кутом α для полегшення видавлення поковки [30].

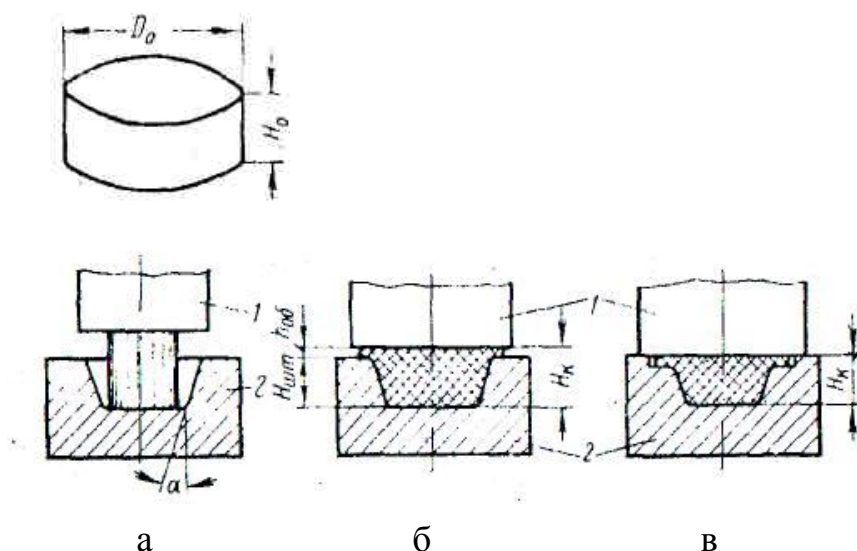


Рис. 80 – Схема штампування у відкритому штампі

При цьому виникає проблема із заповненням порожнини штампу металом, особливо його нижніх кутів. Тому необхідно передбачити деякий надлишок металу, який витісняється між

частинами штампу 1 та 2 у вигляді облою $h_{об}$. Ця частина металу буде інтенсивно зміцнюватися та охолоджуватися. В результаті опір металу витіканню буде істотно зростати та почне заповнювати важкодоступні ділянки. В тих випадках, коли важко забезпечити точність висоти поковки H_k , застосовують штампи за схемою, що показана на рис.80, в.

Штамування у відкритих штампах має деякі відмітні ознаки [30,31]. Зокрема, об'єм металу, що знаходиться у штампувальному рівчаку, постійно змінюється; при такому штамуванні завжди передбачається витиснення частини металу в облойну канавку; при подальшій обробці поковки облой видаляється. У місці обрізки облою волокна металу будуть перерізаними. Товщина облою в процесі штамування зменшується, причому напрямок плину металу в облой є перепендикулярним напрямку руху штампа.

Остаточна форма та розміри поковки формуються в остаточному (чистовому) рівчаку. При аналізі формозміни в штампувальному рівчаку зручно розглядати підсумкову (складну) деформацію як сполучення більш простих складових: осадки, прошивання та видавлювання. Найпростішим є процес штамування, в якому переважає вільна осадка в сполученні з формуванням (рис.81, а). Якщо в поковці потрібно одержати одно- чи двосторонні поглиблення, то в цьому випадку при деформації переважає осадка в сполученні з прошиванням (рис.81, б, в). На рис.81, г показано одержання виступів на поковці шляхом осадки високої заготівки. Штамування видавлюванням виступів з низької заготівки представлено на рис.81, д. Штамування з одночасним прошиванням та видавлюванням – рис.81, е. Очевидно, що наведені приклади не віддзеркалюють більш складних випадків штамування. Разом з тим, розуміння базових особливостей формозміни металу дозволяє переходити до проектування більш складних процесів штамування.

Штамування в чистовому рівчаку відбувається за кілька стадій [30,31]. На першій стадії відбувається вільна осадка заготівки на величину ΔH_1 (рис.82, а).

На першій стадії процесу сила штамування відносно невелика (графік на рис.82, а праворуч); на заготівку діють наступні сили: зовнішня P , її реакція та сили тертя T_{fT} на торцях заготівки. Перша стадія продовжується до зіткнення металу з бічними стінками штампу.

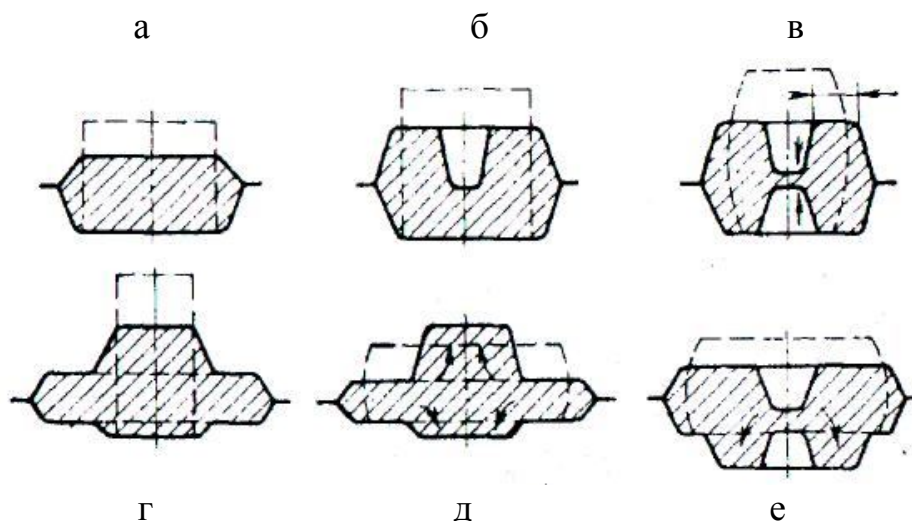


Рис. 81 – Різновиди форм чистових рівчаків в залежності від виду деформації

На другій стадії починається підпираюча дія бічних стінок штампу Q . Крім цього, з'являються сили тертя на бічній поверхні штампу $T_{fб}$ (рис.82, б). Сила штампування через дію цих факторів помітно зростає. Завершення цієї стадії процесу можна вважати початок витікання металу в облойну канавку при обтисненні ΔH_2 .

На третій стадії (рис.82, в, обтиснення ΔH_3) відбувається подальше заповнення рівчаку штампу при одночасному витіканні надлишкового металу в облойну канавку. Сила штампування істотно зростає внаслідок того, що деформації піддається не тільки власне поковка, але й облой, виникають сили $P_{об}$ та $T_{об}$. Напружений стан всебічного стиснення стає більш яскраво вираженим. Зазначимо, що сила штампування зростає також і тому, що облой починає виконувати свою основну функцію, тобто замикає штампувальний рівчак. Причому, зі збільшенням обтиснення опір витіканню збільшується, як результат ефектів зміцнення металу в облої.

Також важливо відзначити, що якщо об'єм заготовки обрано точно та штамп спроектовано раціонально, то заповнення кутів штампу відбувається одночасно із закінченням усього процесу штампування.

Однак на практиці майже завжди буває й четверта стадія (рис.82, г) – доштампування поковки за висотою з одночасним витисненням надлишків металу в облой (обтиснення ΔH_4). Сила штампування починає різко зростати. Це пояснюється тим, що рівчак

штампу цілком замкнений, його кути вже заповненні, площа поверхні контакту максимальна, метал максимально зміцнений.

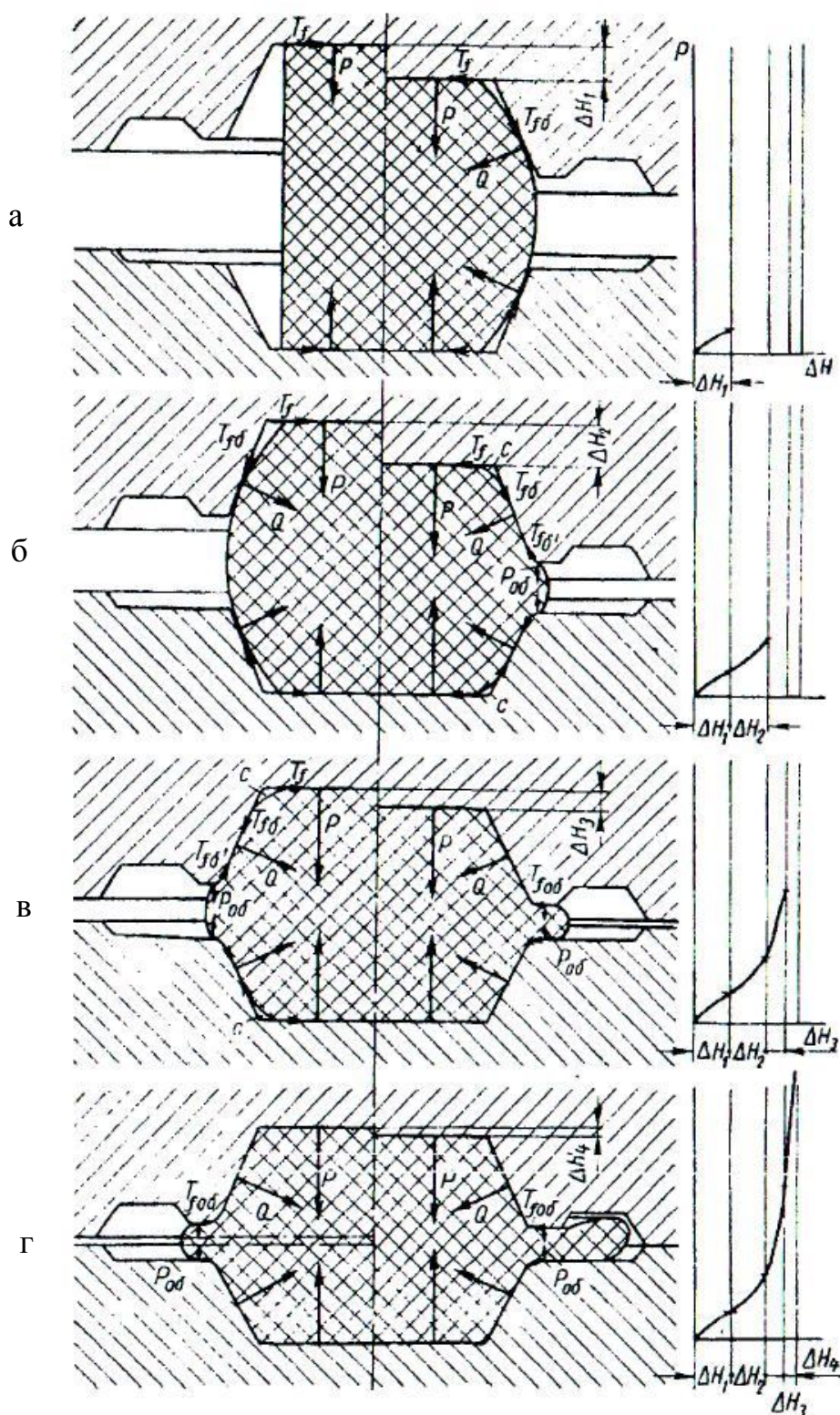


Рис. 82 – Стадії заповнення чистового рівчака
молотового штампу

Четверта стадія буде розвиватися у випадку завищення об'єму заготівки, зниження висоти або завищення довжини містка облойної канавки. Таким чином, четверта стадія є свого роду платнею за нераціональне проектування технологічного процесу, зокрема, проектування оснащення.

