


**ТОВ «ТЕХНІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ  
«МЕТІНВЕСТ ПОЛІТЕХНІКА»**

**МОДЕЛЮВАННЯ ТА КОМП'ЮТЕРНІ ТЕХНОЛОГІЇ  
В ПРОКАТНОМУ ВИРОБНИЦТВІ.  
КУРС ЛЕКЦІЙ**

**методичні вказівки  
до самостійного вивчення  
теоретичної частини дисципліни для  
студентів технічних спеціальностей  
усіх форм навчання другого (магістерського)  
рівня вищої освіти**

*Рекомендовано Науково-методичною радою  
ТОВ «ТЕХНІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ  
«МЕТІНВЕСТ ПОЛІТЕХНІКА»  
(протокол № 4 від «12» березня 2023 р.)  
Обов'язково до розміщення в репозиторії*

Запоріжжя 2023



Методичні вказівки до самостійного вивчення теоретичної частини дисципліни «Моделювання та комп'ютерні технології в прокатному виробництві. Курс лекцій» (для здобувачів технічних спеціальностей усіх форм навчання другого (магістерського) рівня вищої освіти / Е.П. Грибков, Н.С. Грудкіна, Х.В. Малій. Запоріжжя: ТОВ «ТЕХНІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ «МЕТІНВЕСТ ПОЛІТЕХНІКА», 2023. 130 с.

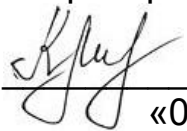
Методичні вказівки включають теоретичні відомості з математичного моделювання та автоматизованого проєктування технологічних режимів і конструктивних параметрів механічного обладнання в прокатному виробництві.

Рекомендовано для здобувачів технічних спеціальностей усіх форм навчання другого (магістерського) рівня вищої освіти.

*Самостійне електронне текстове мережеве видання*

Затверджено на засіданні кафедри  
базових галузей промисловості  
Протокол № 7 від «07» березня 2023 р.

Узгоджено:  
Секретар Редакційної ради

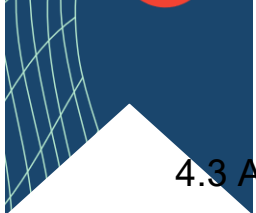
  
Малій Х. В.  
«09» березня 2023 р.

© ТОВ «ТЕХНІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ  
«МЕТІНВЕСТ ПОЛІТЕХНІКА», 2023



## ЗМІСТ

ВСТУП .....	6
ТЕМА 1. МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ МЕХАНІЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ МАТЕРІАЛІВ .....	8
1.1. Математичне моделювання опору деформації металів та сплавів при їх гарячій прокатці .....	8
1.2. Математичне моделювання механічних властивостей металів та сплавів при їх холодній деформації .....	16
1.3. Математичне моделювання умов зовнішнього контактного тертя в осередку деформації процесів поздовжньої прокатки .....	26
ТЕМА 2. МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ГАРЯЧОЇ ПРОКАТКИ ЛИСТОВОГО МЕТАЛОПРОКАТУ .....	41
2.1 Математичне моделювання напружено-деформованого стану при прокатці відносно товстих монометалевих листів і смуг .....	41
ТЕМА 3. МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ХОЛОДНОЇ ПРОКАТКИ ЛИСТОВОГО МЕТАЛОПРОКАТУ .....	55
3.1 Інженерні методики розрахунку енергосилових параметрів процесів симетричної та асиметричної прокатки відносно тонких листів та смуг .....	55
3.2 Математичне моделювання та програмні засоби з автоматизованого розрахунку енергосилових параметрів при симетричному та асиметричному дресированні відносно тонких стрічок, листів та смуг .....	68
ТЕМА 4. АВТОМАТИЗОВАНЕ ПРОЕКТУВАННЯ ПРОКАТКИ ЛИСТОВОГО МЕТАЛОПРОКАТУ .....	77
4.1 Автоматизоване проектування технологічних режимів обтиснень під час гарячої прокатки відносно широких листів і смуг .....	77
4.2 Автоматизоване проектування технологічних режимів обтиснень при холодній прокатці відносно тонких листів і смуг .....	83



4.3 Автоматизоване проектування технологічних режимів обтиснень при прокатці на реверсивних листових станах.....	87
ТЕМА 5 АВТОМАТИЗОВАНЕ ПРОЕКТУВАННЯ СОРТОПРОКАТНОГО ВИРОБНИЦТВА .....	89
5.1 Автоматизоване проектування технологічних режимів обтиснень при сортовій прокатці.....	89
5.2 Автоматизоване проектування технологічних режимів обтиснень при прокатці блюмів.....	91
5.3 Автоматизоване проектування технологічних режимів обтиснень при плющенні круглого дроту .....	93
ТЕМА 6 АВТОМАТИЗОВАНЕ ПРОЕКТУВАННЯ МЕХАНІЧНОГО ОБЛАДНАННЯ.....	101
6.1 Автоматизоване проектування нарізних з'єднань .....	101
6.2 Автоматизоване проектування валів і осей приводів прокатних станів .....	103
6.3 Автоматизований розрахунок і проектування валкових вузлів типу «дуо» .....	106
6.4 Автоматизований розрахунок і проектування валкових вузлів типу «кварто» .....	108
6.5 Автоматизоване проектування натискних механізмів електромеханічного типу .....	111
6.6 Автоматизоване проектування гідравлічних натискних механізмів.....	115
6.7 Автоматизоване проектування вузла станин з умови рівномірності .....	118
6.8 Автоматизоване проектування вузла станин з умови забезпечення необхідної жорсткості.....	122
ЛІТЕРАТУРА .....	125
ДОДАТКИ.....	126
Додаток А. Механічні властивості різних матеріалів при гарячій прокатці .....	126



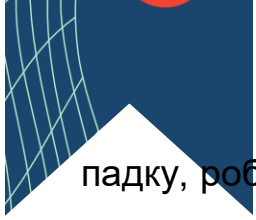
Додаток Б. Механічні властивості різних матеріалів при холодній прокатці .....	127
Додаток В. Типорозміри різей .....	128
Додаток Г. Основні розміри натискних гвинтів.....	129
Додаток Д. Типорозміри ущільнень.....	130



## ВСТУП

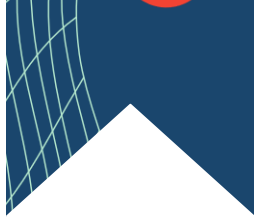
Рішення задач по збільшенню обсягів виробництва і поліпшення якості готового металопрокату нерозривно пов'язано з широким технічним переозброєнням підприємств металургійної промисловості, що включає створення нового і модернізацію діючого механічного обладнання прокатних станів. При цьому одним з основних критеріїв ефективності процесів прокатного виробництва є можливість найбільш повного забезпечення всього комплексу вимог, що пред'являються споживачами до точності геометричних характеристик, якості поверхні і фізико-механічними властивостями як гарячекатаної, так і холоднокатаної металопродукції.

В даний час велику частину прокату виробляють на безперервних або реверсивних прокатних станах, що складаються з безпосередньо робочих клітей, а також з різного роду допоміжного обладнання. Механічне обладнання робочих клітей, в свою чергу, включає в себе вузол робочих і опорних валків, натискний механізм, механізм установки робочих валків на рівень прокатки, механізм регулювання профілю і форми смуги, а також цілий ряд інших механізмів, що забезпечують у своїй сукупності і поєднанні стійку реалізацію процесів прокатки з заданими технічними характеристиками. Разом з тим високий рівень механічних властивостей металу поряд з наявністю впливу контактних сил тертя в зоні пластичного формозміни призводить до істотного збільшення як сили деформації, так і інтенсивності його зміни при зміні вихідних параметрів процесу. Зазначене негативно позначається на таких показниках якості готового прокату, як подовжня різнотовщинність, площинність, розкид механічних властивостей, а це, в свою чергу, знижує техніко-економічні показники процесу прокатки і робить необхідним постійне вдосконалення його технологічних і конструктивних параметрів. Поряд з цим суттєві додаткові витрати і значне ускладнення конструкції механічного обладнання, що мають місце в цьому ви-



падку, роблять необхідним й одночасне підвищення ступеня наукової обґрунтованості прийнятих технічних рішень, а це, в свою чергу, висуває додаткові вимоги до методів розрахунку основних техніко-економічних показників.

Вищесказане, поряд з широкими можливостями сучасних обчислювальних засобів, свідчить про доцільність використання широкого кола математичних моделей і відповідного їм програмного забезпечення, що дозволяють в повній мірі прогнозувати як основні показники напружено-деформованого стану металу при прокатці, так й основні показники якості готової металопродукції. Дуже важливим в цьому випадку є й максимальне наближення об'єктів моделювання до умов конкретного промислового виробництва за рахунок використання максимально математично строгих методів рішення, а також за рахунок уточнення механічних властивостей, кінематичних умов і технологічних особливостей процесів прокатки.



## ТЕМА 1.

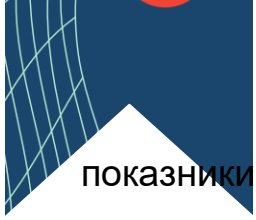
# МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ МЕХАНІЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ МАТЕРІАЛІВ

Підвищення вимог до обсягів та ступеня достовірності результатів математичного моделювання різних технологічних схем прокатного виробництва робить необхідним уточнення кількісних оцінок, а також використання досить суворих аналітичних описів граничних умов осередку деформації, якими слід розглядати механічні властивості металів, що прокатується, умови зовнішнього тертя на контактних поверхнях валків та геометричні параметри зони пружно-пластичної формозміни.

### **1.1. Математичне моделювання опору деформації металів та сплавів при їх гарячій прокатці**

При реалізації різних технологічних схем процесів пластичної формозміни металів і сплавів має місце їх деформаційне зміцнення або підвищення опору деформації, обумовлене ускладненням руху дислокацій при їх взаємодії. Більшість існуючих гіпотез і моделей деформаційного зміцнення засновані на теорії Тейлора, згідно з якою пластичний рух металів характеризується дислокаційним механізмом, а величина миттєвої межі плинності визначається внутрішньою напруженістю, що перешкоджає руху дислокацій. Саме дислокації, затримуючись у кристалах, створюють внутрішні напруження, утворюють дислокаційні стінки та скупчення, що призводить до підвищення опору деформації.