Деформуючу силу P , необхідну для виконання процесу штампування в момент його завершення, можна визначити як суму двох складових:

$$P = P_{об} + P_n. \quad (5.1)$$

де $P_{об}$ – сила, необхідна для деформації металу в облої;

P_n – сила, необхідна для деформації металу в штампувальному рівчаку.

Розглянемо першу складову в формулі (5.1). Облойну канавку у відкритих штампах виконують вздовж периметру рівчака. Канавка складається з двох ділянок: більш тонкої – містка та більш товстої – магазину. Якщо штамп сконструйований вірно, то обтиснення відбувається тільки на ділянці містка шириною S та висотою $h_{об}$ (рис.83).

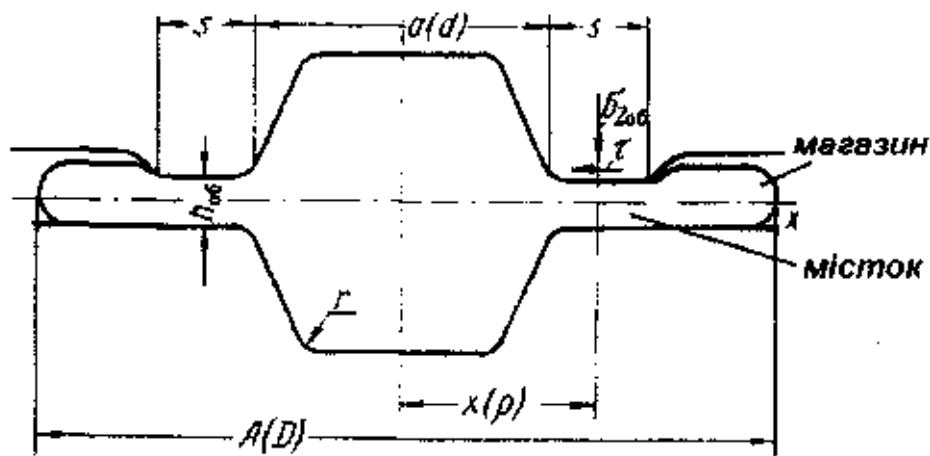


Рис. 83 – Розрахункова схема для визначення контактного тиску в зоні облою

Процес деформації в зоні облою є осадкою. З огляду на те, що відношення $\frac{h_{об}}{S}$ є достатньо малим (низький осередок деформації), а рівень сил контактного тертя при гарячому об'ємному штампуванні досить великий (коефіцієнт тертя вище 0,3), то можна прийняти

гіпотезу про однозонний контакт (зона гальмування, $\tau_{mp} = \pm 0,5\beta\sigma_T$).

Для поковок подовженої форми, що мають у плані форму прямокутника маємо:

$$\sigma_{zoo} = \beta\sigma_T \frac{x}{h_{об}} + c, \quad (5.2)$$

а для круглих у плані поковок:

$$\sigma_{zoo} = \sigma_T \frac{\rho}{h_{об}} + c. \quad (5.3)$$

У поковках прямокутної форми метал, що знаходиться в магазині, не перешкоджає витіканню металу в зону містка (опором в зоні торців поковки зневажаємо). Тоді граничні умови в цьому випадку можна задати, як для звичайної осадки: при $x = 0,5a + S$ $\sigma_{zoo} = -\sigma_T$. Звідси визначимо постійну інтегрування c :

$$c = -\sigma_T \left(1 + \frac{0,5a + S}{h_{об}} \right).$$

З урахуванням цього, часткове розв'язання буде виглядати наступним чином:

$$\sigma_{zoo} = -\sigma_T \left(1 + \frac{0,5a + S - x}{h_{об}} \right). \quad (5.4)$$

Епюра контактного тиску зображена на рис.84.

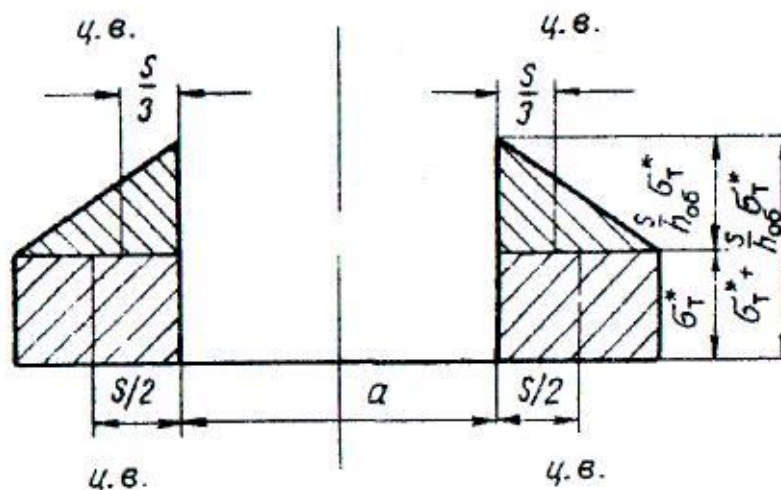


Рис. 84 – Епюра контактного тиску для подовжених поковок

Силу визначимо методом графічного інтегрування, обчисливши об'єм заштрихованої фігури, та прийнявши, що довжина поковки дорівнює одиниці:

$$P_{об} = 2\beta\sigma_T l S \left(1 + \frac{S}{2h_{об}} \right). \quad (5.5)$$

З огляду на те, що площа контактної поверхні облою в даному випадку $F_{об} = 2Sl$, одержуємо вираз для визначення середнього контактного тиску:

$$p_{cp} = 2\beta\sigma_T \left(1 + \frac{S}{2h_{об}} \right). \quad (5.6)$$

5.2 Штампування в закритих штампах

Сутність процесу штампування в закритих штампах (безоблойного штампування) полягає в тому, що заготівка з розмірами H_0, D_0 знаходиться в одній частині штампу 1, при цьому друга його частина 2 входить у першу (рис.85, а,б). Зазор між частинами штампу при цьому повинен лише забезпечувати вільне переміщення частин штампу. Дана схема штампування не забезпечує вільного видавлення поковки з рівчаку. Для цього, як правило, застосовують відносно невеликі штампувальні ухили та виштовхувач 3 (рис.85, в), що саме виштовхує поковку при зворотному ході процесу. Крім того, при штампуванні на горизонтально-кувальних машинах застосовують нерухомі частини штампу з додатковим роз'ємом, тобто складаються з двох половин $1'$ та $1''$ (рис.85, г). У цьому випадку штампувальні ухили відсутні або дуже невеликі [30,31].

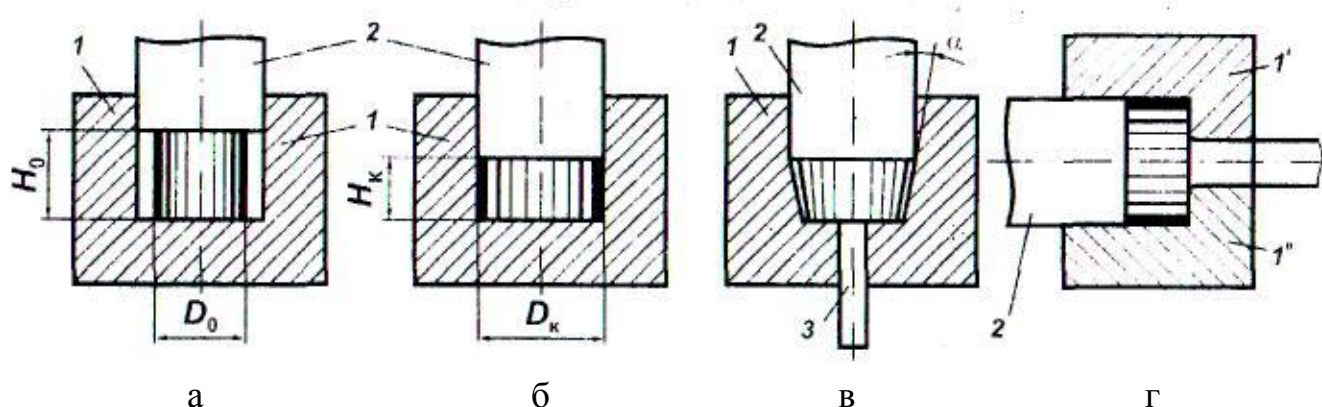


Рис. 85 – Схеми штампування в закритих калібрах

Зазначимо, що головною перевагою штампування в закритих

штампах є можливість істотної економії металу за рахунок відсутності облою, зменшення або відсутності штампувальних ухилів, зменшення припусків на механічну обробку. Однак ця перевага досягається завдяки підвищенню вимог до організації та культури виробництва. Проте, холодне об'ємне штампування у закритих штампах отримало широке розповсюдження в сучасному машинобудуванні.

Напружений стан при штампуванні в закритих штампах характеризується яскраво вираженим всебічним стисненням. Це, з одного боку, підвищує пластичність металу та дозволяє підвищувати ступінь деформації за одну операцію. З іншого боку, при цьому підвищуються (іноді дуже значно) контактний тиск у порівнянні з облойним штампуванням. Це призводить до необхідності виготовлення штампів з міцних, твердих високолегованих, а, отже, дорогих матеріалів. Що стосується сили деформування, то у випадку облойного штампування (за інших рівних умов) вона буде вищою, ніж при безоблойному через збільшення в першому випадку площі контактної поверхні за рахунок містка облойної канавки.

Одержання аналітичних залежностей для розрахунку контактного тиску та сил при закритому об'ємному штампуванні пов'язано із значними математичними труднощами, тому необхідно розглядати кожен конкретний випадок та підбирати найбільш для цього придатну формулу. У самому загальному випадку використовуються формули наступного типу:

$$p_{cp} = k_1 k_2 \sigma_T, \quad (5.7)$$

де k_1 – коефіцієнт, що враховує умови контактного тертя;

k_2 – коефіцієнт, що враховує геометричні параметри процесу: тип форми поковки, форму заготовки, кількість плунжерів пресу тощо.

5.3 Об'ємне штампування видавлюванням

Цей різновид штампування найчастіше здійснюється на пресах, але може бути виконаний й на горизонтально-кувальних машинах. Видавлювання полягає у витіканні металу крізь отвір у нерухомій частині штамп – матриці під впливом рухливої частини штамп – пуансона (рис.86, а). Поковка, що отримана видавлюванням, складається з двох частин: основної 1, що повторює форму рівчака, і стрижневої 2, що видавлена крізь отвір матриці. Деформуючий інструмент для штампування видавлюванням дуже схожий з

інструментом для пресування (рис.86, б).

Разом з тим, є наявні та істотні розходження між цими процесами. По-перше, виробом при пресуванні є метал 3, що витік крізь отвір у матриці (рис.86, б), а відходом – прес-залишок 4, що залишився в порожнині матриці. При штампуванні видавлюванням відходом є деяка частина металу, видавленого з матриці, а виробом – метал, що знаходиться у рівчаку.

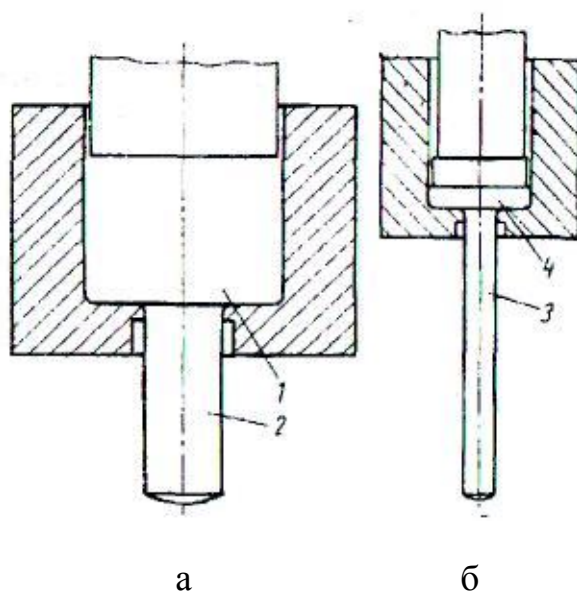


Рис. 86 – Схеми об'ємного штампування видавлюванням та пресування

По-друге, ці процеси здійснюються за різну кількість стадій. Якщо пресування здійснюється за три стадії: розпресовку заготовки у контейнері, сталий плин (основна стадія) та утворення прес-залишку, то штампування видавлюванням – лише дві: заповнення кутів рівчаку та видавлювання стрижневої частини поковки.

По-третє, інструмент для видавлювання, як правило, має більш складну форму, ніж пресова матриця. Останнім часом є чимало процесів пресування профілів з дуже складною формою поперечної перетину. Крім того, заготовки для видавлювання мають більш складну форму, ніж заготовка для пресування (найчастіше циліндричної форми).

Завершуючи зіставлення цих двох процесів, зупинимося на особливостях напружено-деформованого стану. При пресуванні напружений стан є всебічним стисненням, при штампуванні видавлюванням – може виникати й різнойменна схема напруженого стану. Це стосується й деформованого стану: якщо при пресуванні схема деформації по всій зоні деформації не змінюється протягом

основної стадії процесу, то при видавлюванні особливо складних поковок схема деформації неоднорідна по зоні деформації і до того ж змінюється у часі.

Далі розглянемо переваги та недоліки об'ємного штампування видавлюванням. Головна перевага цього процесу полягає в можливості одержання поковок з дуже точними розмірами, а також доброю якістю поверхні, чого важко досягти при облойному штампуванні. Крім того, видавлюванням можна одержати поковки з таким ступенем складності, яка недосяжна іншими способами, у тому числі безоблойним штампуванням. Справа в тому, що стрижнева частина поковки при видавлюванні служить своєрідним регулятором заповнення штампувального рівчаку: змінюючи хід пуансона можна досягти заповнення дуже складних рівчаків, не ризикуючи при цьому переповнити штамп або навіть заклити штампувальне устаткування (кривошипний прес). Недоліки штампування видавлюванням практично ті ж, що й у звичайного штампування у закритих штампах: високий контактний тиск, підвищення енерговитрати, а також відносно низька стійкість штампувального інструменту.

Що стосується визначення контактного тиску та деформуючої сили при видавлюванні, то так само, як й у випадку безоблойного штампування, одержати строго теоретично обґрунтовану формулу дуже складно. Зокрема, при прямому видавлюванні можна користуватися формулою Л.В. Прозорова.

5.4 Процеси листового штампування

Листове штампування застосовується у всіх галузях виробництва, пов'язаних з виготовленням металевих виробів. Як вихідна заготівка використовується листовий матеріал (лист, штаба, стрічка), а також заготівки трубчастої форми. Листовим штампуванням на механічних або гідравлічних пресах виготовляють різноманітні за формою плоскі та просторові деталі зі сталей, сплавів та неметалевих матеріалів.

На відміну від операцій кування та об'ємного штампування, деформування заготівки відбувається не за рахунок зміни її товщини (висоти), а за рахунок зміни її форми. При цьому можливо виготовлення високоточних, високоміцних деталей з доброю якістю поверхні та малою кількістю відходів використаного матеріалу.

Основні операції листового штампування можна об'єднати у дві групи: розділові, формозмінні та складальні. В розділових операціях відбувається відділення заготовки або виробу по замкнутому або незамкнутому контуру, утворення в заготовці отворів, видавлення надлишків металу. До таких операцій належать: відрізка, розрізка, вирубка, пробивання, висічка, просічка, зачищення. Деформування заготовок в розділових операціях виконується аж до руйнування.

При формозмінних операціях виконується надання заготовці потрібних форм та розмірів без руйнування заготовки. Це робиться гнуттям, витяжкою, обтиском, роздачею, формуванням заготовок.

При складальних операціях відбувається з'єднання декількох частин в єдиний виріб, наприклад, закупорювання консервних банок.

Листове штампування здійснюється дією на заготовку пуансона та матриці. Пуансоном служить інструмент, що охоплюється заготовкою в процесі деформування, матрицею – той, що охоплює заготовку.

У всіх операціях листового штампування поле напружень та деформацій є неоднорідним. Напруження в осередку деформації є функцією координат в кожній момент деформування, вони можуть змінюватися у часі [31].

Особливістю листового штампування є можливість припущення про незмінність в більшості операцій товщини вихідної заготовки. Це дозволяє приймати плоску схему напруженого та деформованого стану при достатньому ступені наближення до реальних умов деформування. Таке припущення значно спрощує аналіз процесу деформування, що дозволяє одержати строгі математичні розв'язання з визначення величин напружень та деформацій при штампуванні.

Багато деталей, що виготовляються листовим штампуванням, за своєю формою є тілами обертання. При аналізі процесів їх виготовлення приймається симетричним відносно вісі напруженого та деформованого стану, що описується за допомогою полярної системи координат.

Визначення значень діючих в осередку деформації напружень в операціях листового штампування здійснюється шляхом спільного розв'язання рівнянь рівноваги та умови пластичності.

Для плоского напруженого стану рівняння рівноваги в полярних координатах мають вигляд:

$$\begin{aligned}\rho \frac{\partial \sigma_p}{\partial \rho} + \frac{\partial \tau_{p\theta}}{\partial \theta} + \sigma_p - \sigma_\theta &= 0; \\ \frac{\partial \sigma_\theta}{\partial \theta} + \rho \frac{\partial \tau_{p\theta}}{\partial \rho} + 2\tau_{p\theta} &= 0.\end{aligned}\tag{5.8}$$

У випадку симетричного відносно вісі деформування при плоскому напруженому стані $\tau_{p\theta} = 0$ та напруження є функцією однієї координати:

$$\rho \frac{\partial \sigma_p}{\partial \rho} + \sigma_p - \sigma_\theta = 0.\tag{5.9}$$

де σ_p та σ_θ – нормальні напруження, що діють в меридіональному (радіальному) або широтному (окружному) напрямках;

$\tau_{p\theta} = \tau_{\theta p}$ – дотичні напруження, що діють на площадках, перпендикулярних до широтного та меридіонального напрямків.

Рівняння (5.8) та (5.9) відносяться до плоскої заготовки або плоскої ділянки осередку деформації, серединна площина якого збігається із площиною (ρ, θ) . Для просторової ділянки осередку деформації, що має осьову симетрію при незмінній товщині заготовки:

$$\begin{aligned}\rho \frac{\partial \sigma_p}{\partial \rho} + \sigma_p - \sigma_\theta &= 0; \\ \frac{\sigma_p}{R_p} + \frac{\sigma_\theta}{R_\theta} - \frac{\sigma_k}{S} &= 0,\end{aligned}\tag{5.10}$$

де ρ – відстань елемента від вісі симетрії;

R_p та R_θ – радіуси кривизни серединної поверхні елемента в меридіональному та широтному перетинах;

σ_k – нормальне напруження, що діє на контактній поверхні;

S – товщина заготовки.

При товщині заготовки, що змінюється в процесі деформації:

$$\begin{aligned}\rho \frac{\partial \sigma_p}{\partial \rho} + \sigma \frac{\rho dS}{S d\rho} + \sigma_p - \sigma_\theta &= 0; \\ \frac{\sigma_p}{R_p} + \frac{\sigma_\theta}{R_\theta} - \frac{\sigma_k}{S} &= 0.\end{aligned}\tag{5.11}$$

В загальному випадку для плоскої схеми напруженого стану умови пластичності за гіпотезою сталості максимальних дотичних напружень мають такий вигляд:

$$\begin{aligned}\sigma_1 - \sigma_3 &= \pm \sigma_T; \\ \sigma_1 &= \pm \sigma_T; \\ \sigma_3 &= \pm \sigma_T,\end{aligned}\tag{5.12}$$

а за енергетичною умовою:

$$\sigma_1^2 - \sigma_1\sigma_3 + \sigma_3^2 = \sigma_T^2,\tag{5.13}$$

де σ_T – напруження текучості.

Оскільки листове штампування в основному здійснюється в холодному стані, важливим фактором, що впливає на величину напружень в осередку деформації, є зміцнення матеріалу, що деформується. Через неоднорідність поля напружень та деформацій напруження текучості є функцією координат даного елементу осередку деформації, тобто змінною величиною. Для опису зміцнення матеріалу заготовки використовуються різні види апроксимації кривих зміцнення.

Крім зміцнення, на величину напружень впливають вигин та випрямлення елементів заготовки, зміна її товщини, сили тертя на контактній поверхні.

5.5 Гнуття

Операція гнуття призводить до утворення або зміни кутів між частинами заготовки або надає їй криволінійну форму. В процесі гнуття збільшується кривизна ділянки заготовки, що деформується, при цьому одночасно відбувається розтяг її зовнішніх та стиснення внутрішніх шарів. Між подовженими та укороченими шарами перебуває нейтральний шар, що дорівнює вихідній довжині заготовки.

Змінність деформації по товщині заготовки обумовлена змінністю напружень, що є результатом прикладення до заготовки згинального моменту. В загальному випадку вигин здійснюється одночасною дією моментів поздовжніх та поперечних сил.

В процесі гнуття матеріал сприймає пружний, пружно-пластичний та чисто пластичний вигин.

Існують дві основні схеми гнуття: гнуття широкої та вузької штаби. При гнутті широкої штаби або листа в зоні пластичної деформації зменшується товщина заготовки. Напружений стан зони пластичної деформації (рис.87) характеризується нормальними напруженнями σ_θ в окружному та σ_r в радіальному напрямках.

При вигині момент розподілу напружень в зоні розтягу

описується формулами:

$$\begin{aligned}\sigma_\rho &= -\sigma_T \ln \frac{R}{\rho}; \\ \sigma_\theta &= \sigma_T \left(1 - \ln \frac{R}{\rho} \right),\end{aligned}\tag{5.14}$$

в зоні стиснення:

$$\begin{aligned}\sigma_\rho &= -\sigma_T \ln \frac{\rho}{r}; \\ \sigma_\theta &= -\sigma_T \left(1 + \ln \frac{\rho}{r} \right),\end{aligned}\tag{5.15}$$

де R та r – радіуси кривизни зовнішнього та внутрішнього шарів заготовки;

ρ – поточне значення кривизни.