Зміцнення металів чи сплавів, своєю чергою, призводить до зміни їх структури та фізико-механічних властивостей. Зокрема, змінюються форма та орієнтування зерен, утворюються смуги деформації, зростають хімічна активність та електроопір матеріалів, зменшуються їх магнітна сприйнятливність та проникність, змінюються межі плинності та міцності,



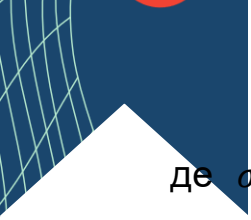
показники відносного подовження, твердості, динамічної в'язкості та інші. Одночасно з цим деформаційне зміцнення, що підвищує рівень внутрішньої енергії, призводить до підвищення схильності наклепаних металів до перебігу процесів розміцнення при їх подальшому нагріванні.

Розміцнення деформованих металів обумовлено протіканням різних процесів, що ініційовані підвищенням температури і пов'язаних з термічною активністю атомів кристалічних ґрат, а також з процесами дифузії або самодифузії. При цьому основними із зазначених процесів є повернення (відпочинок, полігонізація) та рекристалізація (первинна, збірна, вторинна).

Різноманітність розглянутих вище фізичних явищ робить пріоритетним реалізацію експериментальних підходів щодо визначення опору деформації різних металів або сплавів стосовно конкретних умов їх пластичного деформування. Результати відповідних експериментальних досліджень у вигляді їх графічних або табличних інтерпретацій представлені в роботах Третьякова, Зюзіна, Крохи, а також у низці інших наукових досліджень. Разом з тим, з точки зору чисельного математичного моделювання різних процесів обробки металів тиском особливий інтерес становлять аналітичні та алгоритмічні описи локальних та результуючих характеристик опору деформації, що використовуються як граничні умови при математичному моделюванні, а також як один з основних показників споживчих властивостей готової металопродукції.

Серед аналітичних описів зміни опору деформації  $\sigma_s$  при гарячій прокатці, знання якого необхідне для розрахунку всього комплексу енергосилових параметрів, в даний час найбільшого поширення набула методика Л. В. Андреюка, яка визначає величину  $\sigma_s$  залежно від ступеня  $\varepsilon$ , швидкості  $U$  та температури  $t$  деформації:

$$\sigma_s = \sigma_{s0}(10\varepsilon)^b U^a (t/1000)^c, \quad (1.1)$$



де  $\sigma_{s0}$  – базове значення опору деформації даного металу або сплаву, що визначається за результатами пластометричних випробувань при  $\varepsilon = 0,1$ ;  $U = 10 \text{ c}^{-1}$ ;  $t = 1000^\circ\text{C}$ ;

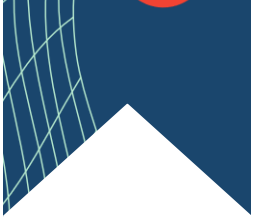
$a$ ,  $b$ ,  $c$  – постійні для кожного окремого матеріалу статечні показники, що характеризують кількісно інтенсивність впливу відповідних термомеханічних параметрів процесу пластичної формозміни.

Чисельні значення коефіцієнтів  $\sigma_{s0}$ ,  $a$ ,  $b$ ,  $c$  рівняння (1.1) для низки матеріалів представлені в табл. А.1. Згідно з методикою Андреюка-Тюленєва представлені регресійні описи, що дозволяють визначати дані коефіцієнти безпосередньо в залежності від хімічного складу марок сталі. Зазначене, а саме значний обсяг масиву емпіричних даних поряд з відносною простотою самого аналітичного опису (1.1), і зумовило можливість його широкого використання для вирішення цілого ряду задач прикладного характеру, особливо для вирішення ізотермічних задач з постійною швидкістю деформації, що найбільш повно відповідають умовам відповідних пластометричних випробувань. Визначення ж опору деформації при гарячій прокатці, тобто за наявності значень, що змінюються за обсягом зони пластичної формозміни  $\varepsilon$ ,  $U$  і  $t$  здійснюють на основі усередненого значення  $\sigma_{sc}$  при одночасному використанні середньоінтегральних за довжиною осередку деформації  $l$  оцінок показників ступеня  $\varepsilon_c$  швидкості  $U_c$  і температури  $t_c$  деформації. При цьому розрахунок середньоінтегральних оцінок ступеня і швидкості деформації з урахуванням вихідної  $h_0$  і кінцевої  $h_1$  товщини листів або смуг, що прокочуються, а також з урахуванням швидкості прокатки  $V_1 v_1$  виробляють на основі загальноновідомих залежностей

$$\varepsilon_c = (2/3)(h_0 - h_1)/h_0; \quad U_c = V_1(h_0 - h_1)/(h_0L).$$

$$\varepsilon_c = 2(h_0 - h_1)/h_0 \quad U_c = v_1(h_0 - h_1)/(h_0l)$$

Серед залежностей, аналогічних рівнянню (1.1) що також набули широкого поширення, необхідно відзначити рішення, запропоноване М. Я. Бровманом саме для процесу гарячої прокатки:



$$\sigma_{sc} = \sigma_{s0} \varepsilon_c^{n_1} U_c^{n_2} \exp(-n_3 t_c), \varepsilon_c^{n_2} \exp(-n_3 t_c) \quad (1.2)$$

де  $n_1, n_2, n_3$  – постійні для кожного окремого металу чи сплаву коефіцієнти, що характеризують за аналогією з коефіцієнтами  $a, b, c$  рівняння (1.1) ступінь впливу середньоінтегральних оцінок ступеня, швидкості та температури деформації.

При цьому основною особливістю залежності (1.2) є облік реального характеру зміни термомеханічних параметрів саме при прокатці, який забезпечується за рахунок відповідного профілювання кулачків пластометричної установки.

Продовжуючи аналіз відомих методів розрахунку, слід зазначити, що визначення опору деформації на основі залежностей (1.1), (1.2) та аналогічних їм, тобто. визначення  $\sigma_{sc}$  за допомогою середньоінтегральних оцінок основних показників термодформаційного стану не дозволяє повною мірою врахувати процеси зміцнення – розміцнення, ступінь впливу яких істотно залежить від розвитку деформації в часі. Відсутня в цьому випадку можливість визначення локальних характеристик  $\sigma_{sx}$ , знання яких необхідне при розробці чисельних математичних моделей, що забезпечують коректний облік реального характеру розподілів ступеня  $\varepsilon_x$ , швидкості  $U_x$  і температури  $t_x$  по довжині осередку деформації процесу гарячої прокатки (рис. 1.1).

Разом з тим, виходячи із залежності (1.1), а також з того, що інтенсивність міждеформаційного розміцнення може бути врахована відповідним коригуванням показника ступеня деформації  $\varepsilon_i^*$  (рис. 1.2), алгоритм математичного моделювання поточного значення опору деформації  $\sigma_{si}$  за наявності міждеформаційних пауз можна подати у вигляді чисельного рекурентного рішення наступного виду:

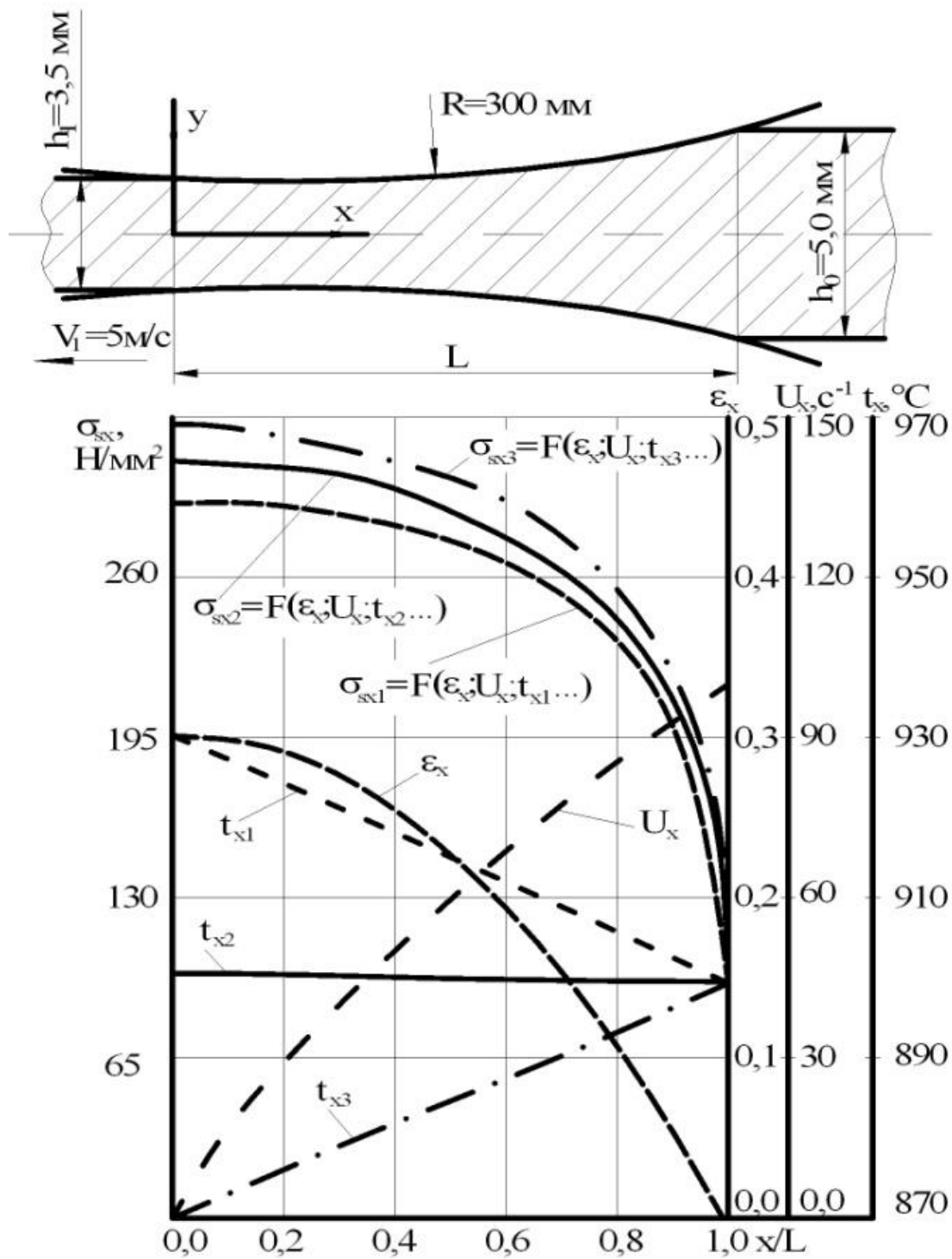
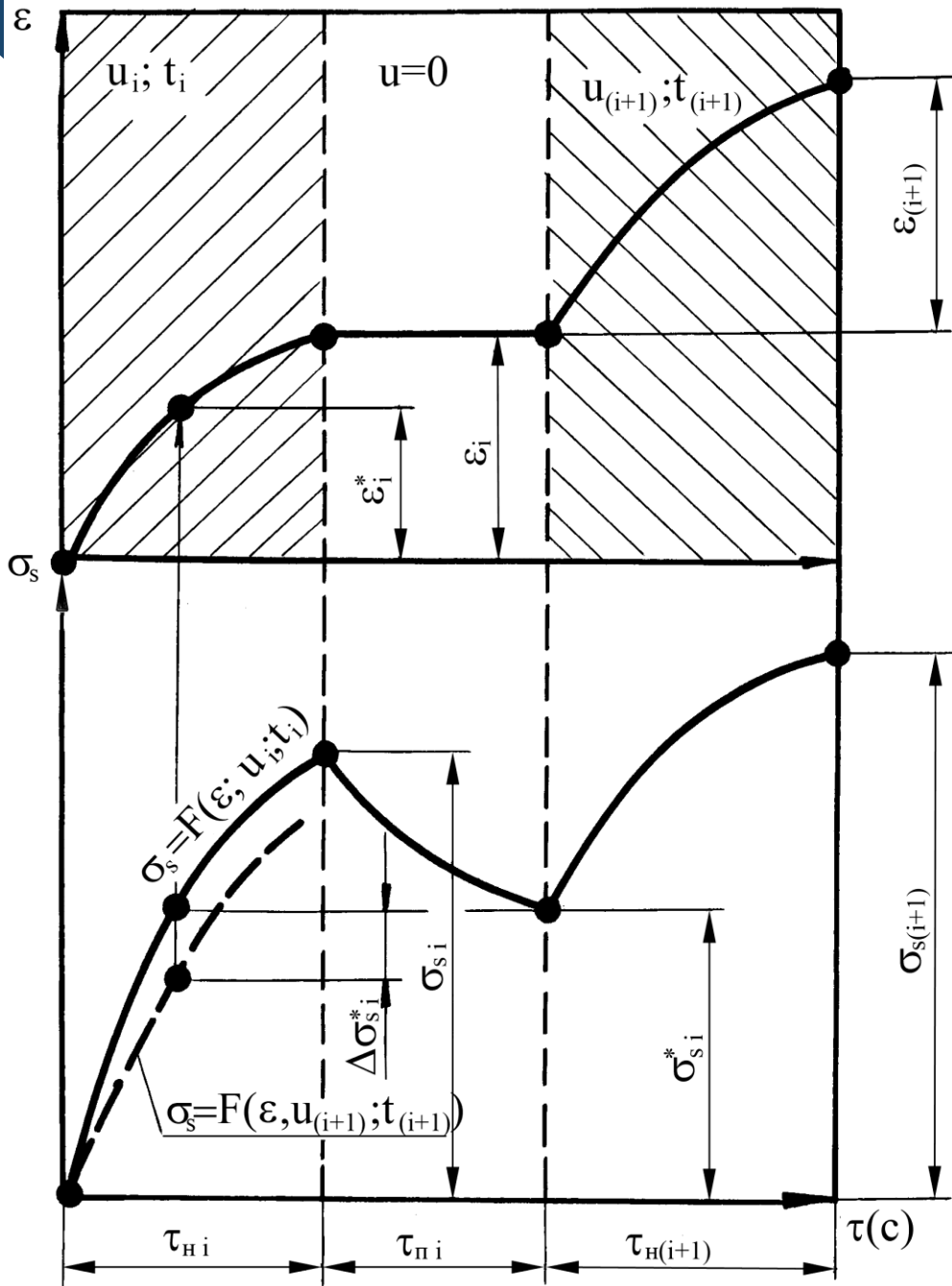


Рис. 1.1. Розрахункові розподілу ступеня  $\epsilon_x$ , швидкості  $U_x$ , температури  $t_{x1}$  та опору  $\sigma_{Sxi}$  деформації сталі 30ХГСА, що мають місце за довжиною осередку деформації процесу гарячої прокатки



1)  
Рис. 1.2. Розрахункова схема до визначення опору деформації металів та сплавів при їх багаторазовому гарячому деформуванні з технологічними паузами

$$\sigma_{si} = \sigma_{s0} \{10[\varepsilon_{(i-1)}^* + (1 - \varepsilon_{(i-1)}^*)\varepsilon_i]\}^b U_i^a (t_i/1000)^c; \quad (1.3)$$

$$\sigma_{si}^* = F(\sigma_{si}; \varepsilon_i; U_i; t_i; \tau_{ni}; \dots); \quad (1.4)$$

$$\varepsilon_i^* = 0,1 \{ \sigma_{si}^* / [(\sigma_{s0} U_i (t_i/1000)^c)] \}^{1/b}; \quad (1.5)$$

$$\Delta\sigma_{si}^* = \sigma_{si}^* - \sigma_{s0} (10\varepsilon_i^*)^b U_{(i+1)}^* (t_{i+1}/1000)^c; \quad (1.6)$$

$$\sigma_{s(i+1)} = \sigma_{s0} \{10[\varepsilon_i^* + (1 - \varepsilon_i^*)\varepsilon_{(i+1)}]\}^b U_{(i+1)}^a (t_{(i+1)}/1000)^c + \Delta\sigma_{si}^*; \quad (1.7)$$

$$\sigma_{s(i+1)} = \sigma_{s0} \{10[\varepsilon_i^* + (1 - \varepsilon_i^*)\varepsilon_{(i+1)}]\} U_{c(i+1)}^a (t_{c(i+1)}/1000)^c + \Delta\sigma_{si}^*, \quad (1.8)$$

де  $i$  – порядковий номер чергового циклу деформаційного навантаження;

$\sigma_{si}^*$ ,  $\varepsilon_i^*$  – опір деформації та відповідне йому згідно з виразом (2.1), значення показника ступеня деформації після закінчення  $i$ -ої технологічної паузи протяжністю  $\tau_{ni}$  (див. рис. 1.2);

$F(\sigma_{si}; \varepsilon_i; U_i; t_i; \tau_{ni}; \dots)$  – функціональний зв'язок, що використовується на основі відомих і достатньо широко апробованих рішень, що характеризує інтенсивність міждеформаційного розміцнення даного металу або сплаву;

$\Delta\sigma_{si}^*$  – умовний показник, що визначає ступінь зміни  $\sigma_s$  при зміні швидкості та температури деформації (див. рис. 1.2).

Аналогічне чисельне рекурентне рішення, отримане за аналогією з (1.3)–(1.8) на основі залежності (1.2), матиме вигляд:

$$\sigma_{sci} = \sigma_{s0} [\varepsilon_{(i-1)}^* + (1 - \varepsilon_{(i-1)}^*)\varepsilon_i]^{n_1} U_{ci}^{n_2} \exp(-n_3 t_{ci}); \quad (1.9)$$

$$\sigma_{sci}^* = F(\sigma_{sci}; \varepsilon_i; U_i; t_i; \tau_{ni}; \dots); \quad (1.10)$$

$$\varepsilon_i^* = \{\sigma_{sci}^* / [(\sigma_{s0} U_{ci}^{n_2} \exp(-n_3 t_{ci}))]\}^{1/n_1}; \quad (1.11)$$

$$\Delta\sigma_{sci}^* = \sigma_{sci}^* - \sigma_{s0} \varepsilon_i^{*n_1} U_{c(i+1)}^{n_2} \exp(-n_3 t_{c(i+1)}); \quad (1.12)$$

$$\sigma_{sc(i+1)} = \sigma_{s0} [\varepsilon_i^* + (1 - \varepsilon_i^*)\varepsilon_{(i+1)}]^{n_1} U_{c(i+1)}^{n_2} \exp(-n_3 t_{c(i+1)}) + \Delta\sigma_{sci}^*. \quad (1.13)$$

Кількісна оцінка запропонованого алгоритму (1.3)...(1.8), проведена стосовно температурно-деформаційних умов реалізації процесу гарячої прокатки сталі 15ГЮТ ( $\sigma_{s0} = 26$ МПа;  $a = 0,126$ ;  $b = 0,3$ ;  $c = 2,74$ ), показала, що ступінь невідповідності між розрахунковими та емпіричними значеннями у відносному вимірі не перевищив  $\pm 10\%$  (рис. 1.3). Облік міждеформаційного розміцнення при виконанні даних розрахунків здійснювали на основі методики роботи Л. Н. Соколова, а отримані в цьому випадку результати свідчать про можливість використання поданих залежностей

стосовно вирішення широкого кола завдань, пов'язаних з визначенням опору деформації металу при багатопрохідній гарячій прокатці.