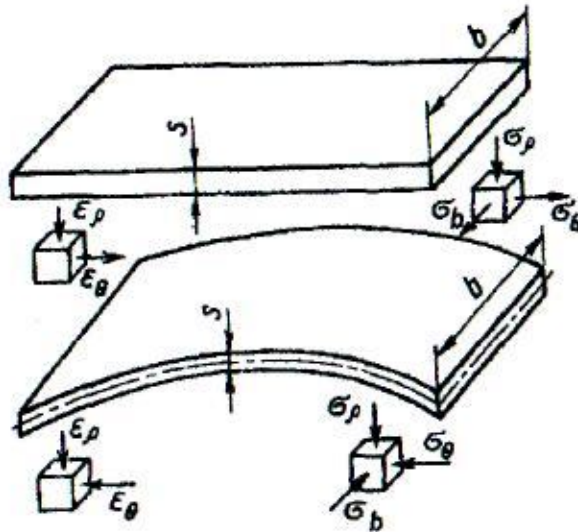


Рис. 87 – Схеми гнуття широкої штаби

В зоні нейтрального перетину значення σ_ρ для зон розтягу та стиснення рівні між собою, звідки радіус нейтрального перетину:

$$\rho_n = \sqrt{Rr}.\tag{5.16}$$

Найбільше за абсолютною величиною напруження σ_ρ , що діє в нейтральному перетині:

$$\sigma_{\max} \approx -\frac{1}{2} \sigma_T \ln \frac{R}{r}.\tag{5.17}$$

На бічній поверхні згинаючої штаби напруження $\sigma_z = 0$. У міру видалення від бічної поверхні штаби, напруження σ_z змінюються від 0 до значень, обумовлених наступними виразами:

для зони тангенціального розтягу:

$$\sigma_z = \frac{1}{2} \sigma_T \left(1 - 2 \ln \frac{R}{\rho} \right); \quad (5.18)$$

для зони тангенціального стиснення:

$$\sigma_z = -\frac{1}{2} \sigma_T \left(1 + 2 \ln \frac{R}{\rho} \right). \quad (5.19)$$

Формозміна заготовки в тангенціальному напрямку найбільш точно описується за допомогою логарифмічної деформації.

5.6 Витяжка

Витяжкою здійснюється виготовлення порожніх просторових деталей з плоскої листової заготовки. В першому переході витяжки плоска заготовка перетворюється в просторову деталь (рис.88, а). В наступних переходах здійснюється збільшення висоти деталі при одночасному зменшенні її поперечного перетину (рис.88, б).

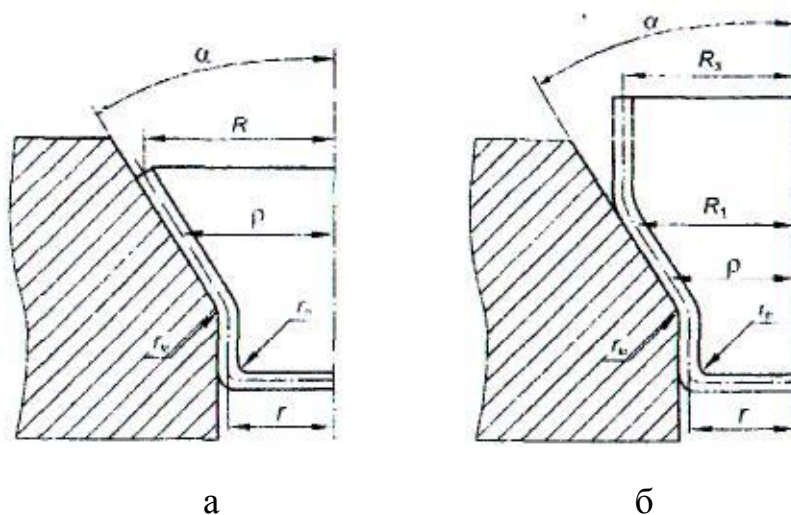


Рис. 88 – Схема осередку деформації при витяжці циліндричної деталі з плоскої заготовки та наступних переходів витяжки

Витяжка здійснюється за допомогою матриці та пуансона. Пуансон натискає на середню частину заготовки та втягує її в матрицю. Форма робочої поверхні матриці найчастіше виконується конічною або радіальною.

Необхідно зазначити, що при листовій витяжці осередок деформації локалізується на конічній або радіальній ділянці матриці. Інша частина металу знаходиться в пружному стані. Руйнування металу найчастіше відбувається у небезпечному перетині – тобто на

ділянці переходу від бокової до торцевої поверхні пуансон.

Розрізняють витяжку без потоншення стінки та з її потоншенням в процесі деформації. При витяжці без потоншення стінки деформація здійснюється за рахунок зменшення діаметру заготовки при порівняно незмінній товщині стінки. При витяжці з потоншенням стінки діаметр деталі змінюється незначно, а деформація здійснюється за рахунок зменшення товщини стінки. Далі наведено аналіз процесу витяжки без потоншення стінки [30,32].

Втягування пуансоном заготовки у матрицю призводить до виникнення меридіональних розтягуючих напружень σ_r . Дія напружень σ_r викликає у фланці виникнення тангенціальних стискаючих напружень σ_θ . Схеми напруженого та деформованого стану на конічній ділянці матриці (рис.89) однакові для першого та наступного переходів витяжки.

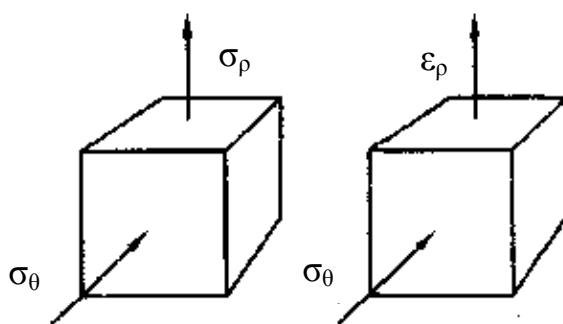


Рис. 89 – Схеми напруженого та деформованого стану заготовки на конусі матриці

В деяких випадках витяжку здійснюють з додатковим притиском фланця (рис.90).

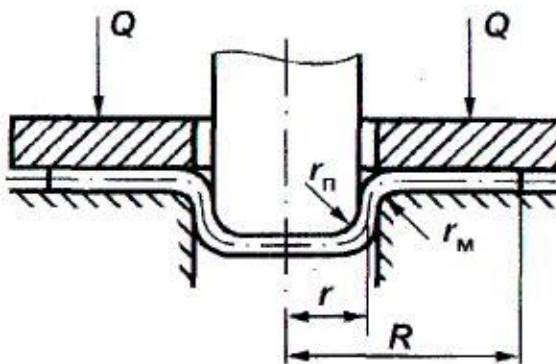


Рис. 90 – Схема витяжки з притиском фланця

5.7 Обтиск та роздача металу

Операція обтиску виконується для зменшення поперечних розмірів крайової частини порожнистих циліндричних (трубчастих) заготовок. Деформування заготовки робиться шляхом її проштовхування в порожнину матриці. Форма робочої поверхні матриці залежить від необхідної форми деталі. Найбільш простим та розповсюдженим випадком обтиску є деформування заготовок в конічній матриці.

В зоні деформації заготовка перебуває в стані всебічного стиснення, в результаті чого відбувається зменшення діаметру заготовки з одночасним збільшенням її товщини та довжини.

Роздача є операцією, протилежною обтиску. Ця операція призначена для збільшення поперечних розмірів крайової частини порожнистих (трубчастих) заготовок. Деформування здійснюється зануренням в заготовку пуансону з діаметром, що збільшується по довжині.

6 ЕЛЕМЕНТИ ТЕОРІЇ ВОЛОЧІННЯ СУЦІЛЬНИХ ПРОФІЛІВ

Волочіння є четвертим переділом металургійного виробництва, що поставляє народному господарству холоднотягнуті вироби у вигляді дроту, прутків, фасонних профілів та труб.

6.1 Визначення та різновиди процесів волочіння

Волочінням називається спосіб обробки металів тиском, при якому вихідна заготівка з постійним поперечним перетином під дією тягнучого зусилля P примусово протягується крізь звужувальний канал волочильного інструменту (волоки). При цьому поперечний перетин протягнутого металу зменшується, приймаючи форму вихідного отвору волоки, а смуга відповідно подовжується. В результаті протікання пластичної деформації при волочінні збільшується міцність металу, а зменшується пластичність [33,34].

Тягнуче зусилля P , що необхідне для здійснення процесу волочіння, називають силою волочіння, а силу Q , що приложена до кінця заготівки, яка входить до волоки, називається силою протинатягу. Наявність протинатягу полоси при волочінні обумовлює зниження нормальних контактних напружень в зоні деформації, внаслідок чого підвищується експлуатаційна стійкість волоки.

Процес волочіння завжди відбувається із застосуванням технологічного змащення, що подається на протягуючу заготівку та в волоку зі сторони входження металу. Використання технологічного змащення дозволяє зменшити контактне тертя в волоці, підвищити стійкість волоки та знизити витрату енергії при волочінні.

Пластична деформація зменшення площі поперечного перетину суцільного профілю (в першому переході) від початкової площі F_0 до кінцевої F_1 протягнутого профілю здійснюється в об'ємі металу, що має назву осередок або зона деформації, та характеризується коефіцієнтом витяжки μ , відносним обтисненням ε та інтегральною деформацією подовження e за перехід, що визначаються за формулами:

$$\begin{aligned}\mu &= \frac{F_0}{F_1}; \\ \varepsilon &= \frac{(F_0 - F_1)}{F_0} = 1 - \frac{1}{\mu}; \\ e &= \ln\left(\frac{F_0}{F_1}\right) = \ln \mu.\end{aligned}\tag{6.1}$$

Деформація металу при волочінні до заданого перетину може здійснюватися за один або декілька послідовних обтиснень (переходів).

Відношення сили волочіння P до площі поперечного перетину протягнутого профілю F_1 називають напруженням волочіння, звідки:

$$P = \sigma_{\text{вол}} F_1.\tag{6.2}$$

Однією з основних особливостей існування процесу волочіння є умова, при якій розтягуюче напруження в кінці полоси, що виходить з волоки, не повинно перевищувати межу текучості протягнутого металу, тобто $\sigma_{\text{вол}} \leq \sigma_{T1}$. В іншому випадку після виходу з волоки смуга буде додатково розтягуватися, що може призвести до зниження якості протягнутого профілю або, навіть, обриву при волочінні. Тому часткові витяжки за перехід при волочінні, як правило, не перевищують 1,4-1,6.

Практично волочіння здійснюють з деяким запасом міцності протягнутого металу, значення якого характеризується коефіцієнтом запасу міцності:

$$\gamma = \frac{\sigma_{T1}}{\sigma_{\text{вол}}} \approx \frac{\sigma_{\text{с1}}}{\sigma_{\text{вол}}},\tag{6.3}$$

де $\sigma_{\text{с1}}$ – межа міцності протягнутого металу.

Важливою характеристикою процесу волочіння є потужність волочіння N , за визначається за формулою:

$$N = P v_1 = \sigma_{\text{вол}} F_1 v_1,\tag{6.4}$$

де v_1 – швидкість волочіння.

За характером течії металу в зоні деформації та методів розрахунку робочих напружень процеси волочіння суцільних профілів можна поділити на наступні групи:

- волочіння круглих профілів;
- профілів з поперечним перетином, що близькі до круглих;
- прямокутних профілів;

- профілів з поперечним перетином, що близькі до прямокутних,
- профілі з поперечними перетинами складних форм.

Вид контактного тертя в осередку деформації в більшості визначає методи розрахунку енергосилових параметрів процесів волочіння. Тому розрізняють волочіння:

- з граничним характером контактного тертя;
- в режимі рідинного тертя;
- при змішаному режимі тертя.

За конструкцією волочильного інструменту розрізняють:

- волочіння в стаціонарних волоках;
- волочіння в волоках з рухомими контактними поверхнями.

Волочіння відбувається в основному в холодному стані. Основна перевага гарячої обробки тиском – зменшення опору деформації – може бути використано тільки частково, тому що при нагріві одночасно зі зниженням опору деформації знижується й міцність кінця полоси, що виходить з волоки. Крім того, при нагріві на поверхні металу утворюються окисли, що знижують умови роботи змащення. Це призводить до збільшення тертя та робочих напружень в процесі волочіння.