Слід зазначити, що структура алгоритмів (1.3)–(1.13) дозволяє розраховувати як процеси деформації з технологічними паузами, так і процеси деформації, реалізовані за неізотермічних умов.  $[t_i \neq t_{(i+1)}]$ , а також за наявності швидкості деформації, що змінюється в часі  $[U_i \neq U_{(i+1)}]$  (рис. 1.4). Останнє дозволяє розраховувати як середньоінтегральні, так і локальні, тобто. поточні по довжині осередку деформації, значення опору деформації різних металів або сплавів, а це, у свою чергу, підтверджує можливість використання рішень (1.3)–(1.13) стосовно розробки та подальшої чисельної реалізації цілого ряду чисельних одновимірних математичних моделей різних технологічних схем процесу гарячої прокатки

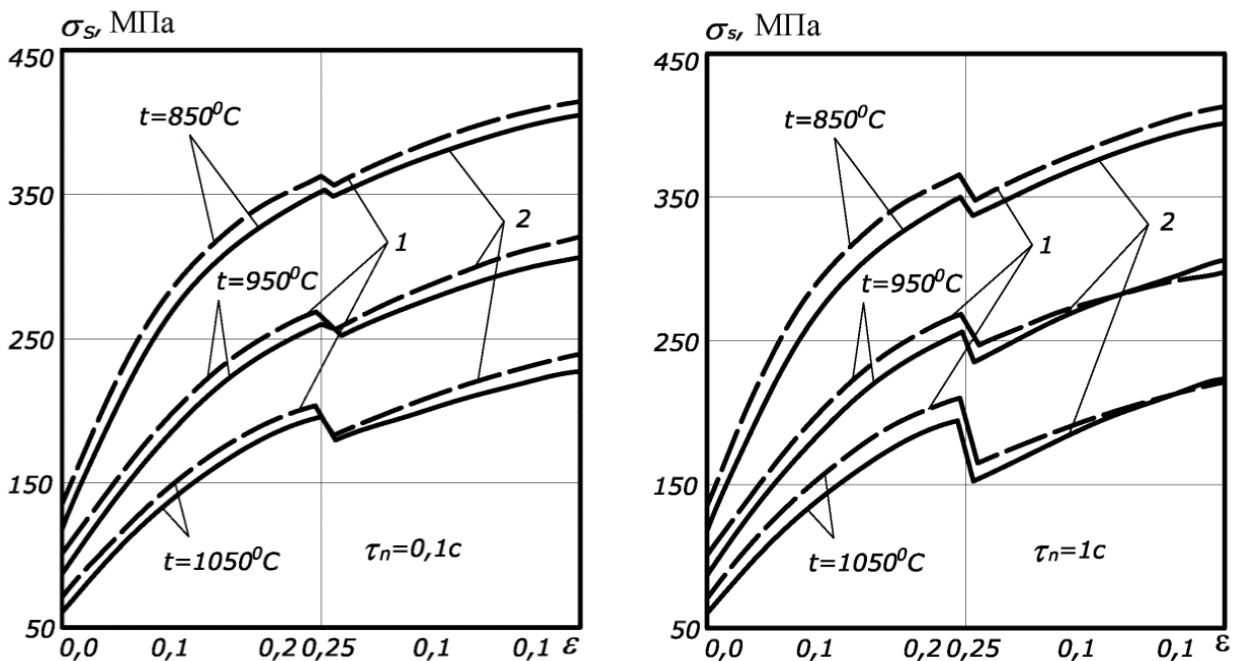


Рис. 1.3. Зіставлення розрахункових (1) та емпіричних (2) розподілів опору деформації  $\sigma_s$  стали 15ГЮТ, що мають місце при дворазовому пластичному деформуванні з різною протяжністю технологічної паузи

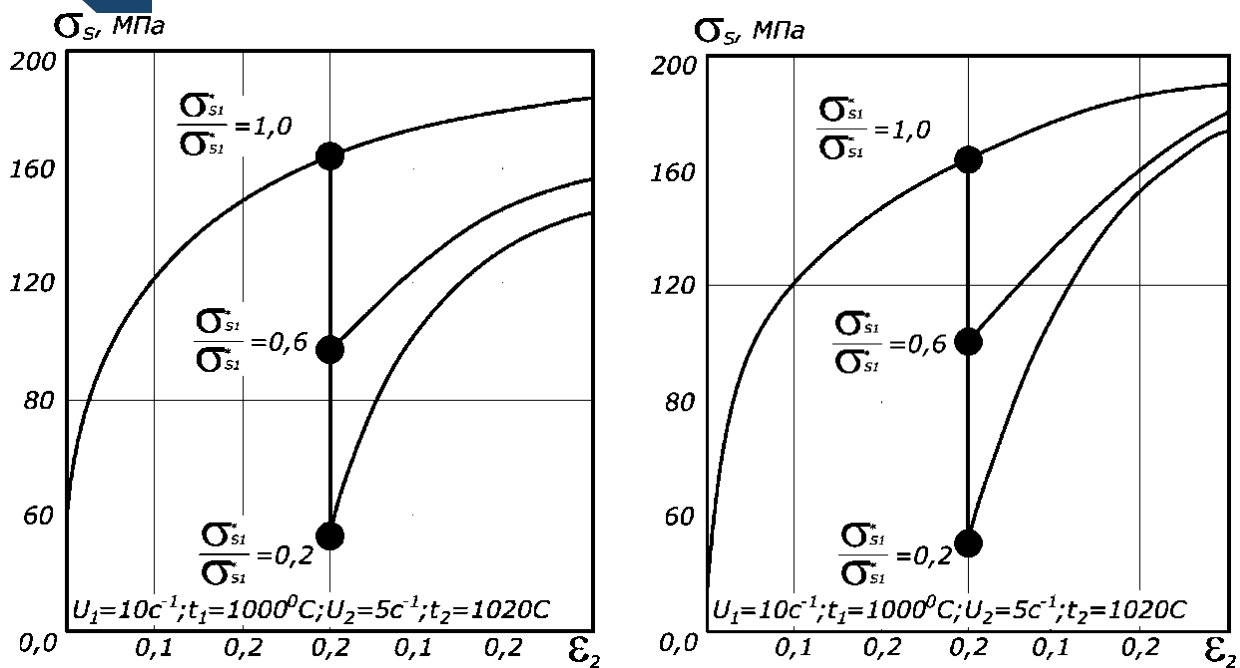


Рис. 1.4. Розрахункові розподіли опору деформації  $\sigma_s$  сталі 30ХГСА залежно від інтенсивності міждеформаційного розуміцнення  $\sigma_{s1}^*/\sigma_{s1}$  при дворазовому пластичному деформуванні, а також залежно від співвідношення показників швидкостей  $u_1, u_2$  та температури  $t_1, t_2$  деформації:  
 $\sigma_{s0} = 92 \text{ МПа}; a = 0,135; b = 0,25; c = -3,34$

## 1.2. Математичне моделювання механічних властивостей металів та сплавів при їх холодній деформації

У самому загальному випадку опір металу холодної деформації залежить, перш за все, від ступеня наклепу і певною мірою від швидкості деформації, температури металу та схеми напружено-деформованого стану. Вплив наклепу, що характеризується інтенсивністю деформаційного зміцнення, можна врахувати, якщо як основна характеристика природних механічних властивостей кожного конкретного металу або сплаву прийняти його напруження плинності  $\sigma_{sx} t_x$ , які визначаються для даного ступеня деформації в умовах стандартних випробувань. З огляду на це величину опору деформації  $\sigma_s$  у реальних технологічних умовах можна виразити як:


$$\sigma_s = \sigma_T n_t n_u n_c, \quad (1.14)$$

де  $n_t, n_u, n_c$  – коефіцієнти, що враховують відмінність температури металу, швидкості деформації та схеми напружено-деформованого стану від умов, що мають місце за стандартних випробувань.

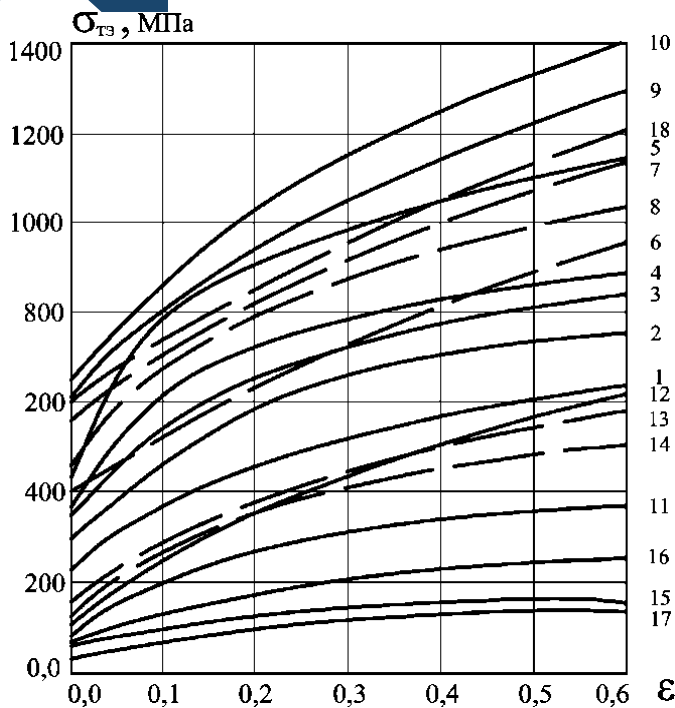
Як аналітичні описи інтенсивності деформаційного зміцнення  $\sigma_T = F(\varepsilon)$  (рис. 1.5) в даний час найбільшого поширення набули ступеневі та поліноміальні залежності наступного виду:

$$\sigma_T = \sigma_{T0} + a\varepsilon^n; \quad (1.15)$$

$$\sigma_T = \sigma_{T0} + a_1\varepsilon + a_2\varepsilon^2 + a_3\varepsilon^3, \quad (1.16)$$

де  $\sigma_{T0}$  – напруження плинності цього матеріалу у вихідному, тобто. у відпаленому ( $\varepsilon = 0$ ) стані (рис. 1.6);

$a, n, a_1, a_2, a_3$  – зумовлені на основі результатів стандартних випробувань значення коефіцієнтів, що характеризують природні механічні властивості даного металу або сплаву щодо його деформаційного зміцнення. Крім функціонального зв'язку напруження плинності  $\sigma_T = F(\varepsilon)$ , залежності, аналогічні (1.15) та (1.16), можуть бути використані для опису інтенсивності зміни межі міцності  $\sigma_b = F(\varepsilon)$ , а також показників твердості  $HB = F(\varepsilon)$  або  $HV = F(\varepsilon)$  (див. рис. 1.6). Крім того, залежності, аналогічні (1.16), можуть бути використані і стосовно інших показників деформованого стану, у тому числі стосовно показника відносного подовження  $\varepsilon = (L_1 - L_0)/L_0$ , що широко використовується при розрахунку процесів листового формування, а також стосовно до показника логарифмічної деформації, що використовується поряд з величиною відносного обтиснення під час аналізу процесів прокатки, волочіння, пресування тощо.