Волочіння з попереднім нагрівом металу перед волокою застосовують при обробці важко деформованих металів та сплавів.

6.2 Волочіння сталевого дроту

Теоретичне визначення напруження та сили волочіння можливо тільки при деяких припущеннях, що хоча й спрощують реальний процес, наближаючи його до ідеальної схеми, але дозволяють з достатньої для практичних цілей точністю встановлювати енергосилові умови процесу [33,34]. Це наступні основні допущення:

1. Деформація дроту починається в геометричній площині входження металу в осередок деформації та закінчується в геометричній площині виходу. Не враховується вплив зон позаконтактної деформації.

2. Швидкість деформації в даному перетині дроту однакова та змінюється тільки в напрямку волочіння. Використовується гіпотеза плоских перетинів: перетини, плоскі до деформації, залишаються плоскими й у процесі деформації. Однак дослід з координатною сіткою показують значний вигин вертикальних ліній та

незастосовність гіпотези плоских перетині.

Розглянемо волочіння суцільного профілю круглого перетину через волоку з конічною формою робочої зони при зазначених припущеннях [34].

Складемо диференціальне рівняння рівноваги елементарного обсягу металу, виділеного в осередку деформації на відстані x від площини виходу (рис.91):

$$-\sigma_x F_x + (\sigma_x + d\sigma_x)(F_x + dF_x) + p_x \sin \alpha dF_k + t_x \cos \alpha dF_k = 0, \quad (6.5)$$

де σ_x – часткові напруження, що розтягують;

p_x та t_x – питомий тиск та сила контактного тертя відповідно;

F_x – площа поперечного перетину смуги на відстані x від площини виходу;

dF_k – площа контакту елементарного обсягу з волокою;

α – напівкут волоки.

Приймаємо закон контактного тертя в вигляді закону Амонтона-Кулона:

$$t_x = f p_x.$$

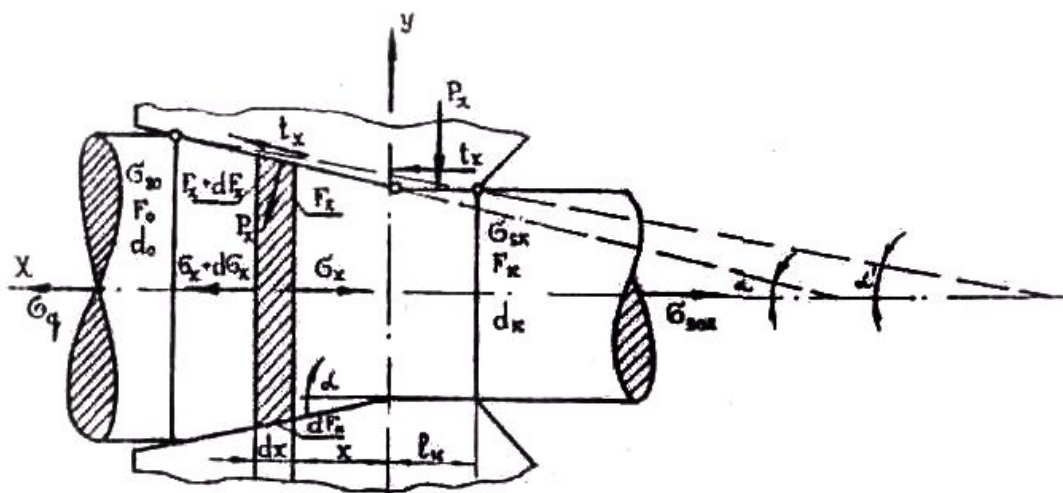


Рис. 91 – Схема сил, що діють в осередку деформації при волочінні

Тоді рівняння (6.5) запишемо у вигляді:

$$\frac{d\sigma_x}{dF_x} + \frac{\sigma_x}{F_x} + \frac{p_x}{F_x} (1 + f \operatorname{ctg} \alpha) = 0. \quad (6.6)$$

Рівняння (6.6) зручно вирішувати у функції поточного значення

випряжки $\mu_x = \frac{F_0}{F_x}$.

$$\frac{d\sigma_x}{d\mu_x} + \frac{\sigma_x}{\mu_x} - \frac{p_x}{\mu_x} (1 + f \operatorname{ctg} \alpha) = 0. \quad (6.7)$$

Наближена умова пластичності для різнойменної схеми напруженого стану при волочінні має вигляд

$$\sigma_1 - (-\sigma_3) = \sigma_{sx};$$

$$\sigma_1 + \sigma_3 = \sigma_{sx},$$

де $\sigma_1 = \sigma_x$ — часткове напруження, що розтягує;

$\sigma_2 = \sigma_3 p_x \cos \alpha + t_x \sin \alpha = p_x (\cos \alpha + f \sin \alpha)$ — вертикальна складова питомого тиску та сили тертя.

Для напівкутів волоки $\alpha = 4 - 6^\circ$, значення $\cos \alpha$ близьке до одиниці, а добуток $t_x \sin \alpha$ при $f = 0,03 - 0,06$ є нескінченно малою величиною другого порядку. Тому приймаємо, що:

$$\sigma_2 = \sigma_3 = p_x. \quad (6.8)$$

При прийнятих припущеннях умова пластичності має вигляд:

$$\sigma_x + p_x = \sigma_{sx}, \quad (6.9)$$

де $\sigma_{sx} = \sigma_{s0} + m(\mu_x + 1)$ — поточне значення границі текучості;

m — модуль зміцнення,

$$m = \frac{\sigma_{sk} - \sigma_{s0}}{\mu - 1}; \quad (6.10)$$

де σ_{s0} та σ_{sk} — початкове та кінцеве значення меж текучості матеріалу при кінцевій витяжці μ за прохід.

Вирішення рівняння (6.7) з урахуванням (6.10) при граничних умовах $\mu_x = 1$; $\sigma_x = \sigma_q$ (σ_q — напруження протинатягу) встановлює розподіл часткового напруження, що розтягує, по довжині осередку деформації:

$$\sigma_x = \sigma_{sx} - \frac{(m - \sigma_{s0})(\mu_x^{fctg\alpha} - 1)}{fctg\alpha \mu_x^{fctg\alpha}} + \frac{\sigma_{s0} - \sigma_q}{fctg\alpha}. \quad (6.11)$$

З урахуванням умови пластичності, підставивши (6.9) в (6.11), знайдемо закон розподілу питомого тиску по довжині осередку деформації при волочінні у монолітній волоці:

$$p_x = \frac{(m - \sigma_{s0})(\mu_x^{fctg\alpha} - 1)}{fctg\alpha \mu_x^{fctg\alpha}} + \frac{\sigma_{s0} - \sigma_q}{fctg\alpha}. \quad ()$$

Приймаючи значення $\mu_x = \mu$ в рівнянні (6.11), одержуємо напруження волочіння

$$\sigma_{вол} = \sigma_{sk} - \frac{(m - \sigma_{s0})(\mu^{fctg\alpha} - 1)}{fctg\alpha \mu^{fctg\alpha}} + \frac{\sigma_{s0} - \sigma_q}{fctg\alpha}. \quad (6.13)$$

Рівняння (6.13) визначає напруження волочіння, що необхідне

для пластичної формозміни при даній витяжці за прохід, подолання зовнішнього тертя в робочій зоні волоки та протинатягу.

Розглянемо задачу волочіння смуги круглого перетину при законі контактного тертя за Зібелем.

З рівняння (6.5) можна записати:

$$\frac{d\sigma_x}{d\mu_x} - \frac{\sigma_x}{\mu_x} - \frac{p_x + t_x \frac{a}{f}}{\mu_x} = 0, \quad (6.14)$$

де $a = fctg\alpha$.

Підставивши значення питомої сили тертя у виді закону Зибеля

$$t_x = f\sigma_{sx} = f[\sigma_{s0} + m(\mu_x - 1)], \quad (6.15)$$

одержуємо:

$$\frac{d\sigma_x}{d\mu_x} - \frac{\sigma_x}{\mu_x} - \frac{p_x}{\mu_x} + \frac{m - \sigma_{s0}}{\mu_x} = 0. \quad (6.16)$$

З урахуванням граничних умов та рівняння пластичності отримуємо розподіл подовжніх напружень, що розтягують, по довжині осередку деформації при законі тертя за Зібелем:

$$\sigma_x = m(1 + fctg\alpha)(\mu_x - 1) - (m - \sigma_{s0})(1 + fctg\alpha)\ln \mu_x + \sigma_q. \quad (6.17)$$

При значенні $\mu_x = \mu$ одержуємо напруження волочіння:

$$\sigma_{вол} = (1 + fctg\alpha)[m(\mu - 1) - (m - \sigma_0)\ln \mu] + \sigma_q. \quad (6.18)$$

Рівняння (6.18) характерно тим, що дозволяє визначити складові напруження волочіння, що необхідні для здійснення пластичної формозміни та для подолання сил контактного тертя.

При відсутності тертя на контакті напруження волочіння, достатнє для пластичної деформації, дорівнює:

$$\sigma_{вол}^d = [m(\mu - 1) - (m - \sigma_0)\ln \mu] + \sigma_q. \quad (6.19)$$

При відсутності протинатягу, зміцнення ($m = 0$) та при $\sigma_s = \frac{\sigma_{s0} + \sigma_{sk}}{2}$, маємо:

$$\sigma_{вол}^d = \sigma_s \ln \mu = \sigma_s \ln \frac{F_0}{F_1}. \quad (6.20)$$

Складова напруження волочіння, необхідна для подолання контактного тертя:

$$\sigma_{вол}^t = (1 + fctg\alpha)[m(\mu - 1) - (m - \sigma_0)\ln \mu] + \sigma_q; \quad (6.21)$$

при $m = 0$ та $\sigma_s = \frac{\sigma_{s0} + \sigma_{sk}}{2} = const$, отримуємо:

$$\sigma_{вол}^t = \sigma_s \ln \frac{F_0}{F_1} fctg\alpha. \quad (6.22)$$

Як впливає з рівнянь (6.21) та (6.22), частина напруження волочіння, необхідна для подолання сил контактного тертя, відрізняється від тиску, достатнього для пластичної формозміни на величину $fctg\alpha$. Типові значення цих параметрів, що зустрічаються в практиці волочіння представлені в таблиці:

f	α , при значенні величини $fctg\alpha$			
	3	4	5	6
0,05	0,95	0,72	0,58	0,48
0,075	1,43	1,07	0,86	0,71
0,1	1,91	1,43	1,15	0,95

Результати розрахунку показують, що для подолання сил контактних сил тертя з урахуванням геометрії осередку деформації необхідно затратити від 20 до 50 % корисної потужності, та це значення буде тим більше, чим вище втрата на тертя й менше напівкут волоки. Тому врахування втрат на тертя при розрахунку силових умов в процесі волочіння необхідний.

Рівняння не враховують додаткових втрат на подолання контактного тертя в циліндричній зоні монолітної волоки. Вирішуючи спільно диференціальне рівняння рівноваги елемента в циліндричній зоні (рис.91), отримуємо:

$$d\sigma_x F_1 - t_x \pi d_1 dx = 0 \quad (6.23)$$

та умови контактного тертя за Зібелем:

$$t_x = f\sigma_{xk} = f[\sigma_{s0} + m(\mu - 1)], \quad (6.24)$$

з урахуванням граничних умов, що при $\mu_x = \mu$ $\sigma_x = \sigma$, одержуємо величину додаткового напруження, що враховує вплив циліндричної зони волоки:

$$\Delta\sigma_{вол} = \frac{4f}{d_1} \sigma_{sk} l_y, \quad (6.25)$$

де d_1 – діаметр дроту при виході з волоки;

l_y – довжина циліндричної зони.