- 1 – сталь 08кп; 2 – сталь 20сп; 3 – сталь 20А; 4 – сталь 45; 5 – сталь 65Г; 6 – сталь У8А; 7 – сталь У12; 8 – сталь 30ХГСА; 9 – сталь 2Х18Н9; 10 – сталь 2Х22Н5АГ9; 11 – мідь; 12 – латунь Л80; 13 – латунь Л63; 14 – мельхіор МН19; 15 – алюміній; 16 – алюмінієвий сплав АМГ; 17 – сплав АСМ; 18 – молибден

Рис. 1.5. Експериментальні розподіли напружень плинності  $\sigma_{ТЭ}$  різних металів та сплавів залежно від показника ступеня їх холодної деформації  $\epsilon$

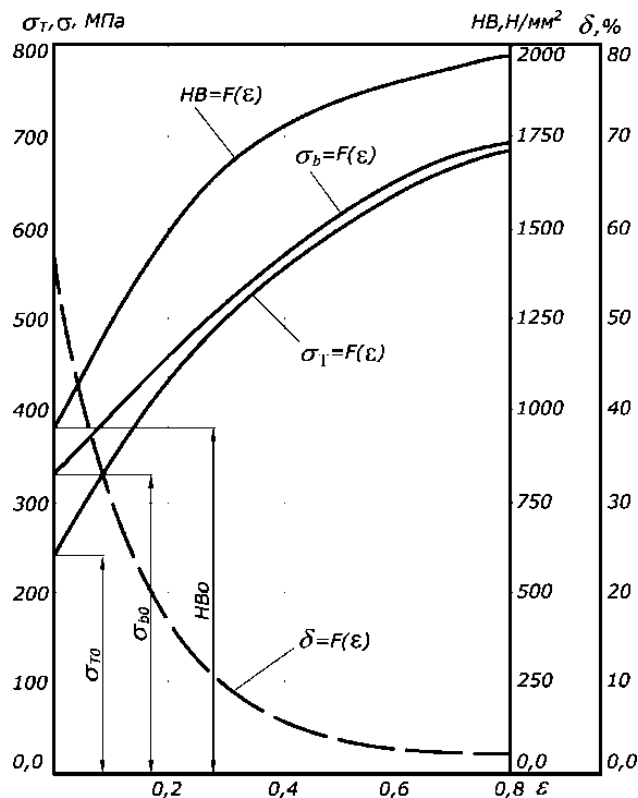
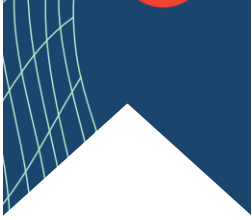


Рис. 1.6. Емпіричні розподіли механічних властивостей низьковуглецевої сталі 08кп в залежності від величини відносного ступеня її холодної деформації



$$\sigma_T = \sigma_{T0} + C_1 \ln \lambda + C_2 \ln^2 \lambda + C_3 \ln^3 \lambda, \quad (1.17)$$

де  $\ln \lambda = \ln(F_0/F_1)$  – натуральний логарифм показника витяжки  $\lambda$ , що визначається, у свою чергу, як співвідношення площ вихідного  $F_0$  і кінцевого  $F_1$  поперечних перерізів заготовки, що деформується.

Слід зазначити, що використання ступеневої залежності (1.15) дозволяє з достатньою точністю відобразити основні закономірності деформційного зміцнення різних металів і сплавів. Разом з тим, наявність дробового значення показника ступеня  $n=0,3\dots 1,0$  ускладнює застосування виразів даного виду для розрахунку середньоінтегрального за довжиною осередку деформації значення межі плинності  $\sigma_{TC}$ , кількісна оцінка якого необхідна для подальших інженерних розрахунків цілого ряду різних технологічних процесів. Рекомендоване в цьому випадку обчислення  $\sigma_{TC}$  як середньоарифметичного значення напруження плинності до і після деформації внаслідок нелінійного характеру залежностей  $\sigma_T = F(\varepsilon)$  (див. рис. 1.5 и 1.6) і  $\varepsilon = F(x/L)$ , а разом з цим і внаслідок нелінійного характеру розподілу  $\sigma_x = F(x/L)$  (рис. 1.7) призводить до дещо занижених результатів

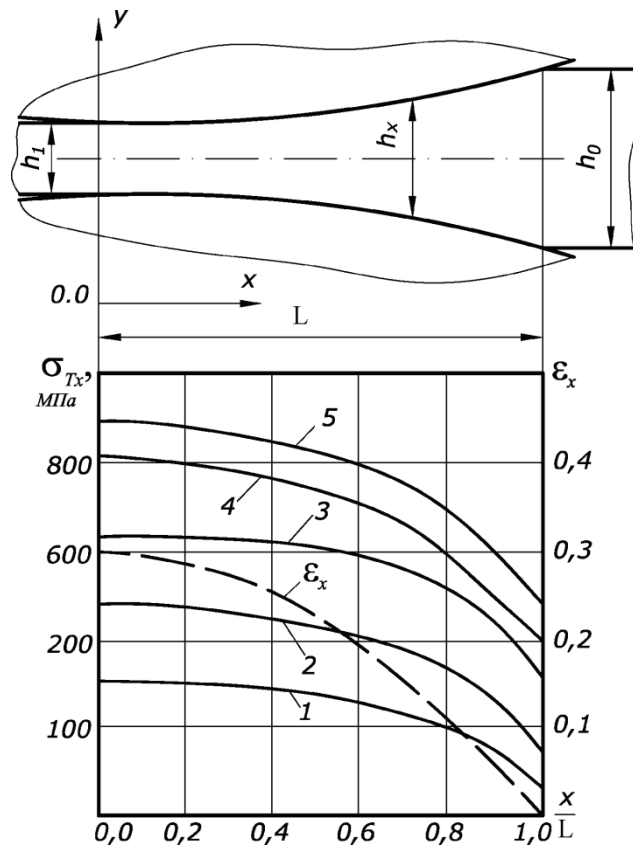
Аналогічно, але до дещо завищених результатів наводить визначення  $\sigma_{TC}$  за величиною середньоінтегрального значення показника ступеня деформації  $\varepsilon_c = 2\varepsilon_1/3\varepsilon$ . Відносні похибки, що вносяться в зазначених випадках, можуть перевищувати 10% і є найбільш суттєвими в діапазоні  $\varepsilon=0,0\dots 0,4$ .

Більш точним рішенням, отриманим на основі залежності (1.15) Я. Д. Василевим є вираз виду:

$$\sigma_{TC} = (\sigma_T|_{\varepsilon = \varepsilon_0} + 2\sigma_T|_{\varepsilon = \varepsilon_1})/3, \quad (1.18)$$

однак прийняття ряду припущень і в цьому випадку позначилося на точності кількісного визначення  $\sigma_{TC}$ , і, зокрема, при суворій математичній постановці залежність (1.18) є коректною лише по відношенню до процесів деформації відпалених металів ( $\varepsilon_0 = 0$ ), за наявності показника ступеня  $n$

рівного одиниці. Далі, щодо до аналізу залежностей виду (1.16) і (1.17), необхідно зазначити, що однією з основних переваг є відносна простота статистичної обробки масиву емпіричних даних  $\sigma_T(\varepsilon)$ ,  $\sigma_b(\varepsilon)$  і  $HB(\varepsilon)$ , а також досить висока точність самого аналітичного опису, порівнянна, а часом і перевищує аналогічні показники залежності (1.15).



1 – мідь М2; 2 – латунь Л63; 3 – сталь ОХ13; 4 – сталь 45; 5 – сталь 30ХГСА

Рис. 1.7. Розподіл напружень плинності по довжині осередку деформації при холодній прокатці відпалених смуг з різних металів та сплавів

Безпосереднє визначення коефіцієнтів регресії  $a_i$  і  $C_i$  у цьому випадку може бути здійснено або за допомогою  $\sigma_{Tc} = (\sigma_T|_{\varepsilon=\varepsilon_0} + 2\sigma_T|_{\varepsilon=\varepsilon_1})/3 \varepsilon_0 = 0$   $\sigma_{Tc} \sigma_T = F(\varepsilon) \sigma_T(\varepsilon) \sigma_b(\varepsilon) HB(\varepsilon)$  стандартних програм інтерполювання [78], або шляхом чисельного рішення з використанням методу найменших квадратів, або шляхом безпосереднього вирішення системи трьох лінійних рівнянь з трьома невідомими. Отримані з урахуванням цього значення коефіцієнтів регресії для низки матеріалів представлені в табл. Б.1.

Основною перевагою аналізованих аналітичних описів (1.16) і (1.17) при їх зіставленні з аналогічними поліноміальними описами вищих ступенів є можливість здійснення зворотного рішення  $\varepsilon(\sigma_T)$  і, як наслідок, можливість безпосереднього визначення показника ступеня деформації, що забезпечує необхідні фізико-механічні властивості готового металовиробу. Власне, саме рішення в цьому випадку зводиться до вирішення рівняння третього ступеня, яке здійснюється або на основі формули Кардано, або на основі застосування допоміжних величин. Важливим для структури залежностей (1.16) і (1.17) при їх організації на поліноміальному опису є можливість досить суворого відображення і більш складних, а в тому числі і немонотонних, функціональних зв'язків  $(\sigma_T) = F(\varepsilon)$ . Останнє, зокрема, є важливим для процесів дресирування, правки, листового формування та ряду інших, тобто при аналізі процесів пластичної формозміни, що характеризуються відносно малими значеннями показників ступеня деформації.

Структура залежностей (1.16) і (1.17) дозволяє визначити і середньо-інтегральне значення  $\sigma_{TC}$ , представлене в кінцевому вигляді і враховує реальну форму робочих валків прокатного стану. Так, проінтегрувавши вираз (1.16) з урахуванням поточного значення показника відносного обтиснення  $\varepsilon_\alpha = \varepsilon_0 + (1 - \varepsilon_0)[h_0 - h_1 - 2R(1 - \cos \alpha)]/h_0$ , що впливає з рівняння кола (див. рис. 1.7), отримаємо:

$$\begin{aligned} \sigma_{TC} &= \frac{1}{\alpha_0} \int_0^{\alpha_0} \sigma_{T\alpha} d\alpha = \frac{1}{\alpha_0} \int_0^{\alpha_0} (\sigma_{T0} + a_1 \varepsilon_\alpha + a_2 \varepsilon_\alpha^2 + a_3 \varepsilon_\alpha^3) d\alpha = \\ &= (\sigma_{T0} + a_1 \varepsilon_0 + a_2 \varepsilon_0^2 + a_3 \varepsilon_0^3) + 2(1 - \varepsilon_0)(a_1 + 2a_2 \varepsilon_0 + 3a_3 \varepsilon_0^2) \varepsilon_1 / 3 + \\ &\quad + 8(1 - \varepsilon_0)^2 (a_2 + 3a_3 \varepsilon_0) \varepsilon_1^2 / 15 + 16(1 - \varepsilon_0)^3 a_3 \varepsilon_1^3 / 35, \end{aligned} \quad (1.20)$$

де  $\alpha_0, \alpha$ , – величина кута захвату та поточне значення кута контакту;  
 $\varepsilon_0, \varepsilon_1$  – показники відносного обтиснення смуги досягнуті у всіх попередніх, а також аналізованому технологічних режимах процесу прокатки.

Аналогічне інтегрування з урахуванням апроксимації поточного значення витяжки експонентою виду:  $\lambda_\alpha = \lambda(h_0/h_1)$  може бути проведено і стосовно залежності (1.17):

$$\begin{aligned}\sigma_{TC} &= \frac{1}{\alpha_0} \int_0^{\alpha_0} \sigma_{T\alpha} d\alpha = \frac{1}{\alpha_0} \int_0^{\alpha_0} (\sigma_{T0} + C_1 \ln \lambda_\alpha + C_2 \ln^2 \lambda_\alpha + C_3 \ln^3 \lambda_\alpha) d\alpha = \\ &= \sigma_{T0} + C_1 (\ln \lambda_0 + 0,5 \ln \lambda_1) + C_2 (\ln^2 \lambda_0 + \ln \lambda_0 \ln \lambda_1 + 0,333 \ln^2 \lambda_1) + \\ &\quad + C_3 (\ln^3 \lambda_0 + 1,5 \ln^2 \lambda_0 \ln \lambda_1 + \ln \lambda_0 \ln^2 \lambda_1 + 0,25 \ln^3 \lambda_1),\end{aligned}\quad (1.21)$$

де  $\lambda_0, \lambda_1$  – показники витяжки, досягнуті в попередніх та аналізованих проходах.

Тут слід зазначити те, що структура рівняння (1.16) дозволяє визначити середньоінтегральне значення напружень плинності  $\sigma_{TC}$  і за більш загального завдання, тобто, при використанні більш загального ступеневого опису поточного значення товщини  $h_x$ , а разом з цим і поточного значення показника ступеня деформації

$$h_x = h_1 + (h_0 + h_1)(x/L)^{a_h}; \quad \varepsilon_x = \varepsilon_0 + (1 - \varepsilon_0)\varepsilon_1[1 - (x/L)^{a_h}], \quad (1.22)$$

де  $x, L$  – поточна координата та протяжність усієї зони пластичної формозміни (див. рис. 1.7);

$a_h$  – ступеневий показник, що характеризує форму контактних поверхонь деформуючого інструменту.

Так, підставивши умову (1.22) в рівняння (1.16) і проінтегрувавши отриманий з урахуванням цього вираз, величину  $\sigma_{TC}$  можна визначити як:

$$\begin{aligned}\sigma_{TC} &= \frac{1}{L} \int_0^L \sigma_{Tx} dx = \frac{1}{L} \int_0^L (\sigma_{T0} + a_1 \varepsilon_x + a_2 \varepsilon_x^2 + a_3 \varepsilon_x^3) dx = \\ &= \sigma_{T0} + a_1 \varepsilon_0 + a_2 \varepsilon_0^2 + a_3 \varepsilon_0^3 + \frac{a_h}{1 + a_h} (1 - \varepsilon_0) (a_1 + 2a_2 \varepsilon_0 + 3a_3 \varepsilon_0^2) \varepsilon_1 + \\ &+ \frac{2a_h^2}{(1 + a_h)(1 + 2a_h)} (1 - \varepsilon_0)^2 (a_2 + 3a_3 \varepsilon_0) \varepsilon_1^2 + \frac{6a_h^3}{(1 + a_h)(1 + 2a_h)(1 + 3a_h)} \times \\ &\quad \times (1 - \varepsilon_0)^3 a_3 \varepsilon_1^3,\end{aligned}\quad (1.23)$$

що при  $a_h = 2$  повністю відповідає розглянутій раніше залежності (1.20).

Кількісна оцінка залежності (1.23), графічна інтерпретація якої представлена на рис. 1.8, дозволила виявити досить істотний вплив величини ступеневого показника  $a_h$ , але це, своєю чергою, підтверджує необхідність максимально суворого обліку реального характеру розподілів геометричних параметрів за довжиною осередку деформації.

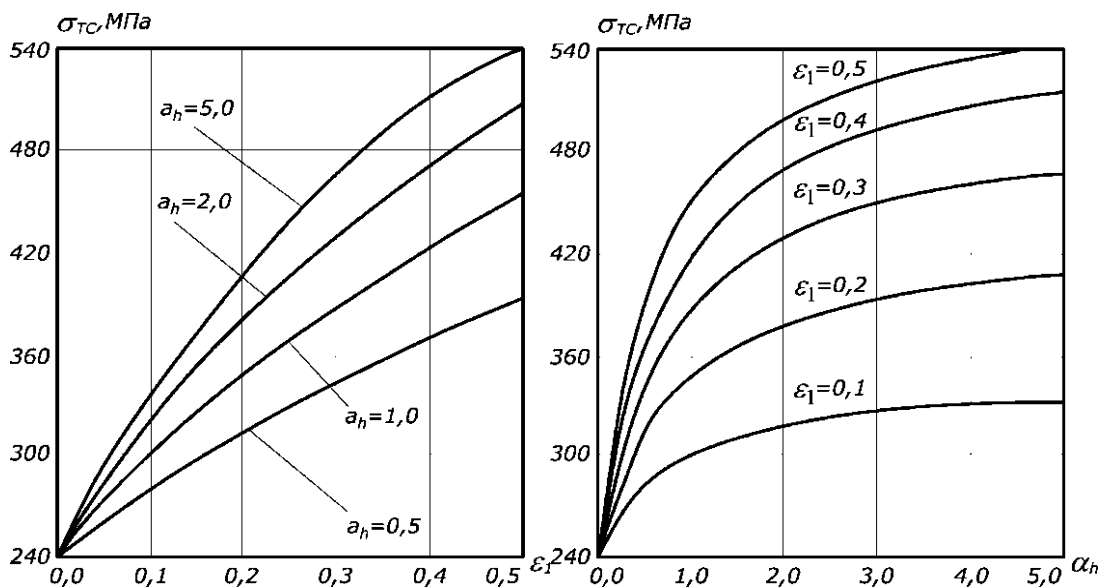


Рис. 1.8. Розрахункові розподіли середньоінтегрального по довжині осередка деформації значення напружень плинності  $\sigma_{TC}$ , отримані стосовно деформації відпалених смуг зі сталі 08кп з показником відносного обтиснення  $\epsilon_1$ , що варіюється за величиною, а також змінним за величиною поверхневим показником ступеневого показника  $a_h$

Переходячи до обліку температури та швидкості процесів холодної деформації, ступінь та характер впливу яких ілюстрований емпіричними розподілами на рис. 1.9, слід зазначити, що безпосереднє визначення термомеханічних коефіцієнтів  $n_t$  і  $n_u$  рівняння (1.14) може бути здійснено на основі відомих у теорії обробки металів тиском, відповідно, експоненційної та подвійної логарифмічної залежностей, які отримали досить широке теоретичне та експериментальне підтвердження:

$$n_{ti} = \exp[\bar{m}_1(t_i - t_0)(\ln \lambda_i)^{(\bar{m}_2 + m_3 \ln \ln \lambda_i)}]; \quad (1.24)$$

$$n_{ui} = (U_i/U_0)^{S_1(t_i/t_{пл})} (\ln \lambda_i)^{(S_2 + S_3 \ln \ln \lambda_i)}, \quad (1.25)$$

де  $t_i(K)$ ,  $U$ ,  $t_0(K)$ ,  $U_0$  – температура та швидкість деформації металу в реальних умовах та при стандартних випробуваннях;

$t_{пл}(K)$  – температура плавлення металу, що деформується;

$\bar{m}_1$ ,  $\bar{m}_2$ ,  $m_3$ ,  $S_1$ ,  $S_2$ ,  $S_3$  – постійні для даного металу або сплаву коефіцієнти, що характеризують інтенсивність зміни його механічних властивостей за зміни температурно-швидкісних умов деформування.

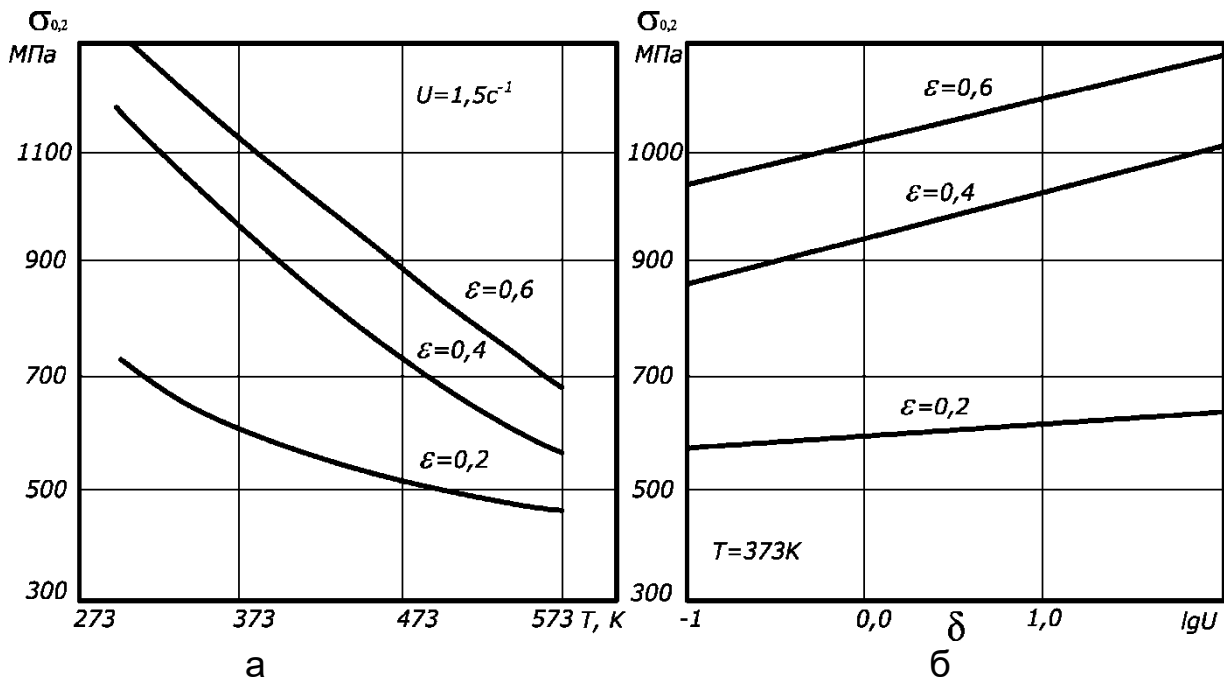


Рис. 1.9. Залежність напружень плинності сталі 12X18H9T від температури (а) та швидкості (б) процесу холодної деформації