Як правило, $l_y = 0,5d_1$, тоді:

$$\Delta\sigma_{вол} = 2f\sigma_{sk}. \quad (6.26)$$

Врахування додаткових втрат на тертя в циліндричній зоні

волоки в деяких випадках дає істотне виправлення до кінцевого результату.

Якщо в рівнянні (6.18) виключити зміцнення металу ($m=0$) та прийняти, що $\sigma_s = \frac{\sigma_{so} + \sigma_{sk}}{2}$, то одержуємо рівняння С.І. Губкіна та А.Я. Хейна:

$$\sigma_{вол} = \sigma_s \frac{1 + fctg\alpha}{fctg\alpha} \left[1 - \left(\frac{F_1}{F_0} \right)^{fctg\alpha} \right] + \sigma_q \left(\frac{F_1}{F_0} \right)^{fctg\alpha}. \quad (6.27)$$

Якщо додатково виключити протинатяг ($\sigma_q = 0$), одержуємо рівняння Закса:

$$\sigma_{вол} = \sigma_s \frac{1 + fctg\alpha}{fctg\alpha} \left[1 - \left(\frac{F_1}{F_0} \right)^{fctg\alpha} \right]. \quad (6.28)$$

Якщо в рівнянні (6.18) замість напівкута робочої зони α прийняти приведенне його значення:

$$tg\alpha' = \frac{(d_0 - d_k)tg\alpha}{d_0 - d_k + 2\ell tg\alpha}. \quad (6.29)$$

де ℓ – довжина циліндричної зони волоки.

Одержимо спрощене рівняння І.Л. Перлина:

$$\sigma_{вол} = \sigma_s \left(1 + \frac{tg\alpha'}{f} \right) \left[1 - \left(\frac{F_1}{F_0} \right)^{\frac{f}{ctg\alpha'}} \right] + \sigma_q \left(\frac{F_1}{F_0} \right)^{\frac{f}{ctg\alpha'}}. \quad (6.30)$$

Якщо з рівнянні (6.18) виключити вплив зміцнення ($m=0$) та прийняти постійним значення границі текучості $\sigma_s = \frac{\sigma_{so} + \sigma_{sk}}{2}$, то одержуємо формулу О.П.Гавриленко:

$$\sigma_{вол} = \sigma_s (1 + fctg\alpha) \frac{F_0 - F_1}{F_0}, \quad (6.31)$$

та формулу Э.Зібеля:

$$\sigma_{вол} = \sigma_s (1 + fctg\alpha) \ln \frac{d_0^2}{d_1^2}. \quad (6.32)$$

Існує ряд емпіричних формул для розрахунку напруження волочіння. Ф.Кербер та А.Эйхінгер вивели наступну залежність:

$$\sigma_{вол} = \sigma_s \left[\ln \frac{F_0}{F_1} \left(1 + \frac{f}{\alpha} \right) + 0,77\alpha \right]. \quad (6.33)$$

Аналогічну залежність запропонував Э.Зібель:

$$\sigma_{\text{вол}} = \sigma_s \left[\ln \frac{F_0}{F_1} \left(1 + \frac{f}{\alpha} \right) + \frac{2}{3} \alpha \right]. \quad (6.34)$$

Р.Б.Фарбарів показав, що при сформованій у сталедротовому виробництві практиці сухого волочіння сталевих вуглецевих дротів можна використовувати наступну формулу:

$$T_B = 0,6 d_0^2 \sqrt{q \sigma_B}, \quad (6.35)$$

де T_B – сила волочіння;

q – величина приватного обтиснення;

$$\sigma_B = \frac{\sigma_{BO} + \sigma_{BK}}{2} \text{ – межа міцності дроту.}$$

Сила волочіння, необхідна для здійснення деформації в монолітній волоті:

$$T_B = \sigma_{\text{вол}} F_1. \quad (6.36)$$

де F_1 – площа поперечного перетину металу після волочіння.

Силу волочіння можна знайти, виходячи з потужності, що споживається волочильним станом:

$$T_B = 102 \frac{N_B \eta}{V_B}, \quad (6.37)$$

де N_B – потужність, що витрачається на волочіння;

$\eta = 0,87 - 0,95$ – ККД стану;

V_B – швидкість волочіння.

Незважаючи на прийняті припущення, теоретичні розрахунки дають задовільний збіг розрахункових та досвідних даних за рахунок усереднення внесених у розрахунок величин.

Застосування рівняння (6.30) має кращу збіжність з експериментальними даними при волочінні сталевих дротів різних типорозмірів у широкому діапазоні хімічного складу.

Теоретичні рівняння для визначення сили та напружень волочіння наочно відбивають вплив основних технологічних факторів (кута робочої зони волоки, одиничного обтиснення, коефіцієнту тертя, протинатягу, опору металу деформації) на силові умови процесу.

6.3 Волочіння у здвоєних волоках

Часто деформацію в монолітних волоках ведуть з протинатягом. Переваги протинатягу загальновідомі: це ефективний спосіб зниження тиску металу на інструмент, поліпшення умов для прохо-

дження змащення в осередок деформації, більш сприятливий та рівномірний розподіл температури по перетині дроту тощо, що в комплексі приводить до значного поліпшення працездатності інструмента й якості дроту [35].

Конструкції станів з ковзанням, петлевого та прямоточного типів передбачають створення регульованого протинатягу при волочінні, чого немає на станах магазинного типу.

Широке поширення має волочіння із застосуванням здвоєного інструмента, коли деформація дроту в кожному переході здійснюється через дві послідовно розташовані монолітні волокни (рис.92). Встановлення здвоєних (а іноді й строєних) волок можливе на волочильних станах будь-яких конструкцій. У цьому випадку перша волокна створює для другої волокни регульований протинатяг, що чисельно дорівнює напруженню волочіння ($\sigma_{вол1} = \sigma_{q2}$) в першій волоті. До всіх переваг волочіння з противонатягом при деформації дроту в здвоєному інструменті додається позитивний ефект за рахунок формування на поверхні дроту щільного шару технологічного змащення після проходження металу через першу волокни. Цей ефект необхідно використовувати при волочінні катанки після механічного видалення окалини, коли свіжоочищена поверхня погано захоплює технологічне змащення.

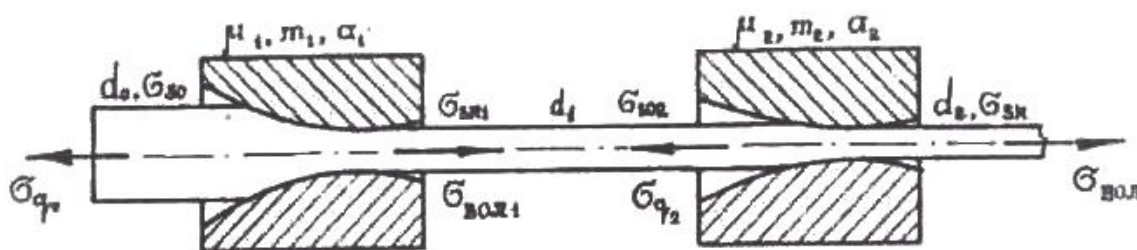


Рис. 92 – Схема волочіння в здвоєних волокнах

На основі рівняння (6.18) та умови $\sigma_{q2} = \sigma_{вол1}$, $\sigma_{sk1} = \sigma_{so2}$ (рис.92), визначаємо напруження волочіння при деформації металу у здвоєнному інструменті:

$$\sigma_{вол} = \sigma_{sk} - \sigma_{so} \left\{ \frac{\left[\frac{m_2 - m_1(\mu_1^{a_1} - 1)}{\sigma_{so}} - 1 \right] (\mu_2^{a_2} - 1)}{a_2 \mu_2^{a_2}} + \frac{\left(\frac{m_1}{\sigma_{so}} - 1 \right) (\mu_1^{a_1} - 1)}{a_1 \mu_1^{a_1} \mu_2^{a_2}} + \frac{1 - \frac{\sigma_q}{\sigma_{so}}}{\mu_1^{a_1} \mu_2^{a_2}} \right\}. \quad (6.38)$$

Введення додаткового деформуючого інструмента в лінію волочіння призводить до збільшення загального напруження волочіння. Не розглядаючи питання розподілу обтиснень в здвоєному інструменті, відзначимо, що величина сумарної деформації ($\mu = \mu_1 \mu_2$), як й величини витяжки за прохід при звичайному волочінні, повинна відповідати критерію запасу міцності смуги $[\gamma]$ між інструментом та барабаном, що тягне:

$$\gamma = \frac{\sigma_{sk}}{\sigma_{вол}} \geq [\gamma]. \quad (6.39)$$

Граничне значення коефіцієнта запасу $[\gamma]$, що забезпечує стабільний процес волочіння, встановлено з практики виготовлення дроту різних типорозмірів.

Діаметр дроту, мм	Коефіцієнт запасу $[\gamma]$
1,0.....	1,4
1,0—0,4.....	1,5
0,4—0,1.....	1,6
0,1—0,05.....	1,8
0,05—0,015.....	2,0
Прутки та профілі.....	1,35—1,4

7 КОНТРОЛЬНІ ЗАПИТАННЯ ТА ЗАВДАННЯ

Питання для самоперевірки

1. Дати визначення процесу прокатування, назвати його різноманітності.
2. Яким чином характеризується простий процес прокатки?
3. Дати визначення осередку деформації, назвати параметри, які його характеризують.
4. Що таке кут захвату і довжина осередку деформації?
5. Перелічить коефіцієнти деформації.
6. Що уявляє собою параметр форми осередку деформації в поздовжньому напрямку?
7. Записати умову початкового захоплення смуги валками.
8. Дати визначення кута тертя та коефіцієнту тертя.
9. Записати умову захоплення в сталому процесі прокатування.
10. Як впливають на умови захоплення діаметр валків, умови тертя?
11. Вивести рівняння сталості миттєвих обсягів металу при прокатуванні, розглянути власні випадки.
12. Як зв'язати між собою швидкості руху смуги на межах осередку деформації?
13. В чому сутність гіпотези плоских перетинів?
14. Запишіть рівняння рівноваги контактних сил в осередку деформації при прокатуванні.
15. Запишіть формулу І.М. Павлова для кута нейтрального перетину та проаналізуйте її.
16. Чому дорівнює максимальне значення кута нейтрального перетину в простому процесі прокатування?
17. Охарактеризуйте процес прокатування, коли кут нейтрального перетину дорівнює нулю.
18. Що уявляє собою зона прилипання?
19. Що називається випередженням та відставанням при прокатуванні?
20. Запишіть формулу Дрездена для визначення випередження.
21. Як впливає параметр форми осередку деформації в поздовжньому напрямку на величину випередження?
22. Запишіть формули для визначення швидкості деформації при прокатуванні.

23. Намалюйте схему поділу осередку деформації в плані. Покажіть зони відставання, випередження та поширення.

24. В яких випадках прокатування має місце вільне, обмежене та змушене розширення?

25. Як впливає на поширення зовнішнє тертя?

26. Як впливає швидкість прокатування на коефіцієнт тертя при гарячому та холодному деформуванні?