Після подвійного логарифмування лівих та правих частин залежності (1.25) та (1.26) наводяться, відповідно, до виду:

$$\ln(-\ln n_{ti}) = \ln[-\bar{m}_1(t_i - t_0)] + \bar{m}_2 \ln \ln \lambda_i + m_3 (\ln \ln \lambda_i)^2; \quad (1.26)$$

$$\ln(\ln n_{ui}) - \ln(U_i/U_0) = \ln(S_1 t_i/t_{пл}) + S_2 \ln \ln \lambda_i + S_3 (\ln \ln \lambda_i)^2, \quad (1.27)$$

що, у свою чергу, дозволяє визначати коефіцієнти  $m_i$  и  $S_i$  шляхом інтерполювання з використанням стандартних підпрограм та алгоритмів [78, 79].

$$n_{ii} = \exp[m_1(t_i - t_o)(\ln \lambda_i)^{(\overline{m_2 + m_3 \ln \ln \lambda_i})}];$$

$$n_{ui} = (U_i / U_0)^{S_1(t_i / t_{nn})(\ln \lambda_i)^{(S_2 + S_3 \ln \ln \lambda_i)}},$$

$$\ln(\ln n_{ui}) - \ln U_i / U_0 = \ln(S_1 t_i / t_{nn}) + S_2 \ln \ln \lambda_i + S_3 (\ln \ln \lambda_i)^2,$$

Графічна інтерпретація залежностей (1.24) та (1.25), що відповідає кількісним оцінкам даних коефіцієнтів, представлена на рисунку 1.10.

З наведених розподілів очевидним є що зі збільшенням температури  $t$  і ступеня деформації  $\varepsilon$  значення коефіцієнтів  $n_t$  знижуються, а значення коефіцієнта  $n_u$  монотонно зростають. Кількісна оцінка добутку зазначених коефіцієнтів, що характеризує ступінь уточнення розглянутої методики визначення механічних властивостей, знаходиться в діапазоні  $(n_t \times n_u) = 0,74...1,02$ – для міді М1 та  $(n_t \times n_u) = 0,78...1,04$ – для латуні Л60 (рис. 1.10). Все це ще раз підтверджує необхідність максимально повного обліку всієї групи факторів, властивих процесам і гарячої та холодної деформації.

Слід зазначити, що з погляду процесів холодної обробки тиском, таких як процеси волочіння, листового штампування та інші, більш прийнятним є використання в якості показника деформованого стану не величини відносного обтиснення, а інтенсивності деформації  $\varepsilon_u$ , яка визначається:

$$\varepsilon_u = (\sqrt{2}/3) \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2}, \quad (1.28)$$

де  $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$  – головні логарифмічні деформації.

Враховуючи, що при прокатуванні відносно широких листів та смуг  $\varepsilon_1 = \ln(h_0/h_1) = \ln(1 - 1/\varepsilon_h)$ ,  $\varepsilon_2 = 0$ ;  $\varepsilon_3 = -\varepsilon_1$ , інтенсивність деформації  $\varepsilon_u$  будучи вираженою через величину відносного обтиснення  $\varepsilon_h$ , відповідає:

$$\varepsilon_u = (\sqrt{2}/3) \sqrt{6\varepsilon_1^2} = (2/\sqrt{3}) \ln(1 - 1/\varepsilon_h). \quad (1.29)$$

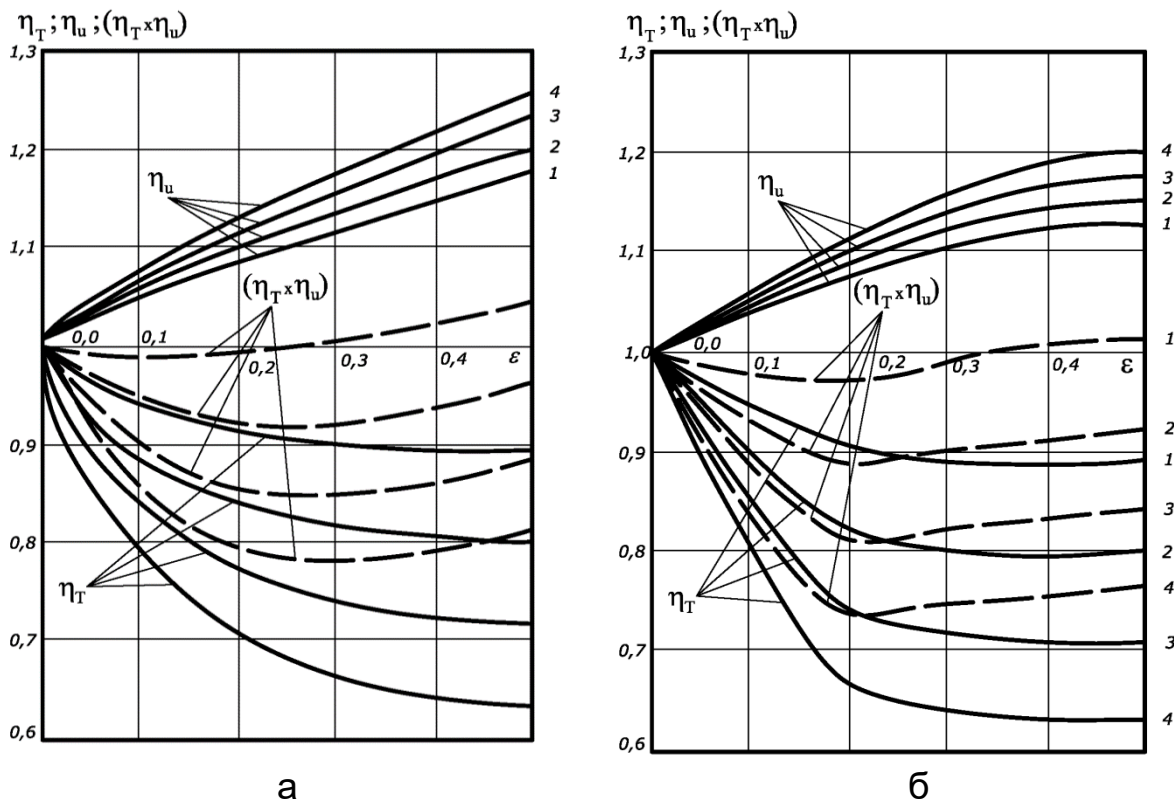


Рис. 1.10. Розрахункові значення термомеханічних коефіцієнтів стосовно холодної деформації латуні Л60 (а) та міді М1 (б)


Саме залежність (1.29) може бути використана для первісного перекладу графічних інтерпретацій  $\sigma_T = F(\varepsilon_h)$  в  $\sigma_T = F(\varepsilon_u)$  (див. рис. 1.5, 1.6) та для подальшого визначення коефіцієнтів регресії поліноміального аналітичного опису виду:

$$\sigma_T = \sigma_{T0} + a_1^* \varepsilon_u + a_2^* \varepsilon_u^2 + a_3^* \varepsilon_u^3, \quad (1.30)$$

що є аналогічним за структурою залежності (1.16), але використовує при кількісній оцінці деформованого стану більш загальний показник  $\varepsilon_u$ .

### 1.3. Математичне моделювання умов зовнішнього контактного тертя в осередку деформації процесів поздовжньої прокатки

Крім механічних властивостей деформованого середовища (див. теми 1.1, 1.2) іншими найважливішими параметрами, що багато в чому зумовлюють результуючі характеристики прокатки, є рівень і характер



розподілів умов зовнішнього контактного тертя по довжині осередку деформації. Дослідженню цього питання присвячено цілу низку робіт, результати яких досить широко представлені у вигляді різноманітних графічних та аналітичних інтерпретацій. При цьому було встановлено, що в загальному випадку умови контактного тертя як при гарячій, так і при холодній прокатці залежать від цілого ряду факторів, основними з яких є матеріали, а також стан і шорсткість поверхні робочих валків і смуг, що прокочуються, фізико-механічні властивості, ступінь ефективності та способи подачі технологічних мастил, режими обтиснень, температура та швидкість прокатки, схема навантаження та ін.

Наявність великої кількості зазначених вище факторів робить пріоритетними експериментальні дослідження умов контактного тертя, які проводяться на основі різних методик. Як основоположні принципи наступних аналітичних описів використовують або закон Кулона-Амонтона, що передбачає наявність функціонального зв'язку дотичних  $\tau$  і нормальних  $p$  контактних напружень  $\tau = p \cdot f$ , або закон пластичного тертя, що передбачає при прокатуванні відносно широких листів і смуг наявність функціонального зв'язку дотичних контактних напружень  $\tau$  і подвоєного значення опору зсуву  $2K$  металу, що деформується:  $\tau=2K\mu$ . При цьому вибір того чи іншого закону значною мірою визначається об'єктом та методом теоретичного дослідження. Зокрема, закон Кулона-Амонтона частіше використовують стосовно аналізу процесів холодної прокатки на основі різноманітних спільних рішень диференціальних рівнянь рівноваги та умови пластичності. Закон пластичного тертя частіше застосовують при аналізі процесів гарячої прокатки і процесів дресування, а також при використанні методу полів ліній ковзання і різного роду методів, заснованих на енергетичних підходах. Кількісні оцінки та аналітичні залежності, що рекомендуються в цих випадках, для визначення інтегральних і поточних по довжині осередку деформації  $L$ , значень коефіцієнтів тертя  $f$  і  $\mu$  представлені в роботах та інших.