27. Як впливає підвищення температури металу на коефіцієнт тертя при гарячому прокатуванні?

28. З'ясуйте різницю в коефіцієнтах тертя при захопленні смуги валками та при сталому процесі прокатування.

29. Назвіть діапазон зміни коефіцієнту тертя при гарячому та холодному прокатуванні.

30. Назвіть причини нерівномірного розподілу тиску на контактній поверхні осередку деформації.

31. Що називається середнім контактним тиском?

32. Чому величина середнього контактного тиску відрізняється від напруження текучості?

33. Намалюйте епюри контактного тиску при кутах захоплення, що є більшими за кут тертя.

34. Який основний параметр впливає на коефіцієнт підпору при прокатуванні високих смуг?

35. Назвіть величини зусилля прокатування на блюмінгах, слябінгах, листових та сортопрокатних станах.

36. Чим пояснюється вплив швидкості деформації на напруження текучості?

37. Чим пояснюється вплив ступеня деформації на напруження текучості?

38. Які вихідні дані необхідні для визначення напруження текучості при гарячому та холодному прокатуванні?

39. Покажіть на схемі напрямок рівнодіючої всіх сил при прокатуванні.

40. Які фактори впливають на момент та міцність прокатування?

41. Що називається коефіцієнтом корисної дії процесу прокатування?

42. Як змінюється кут нейтрального перетину при дії переднього натягу?

43. Як змінюється випередження при дії переднього натягу?

44. Який вплив на поширення має дія заднього натягу?
45. Як змінюється тиск при прокатуванні із заднім натягом?
46. Що таке швидкість ковзання при прокатуванні?
47. Від яких факторів залежить величина сплющеного кута?
48. Що таке задня зовнішня зона?
49. В чому полягає метод приведеної смуги?
50. В якому випадку прокатки виникає однозонне ковзання металу в осередку деформації.
51. Що таке кут подачі при гвинтовій прокатці?
52. Як обертаються валки при гвинтовій прокатці?
53. Чому при прошивці заготовки утворюється внутрішня порожнина?
54. Як формулюється закон постійності секундних об'ємів при прошивці?
53. Яка сила необхідна для деформації металу при штамповці в заключний момент?
54. Для чого при штамповці в закритих штампах застосовують виштовхувач?
55. В яких межах змінюється сумарний коефіцієнт витяжки або прошивки?
56. Як впливає скручування металу при прошивці на якість гільзи?
57. Скільки стадій захоплення металу при прошивці та в чому їх суть?
58. Що таке критичне обтиснення та овалізація при прошивці на стані гвинтової прокатки?
59. Які фактори впливають на силу та момент при гвинтовій прокатці?
60. Яка схема напруженого стану металу при штамповці в закритих штампах?
61. В чому суть листового штампування.?
62. Що таке штамповка у відкритих калібрах?
63. Що уявляє собою відносне обтиснення при волочінні?
64. З якою метою застосовують при волочінні протинатяг?
65. Чим відрізняється процес прокатування від роликового волочіння?
66. Що уявляє собою сила волочіння?
67. Які напруження діють при волочінні?
68. З якою метою застосовують подвійну прокатку?

Завдання на самостійну роботу

1. При яких значеннях параметрів процес прокатки є неможливим?

$$\frac{l_d}{h_{cp}} = 0,3 \quad 0,8 \quad 1,2$$

$$\varepsilon = 0,2 \quad 0,3 \quad 0,4$$

2. Визначити параметр форми осередку деформації в поздовжньому напрямку, якщо відносне обтиснення складає 20 % , кут захоплення - 0,3 рад.

3. Визначити величину коефіцієнту тертя, якщо відомо, що випередження дорівнює 10 %, параметр форми осередку деформації в поздовжньому напрямку – 2, відносне обтиснення – 20 %, радіус валку – 100 мм.

4. Обґрунтуйте вплив початкової товщини смуги на розмір випередження.

5. Відомі швидкості обертання валків та їхній діаметр, відносне обтиснення, товщина смуги в нейтральному перетині, прокатка є плоскою з відомим параметром форми осередку деформації в поздовжньому напрямку. Визначити швидкість смуги в перетині входження металу в валки.

6. Кут захоплення дорівнює 0,2 рад. Діаметр валків 100 мм, випередження 10 %, лінійна швидкість обертання валків складає 0,3 м/с, а товщина смуги в нейтральному перетині – 1 мм. Визначити швидкість смуги в перетині входження металу в валки.

7. Визначити середнє значення коефіцієнту тертя при прокатці в умовах, коли кут захоплення дорівнює 0,2 рад, швидкість смуги та валків в перетині виходу металу з осередку деформації однакові.

8. Вивести формулу для визначення довжини осередку деформації при прокатуванні в валках нерівного діаметру.

9. В чому сутність методу плоских перетинів?

10. Поясніть, чому кут нейтрального перетину є регулятором рівноваги контактних сил тертя при прокатуванні.

11. Вивести формулу для визначення зміщеного обсягу по висоті в зоні відставання.

12. Поясніть, при яких умовах прокатування може відбуватися процес з негативним випередженням.

13. Чому при прокатуванні у валках нерівного діаметру смуга може загинатися при виході із валків у різні сторони?

14. Чому дорівнюють граничні умови захоплення при прокатці з одним неприводним валком?

15. Виведіть формулу для визначення відставання при прокатуванні.

16. Визначити величину випередження при прокатці смуги в наступних умовах: відносне обтиснення дорівнює 20 %, коефіцієнт тертя – 0,3, початкова товщина прокату – 0,5 мм, радіус валків – 230 мм, зусилля прокатки 1000 т, задній питомий натяг – 5 кг/мм², ширина металу 1000 мм.

17. Відомі: середня швидкість деформації – 10 1/сек, відносне обтиснення – 30%, діаметр валків – 200 мм, обтиснення – 20 %, випередження – 10%. Визначити швидкість смуги при входженні металу в валки.

18. Визначте величину коефіцієнту тертя, якщо випередження 10 %, діаметр валків – 200 мм, обтиснення – 20%, початкова товщина смуги – 6 мм.

19. Визначте швидкість деформації при рівній осадці зразка, якщо відомо, що за 1 с зразок змінив свою товщину з 60 до 30 мм.

20. Визначити відносний коефіцієнт поздовжньої деформації, якщо відомо, що деформація є плоскою, початкова товщина смуги 5 мм, абсолютне обтиснення 2 мм, початкова довжина 300 мм.

21. Визначити швидкість прокатки в останньої кліті безперервного широкосмугового п'ятиклітьового стану, якщо відомо, що обтиснення в кожній кліті дорівнює 30%, середня швидкість деформації та випередження в першій кліті дорівнюють відповідно 15 1/с та $S=0,05$, діаметр робочих валків – 500 мм, товщина підкату 3 мм.

22. Знайти швидкість смуги при входженні в валки при плоскій прокатці, якщо випередження 10 %, лінійна швидкість обертання валків 5 м/с та коефіцієнт витяжки – 1,3.

23. Визначте величину випередження, якщо діаметр валків дорівнює 200 мм, середнє значення коефіцієнту тертя 0,3, абсолютне обтиснення 2 мм, початкова товщина смуги 6 мм.

24. Знайти величину поширення при прокатуванні, якщо відомо, що деформація мала, діаметр валків 300 мм, кут захоплення 0,1 рад, коефіцієнт тертя 0,2, випередження 2%, початкова ширина 40мм, відносна повздовжня деформація 1,4.

25. Поясніть вплив абсолютного обтиснення на поширення

металу.

26. Поясніть причини утворення того чи іншого виду бокової поверхні смуги при прокатуванні.

27. Як пов'язані випередження та зміщений обсяг металу в зоні випередження при прокатуванні?

28. Визначити повне зусилля прокатки, якщо відомо, що середній тиск в осередку деформації дорівнює 150 МПа, діаметр валків 200 мм, обтиснення 2 мм і ширина смуги 100 мм.

29. Визначити величину рівнодіючої всіх сил в осередку деформації, якщо відомо, що середній тиск дорівнює 300 МПа, коефіцієнт тертя 0,3, радіус валків 200 мм, обтиснення 10 мм. ширина смуги 150 мм.

30. Сталий процес прокатки ведеться із заднім натягом. Визначити його величину, якщо відомо, що рівнодіюча всіх сил прикладена в середній частині дуги захоплення, дорівнює 5 МН і складає кут 30° з вертикаллю.

31. Визначити розмір питомого переднього натягу, якщо відомо, що рівнодіюча усіх сил направлена вертикально, обтиснення 20 %, початкова товщина смуги 10 мм, задній натяг 10 кН.

32. Визначити, чи ведеться прокатка з натягом або підпором, якщо відомо, що середній тиск в осередку деформації дорівнює 113 МПа, коефіцієнт тертя – 0,3, кут захоплення – $0,25$ рад, радіус валків – 100 мм.

33. Визначити розмір заднього питомого натягу q_0 смуги, якщо відомо, що прокатування ведеться з обтисненням ε , рівнодіюча усіх сил спрямована вертикально, а величина переднього натягу q_1 .

34. Пояснити, чому зі збільшенням швидкості холодної прокатки коефіцієнт тертя зменшується.

35. Розрахуйте величину коефіцієнта тертя при гарячій прокатці на обтискному стані в чавунних валках діаметром 500 мм зі швидкістю 3 м/с, якщо температура металу дорівнює 1250°C , кут захоплення дорівнює 28° та обтиснення – 15 %.

36. Визначити з використанням номограми А.І. Целикова середній тиск при холодній прокатці стали 0,8 кп з обтисненням 10 %, коефіцієнтом тертя 0,1, початковою товщиною 2 мм, радіусом валків 250 мм.

37. Визначити момент прокатки, якщо відомо, що коефіцієнт підпору дорівнює 1,3, середнє значення напруження плинності металу 300 МПа, товщина смуги до та після деформації 8 і 5 мм

відповідно, ширина 1000 мм, процес прокатки ведеться в валках діаметрів 500 мм та коефіцієнт тертя 0,1.

38. Середнє значення питомих сил тертя в осередку деформації дорівнює 20 МПа, обтиснення – 1 мм. Визначити момент, що крутить, якщо прокатка ведеться в валках діаметром 200 мм, а ширина смуги – 100 мм та коефіцієнт тертя – 0,1.

39. Оцінити, чи буде перегріватися обмотка двигуна, якщо номінальна міцність двигуна дорівнює 1400 кВт, швидкість прокатування 15 м/с, діаметр валків 500 мм, зусилля деформації металу складає 20 МН, кут захоплення $28^{\circ}34'$, передаточне відношення редуктора – 20, спільний момент у 1,2 рази більше, чим момент прокатування. Час прокатування 32 с, час паузи – 9с.

40. Такт прокатування складає 38 с, проміжок часу із моменту виходу смуги з кліти до надходження у наступну дорівнює 2 с. Момент на двигун дорівнює 400 кН·м, номінальний момент двигуна 28 кН·м. Визначити, чи підходить даний двигун по перевантаженню та перегріву.

41. Визначити середнє напруження текучості при прокатуванні смуги із сталі 08 кп з температурою 1000°C , абсолютним та відносним обтисненням відповідно 8 мм та 30%, в валках діаметром 600 мм, зі швидкістю 10 м/с, ширина металу – 1000 мм.

42. Побудувати епюру розподілу тиску в осередку деформації при прокатуванні з параметрами: відносне обтиснення дорівнює 20 %, радіус валків 250 мм, початкова товщина 5 мм, коефіцієнт тертя 0,3, середнє напруження текучості деформованого металу – 200 МПа.

43. Визначити момент прокатки, якщо відомо, що деформується свинцева смуга шириною 100 мм, середня напруга текучості – 20 МПа, в осередку деформації дотримується закон пластичного тертя. Прокатка ведеться у валках діаметром 300 мм, випередження дорівнює 5%, початкова товщина смуги – 10 мм, обтиснення – 20%.

44. Визначити зусилля при холодній прокатці смуги з маловуглецевої сталі в першій клітці чотирьохвалкового стану кварто 1700 зі швидкістю 2,7 м/сек. Діаметр валків 600, мм, вихідна товщина 5 мм, кінцева товщина 2,37 мм, ширина смуги 1500 мм, передній і задній натяги смуга рівні та складають 0,2 від середнього напруження текучості. Коефіцієнт тертя 0,08, границя текучості до та після прокатки дорівнює відповідно 230 МПа і 470 МПа.

45. Визначити розмір умовної межі текучості по проходам при

холодному прокатуванні тонких листів товщиною 2 мм із сталі 50, які поступають на стан у відпаленому стані, і прокатуються за два проходи до товщини 1,19 мм з послідовним обтисненням по проходам 30 і 15 % відповідно.

46. Визначити зусилля прокатування в робочій кліті блюмінга 1300. Зливоч масою 125 кН із сталі 08 кп прокатується у першому проході із середньою швидкістю 5 м/с при температурі 1150°C. Вихідні розміри зливка 640x710 мм, після проходу – 560x720 мм.

47. Визначити зусилля при холодному прокатуванні смуги із маловуглецевої сталі в першій кліті чотирьохклітьового стану кварто 1700 зі швидкістю 2,7 м/с. Діаметр валків 600 мм. вихідна товщина 3,5 мм, кінцева товщина 2,37 мм. ширина смуги 1500 мм, передній та задній натяг рівні та складають 0,2 від середнього напруження текучості. Коефіцієнт тертя 0,08, межа текучості до та після прокатування дорівнює відповідно 230 МПа і 470 МПа.

48. Розрахувати тиск металу на валки та момент, що крутить, і необхідну потужність двигуна при холодній прокатці тонких листів у першій кліті безперервного чотирьохклітьового стану 1700, якщо дано: діаметр робочих валків 460 мм, валки сталеві шліфовані, розміри смуги 2,5x1000 мм, після першої кліті 1,36x1000 мм, матеріал смуги ст.08кп, швидкість прокатки 2,35 м/с, змащення мінеральною емульсією, прокатка ведеться з переднім натягом 10 МПа.

49. Розрахувати силу прокатки та момент, що крутить, на слябінгу 1100 при прокатці в четвертому проході сляба зі зливка 640x1100 сталі 3 кп, якщо відомо, що: розміри розкату до та після прокатки в четвертому проході відповідно 445x1060 мм та 372x1074 мм, температура металу 1060°C, швидкість прокатки 1,28 м/с, валки сталеві, зношені, діаметром 1020 мм.

50. Визначити повне зусилля холодного прокатування стрічки із низковуглецевої сталі. Межа текучості металу до прокатування дорівнює 460 МПа, а після деформації - 620 МПа. Товщина стрічки до прокатування 3 мм, після – 2 мм, ширина стрічки – 100 мм, коефіцієнт тертя 0,15 мм, діаметр валків 200 мм, швидкість прокатування 3 м/с.

51. Поясніть залежність коефіцієнта тертя від температури.

58. Які особливості зміни напруження текучості при гарячому та холодному прокатуванні?

59. Від яких параметрів істотно залежить коефіцієнт плеча

моменту?

60. Величина загальної рівнодіючих сил в осередку деформації при простому процесі прокатки дорівнює 300 кН, вона прикладена в центрі дуги захоплення, визначити середню величину коефіцієнта тертя, якщо кут захоплення 0,2 рад.

61. Як впливає технологія прокатування на штампуємість сталей?

62. Як впливає анізотропія листового металу на штампуємість?

63. Яка послідовність операцій при листовому штампуванні?

64. В яких випадках витягування ведеться з притиском заготовки, а в яких – без притиску?

65. За рахунок чого можна зменшити радіальні напруження, що розтягують, при витягуванні без стоншення стінок.

66. В чому особливість витягування без стоншення стінок?

67. Як визначити зусилля при пробиванні листових матеріалів?

68. Способи зниження деформуючого зусилля при пробиванні?

69. Як визначити розміри заготовки при гнутті?

70. Що таке роздача металу?

71. Різновиди схем волочіння?

72. Як впливають різні фактори на силу волочіння?

73. Особливості течії металу при волочінні?

74. Особливості напруженого стану металу при волочінні?

75. Дати визначення коефіцієнтів деформації при волочінні.

76. Як змінюються поздовжні та радіальні напруження по довжині осередку деформації?

77. Вимоги, що висувають до технологічних змащень при волочінні?

78. Роль тертя при волочінні?

79. В чому полягає розрахунок переділів при волочінні.

80. В яких випадках здійснюється підігрів прутка при волочінні?

ЛІТЕРАТУРА

1. Грудев А.П. Теория прокатки. – М.: Металлургия, 1988. – 240 с.
2. Целиков А.И., Гришков А.И. Теория прокатки. – М.: Металлургия, 1970. – 358 с.
3. Смирнов В.С. Теория прокатки. – М.: Металлургия, 1967. – 460 с.
4. Грудев А.П. Захватывающая способность прокатных валков. – М.: "СП Интермет Инжиниринг", 1998. – 283 с.
5. Выдрин В.Н. Динамика прокатных станов. – Свердловск. Металлургиздат., 1960. – 253 с.
6. Чекмарёв А.П., Прокофьев В.И., Галицкий П.П., Гончаров Ю.В., Клименко П.Л. Экспериментальное исследование максимальных углов захвата в установившемся процессе прокатки. // Обработка металлов давлением. Научные труды ДМетИ. т.52 – М.: Металлургия, 1967, с. 79-88.
7. Хейн А.Я. Процесс ленточной и тонколистовой прокатки. – М.: Металлургиздат., 1941. – 247 с.
8. Чекмарёв А.П. О некоторых вопросах теории прокатки. // Теория прокатки. Матер. Всесоюз. научно-техн. конф.: "Теоретические проблемы прокатного производства". – М.: Металлургиздат., 1962, с. 31-56.
9. Павлов И.М., Белосевич В.К. К вопросу об отрицательном опережении при прокатке. // Изв. вузов. Чёрная металлургия, 1964, №9, с. 46-49.
10. Бояршинов М.И., Мельцер В.В. Об отрицательном опережении при прокатке. // Изв. вузов. Чёрная металлургия, 1964, №9, с. 106-112
11. Грудев А.П. Внешнее трение при прокатке. – М.: Металлургия, 1973. – 288 с.
12. Экелунд С. – "Металлург", 1933, №2, с. 78-94.
13. Бахтинов Б.П. Использование резервных сил трения при прокатке на блюминге. // Сталь, 1957, №9, с. 805-809.
14. Клименко П.Л. Контактные напряжения при прокатке с технологической смазкой. // Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. Том 8. Пластична деформація металів. – Дніпропетровськ: "Системні технології", 2005, с. 44-49.

15. Грудев А.П., Тилик В.Т. Технологическая смазка в прокатном производстве. – М.: Металлургия, 1975. – 368 с.
16. Максименко О.П. Элементы клнтактной гидродинамики в исследовании толщины смазочной плёнки при прокатке. // Изв. вузов. Чёрная металлургия, 1991, №2, с.23-26.
17. Горенштейн М.М Увеличение обжатий по условиям трения при прокатке на обжимных станах. – Харьков: Металлургиздат., 1960 – 101 с.
18. Максименко О.П., Самохвал В.М. Исследование процесса прокатки в режиме гидродинамического трения. // Изв. вузов. Чёрная металлургия, 2007, №2, с.40-43.
19. Максименко О.П., Романюк Р.Я., Никулин А.А. Влияние режиима трения на устойчивость прокатки при однозонном скольжении металла в валках. // Изв. вузов. Чёрная металлургия, 2008, №8, с.26-29.
20. Андреюк Л.В., Тюленев Г.Г. Автоматическая зависимость сопротивления деформации металлов от температуры, скорости и степени деформации. // Сталь, 1972, №9.
21. Николаев В.А. Теория и практика процессов прокатки. – Запорожье, ЗГИА, 2002. – 232 с.
22. Зайков М.А. Режимы деформации и усилия при горячей прокатке. – М.: Металлургиздат., 1960. – 300 с.
23. Клименко В.М., Онищенко А.М. Кинематика и динамика процессов прокатки. – М.: Металлургия, 1984. – 222 с.
24. Николаев В.А. Опережение в квадратных калибрах. // Изв. вузов. Чёрная металлургия, 1973, №9, с.81-82.
25. Целиков А.И. Теория расчёта усилий в прокатных станах. – М.: Металлургиздат., 1962. – 494 с.
26. Чекмарёв А.П., Нефёдов А.А., Николаев В.А. Теория продольной прокатки. – Изд-во Харьковского университета, 1965. – 211 с.
27. Максименко О.П., Пыхтин В.В. Анализ контактных напряжений при прокатке с одним холостым валком. // Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. Том 5. Пластична деформація металів. – Дніпропетровськ: “Системні технології”, 2002, с. 147-152.
28. Жуков С.М, Кулаков Л.В., Лохматов А.П, Сивак Э.В. Энергосбережение при непрерывной сортовой прокатке с неприводными рабочими клетями. // Металлургическая и

- горнорудная промышленность, №8-9, 2000, с. 179-182.
29. Друян В.М, Гуляев Ю.Г., Чукмасов С.А. Теория и технология трубного производства: Учебник. – Днепропетровск, РИА “Днепр - ВАЛ”, 2001. – 544 с.
 30. Данченко В.М., Гришкович В.О., Головки О.М. Теорія процесів обробки металів тиском: Підручник. – Дніпропетровськ: “Пороги”, 2008. – 370 с.
 31. Ковка и штамповка. Справочник. / Под ред. Семёнова Е.И. – М.: Машиностроение, 1989. – 304 с.
 32. Аверкиев Ю.А., Аверкиев А.Ю. Технология холодной штамповки. Учебник для вузов. – М.: Машиностроение, 1898. – 304 с.
 33. Ермалюк М.З., Ватрушин Л.С. Волочение цветных металлов. – М.: Металлургия, 1982. – 272 с.
 34. Зыков Ю.С. Теория волочения сплошных профилей: Учебное пособие. / Под ред. Зыкова Ю.С. – К.: УМК ВО, 1991. – 116 с.
 35. Перлин И.Л. Ерманок М.З. Теория волочения. – М.: Металлургия, 1971. – 448 с.

Навчальний посібник

**Максименко Олег Павлович,
Лясота Станіслав Миколайович
Романюк Роман Ярославович**

**ТЕОРІЯ ПРОЦЕСІВ ПРОКАТНОГО, ТРУБНОГО,
КОВАЛЬСКО-ШТАМПУВАЛЬНОГО ТА
ВОЛОЧИЛЬНОГО ВИРОБНИЦТВ**

Підписано до друку
Формат
Тираж

Свідоцтво про внесення суб'єкта видавничої справи до
державного реєстру видавництв серії

Надруковано
ДДТУ
51918
м. Дніпродзержинськ
вул. Дніпробудівська 2