Що стосується умов контактної тертя при холодній і асиметричній прокатці відносно тонких стрічок, листів і смуг особливий інтерес представляє можливість сталої реалізації даних технологічних схем за наявності негативної величини випередження  $S$ , тобто, за наявності окружної швидкості робочих валків  $V_B$ , що перевищує швидкість переміщення металу  $V_1$  у перерізі на виході з осередку деформації. Експериментально наявність зазначеної вище можливості було зазначено в роботах Василева Я. Д., при цьому величина випередження склала  $S = -0,2 \dots 0,3$  і у всіх цих випадках, що характеризуються застосуванням технологічного мастила, пробуксовки робочих валків не спостерігалось

З точки зору фізичної сутності процесу прокатки можливість його стійкої реалізації за наявності негативної величини випередження, як показали результати якісного та кількісного аналізу, пояснюється тим, що збільшення ступеня відставання смуги, а разом з цим і підвищення рівня відносного ковзання на контактних поверхнях, зумовлені недоліком активних складових умов рівноваги та балансу енергетичних витрат в осередку деформації, спричиняють збільшення як поточних  $\tau_x, f_x$ , так і середньоінтегральних  $\tau_c, f_c$  показників дотичних контактних напружень. Зазначене забезпечує рівноважний стан процесу пластичної формозміни на новому рівні кінематичних умов його реалізації. Аналітично зазначений вище механізм, як показали результати експериментальних досліджень, проведених за допомогою трикомпонентних точкових месдоз на спеціальній установці, що моделює процес деформації між нерухомими та приводним робочими валками (процес ДНПВ), може бути представлений у вигляді:

$$f_x = (\text{Sign}Z_e) f_0 \left| Z_c^{a_f(1-S/S_0)} \right|, \quad (1.31)$$

де  $Z_e = \frac{h_0[h_x - (1+S) \cdot h_1]}{h_x[h_0 - (1+S) \cdot h_1]}$  – допоміжний параметр, що характеризує величину відносного ковзання на контактних поверхнях робочих валків;

$\text{Sign}Z_e$  – функція знаку, яка визначається:

$$\text{Sign}Z_e = \begin{cases} 1 & \text{при } Z_e > 0; \\ 0 & \text{при } Z_e = 0; \\ -1 & \text{при } Z_e < 0, \end{cases}$$

$h_0, h_x, h_1$  – вихідне, поточне і кінцеве значення товщини смуги, що прокатується в даному проході;

$f_0$  – інтегральний показник умов контактного тертя;

$\alpha f$  – коефіцієнт, що характеризує форму епюри розподілу  $f_x$  по довжині вогнища деформації;

$S_0$  – негативне випередження, що відповідає початку пробуксування робочих валків.

Можливість використання залежності (1.31) підтверджена результатами її графічної інтерпретації (рис. 1.13), а також результатами зіставлення одержуваних у цьому випадку розрахункових розподілів  $f_x$  з аналогічними розподілами, отриманими експериментально у роботі П. І. Полухіна. (рис. 1.14).

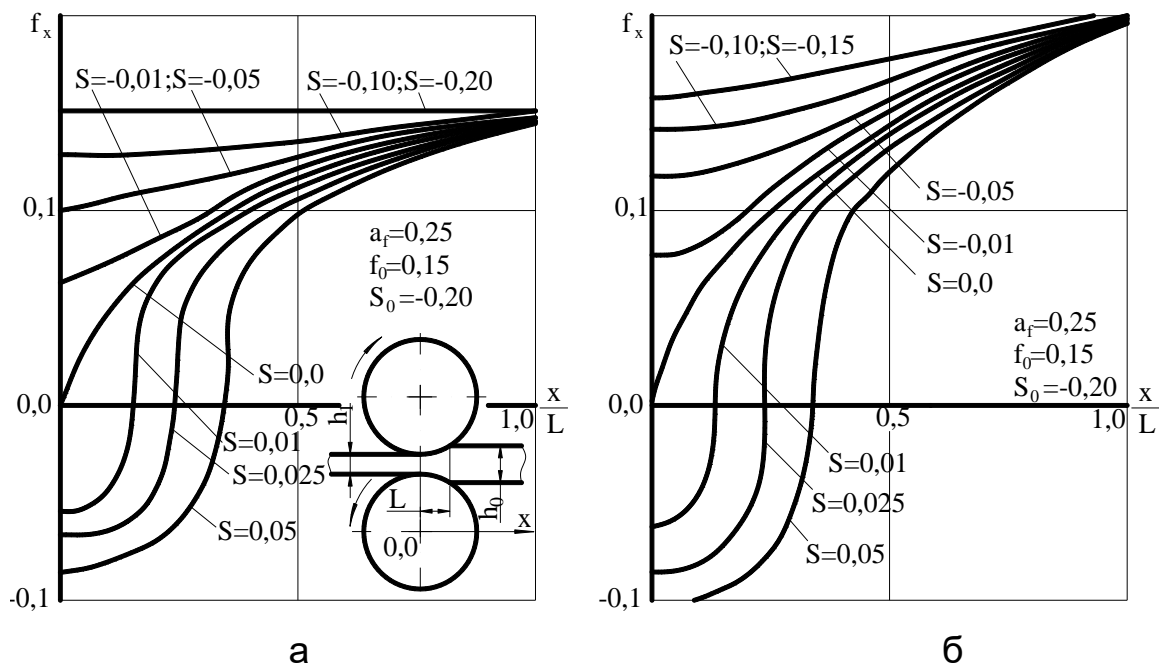


Рис. 1.13. Розрахункові (відповідно (1.31)) розподілу коефіцієнта  $f_x$ , характеризує згідно із законом Кулона-Амонтона умови контактного тертя при холодній прокатці щодо тонких листів та смуг

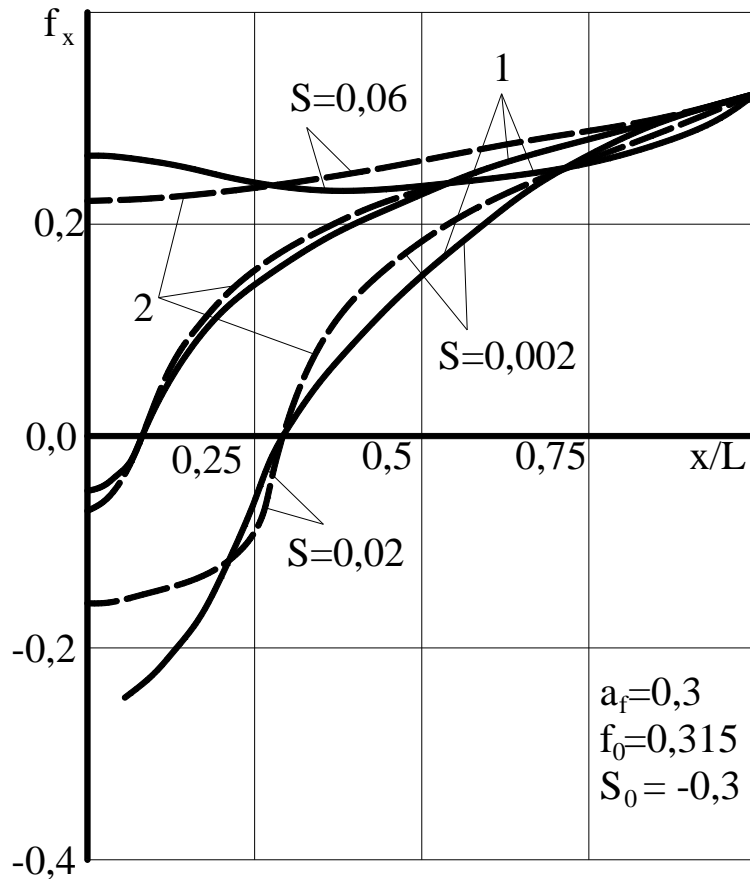
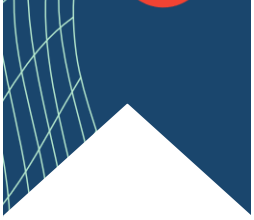



Рис. 1.14.<sup>2)</sup> Емпіричні (1) та розрахункові згідно (2.31) (2) розподілу коефіцієнта тертя  $f_x$  при різних технологічних режимах процесу холодної прокатки алюмінієвих смуг

Слід зазначити, що умови реалізації процесу ДНПВ, що характеризуються наявністю тільки зони випередження на контактній поверхні нерухомого і тільки зони відставання на контактній поверхні приводного робочих валків, дозволяють безпосередньо визначити середньоінтегральні значення коефіцієнтів зовнішнього тертя  $f_3$  процесами волочіння та холодної прокатки щодо тонких листів і смуг. Експериментальна установка, що використовується в цьому випадку на базі промислово-лабораторного стану 55/260x200, ілюстрована рис. 1.15, а отримані при цьому результати дозволили оцінити механізм формування умов контактного тертя як в детермінованому, так і в імовірнісному аспектах (рис. 1.16).





Гіпотеза про нормальний закон розподілу була відкинута лише стосовно 8% реалізацій від їх загальної кількості. Коефіцієнти варіацій інтегральних показників умов контактного тертя на приводних  $\vartheta_{f_{c2}}$  робочих валках відповідали  $\vartheta_{f_{c1}} = 0,02 \dots 0,07$  і  $\vartheta_{f_{c2}} = 0,03 \dots 0,08$ , причому великі значення даних коефіцієнтів варіації відповідали меншим значенням математичних очікувань, тобто, використання найефективніших технологічних мастил. Експериментальне дослідження та подальший аналітичний опис поточних показників умов зовнішнього контактного тертя, знання яких необхідно як вихідні дані при розробці чисельних математичних моделей були проведені шляхом одночасного вимірювання розподілів нормальних і дотичних контактних напружень по довжині осередку деформації. Методика зазначеного дослідження, а також варіанти конструктивного виконання спеціальної експериментальної установки, що використовується в цьому випадку (рис. 1.17).

В результаті аналізу отриманих результатів було встановлено, що поточні значення дотичних напружень на контактних поверхнях провідних робочих валків  $\tau_{x1}, \tau_{x1}/p_x$  а разом з ними і поточні значення коефіцієнтів зовнішнього тертя  $f_{x1}$ , за довжиною осередку деформації зазнають суттєвих кількісних змін, а у разі позитивної величини випередження змінюють свій напрям, тобто, згідно з векторними уявленнями змінюють свій знак.

При величині випередження, що дорівнює нулю, епюри розподілів  $\tau_{x1}$  і  $f_{x1}$  мають опуклу форму з мінімумом, в абсолютному вимірі, близьким до нуля, в перерізі на виході металу з валків. Інтегральні показники та характер розподілів  $t_{x1} = F_1(x_1/L_1)$  і  $f_{x1} = F(x_1/L_1)$  у цьому випадку визначаються умовами технологічного мастила, мікрогеометрією контактуючих поверхонь, а також геометричними, кінематичними та енергосиловими параметрами процесу прокатки.

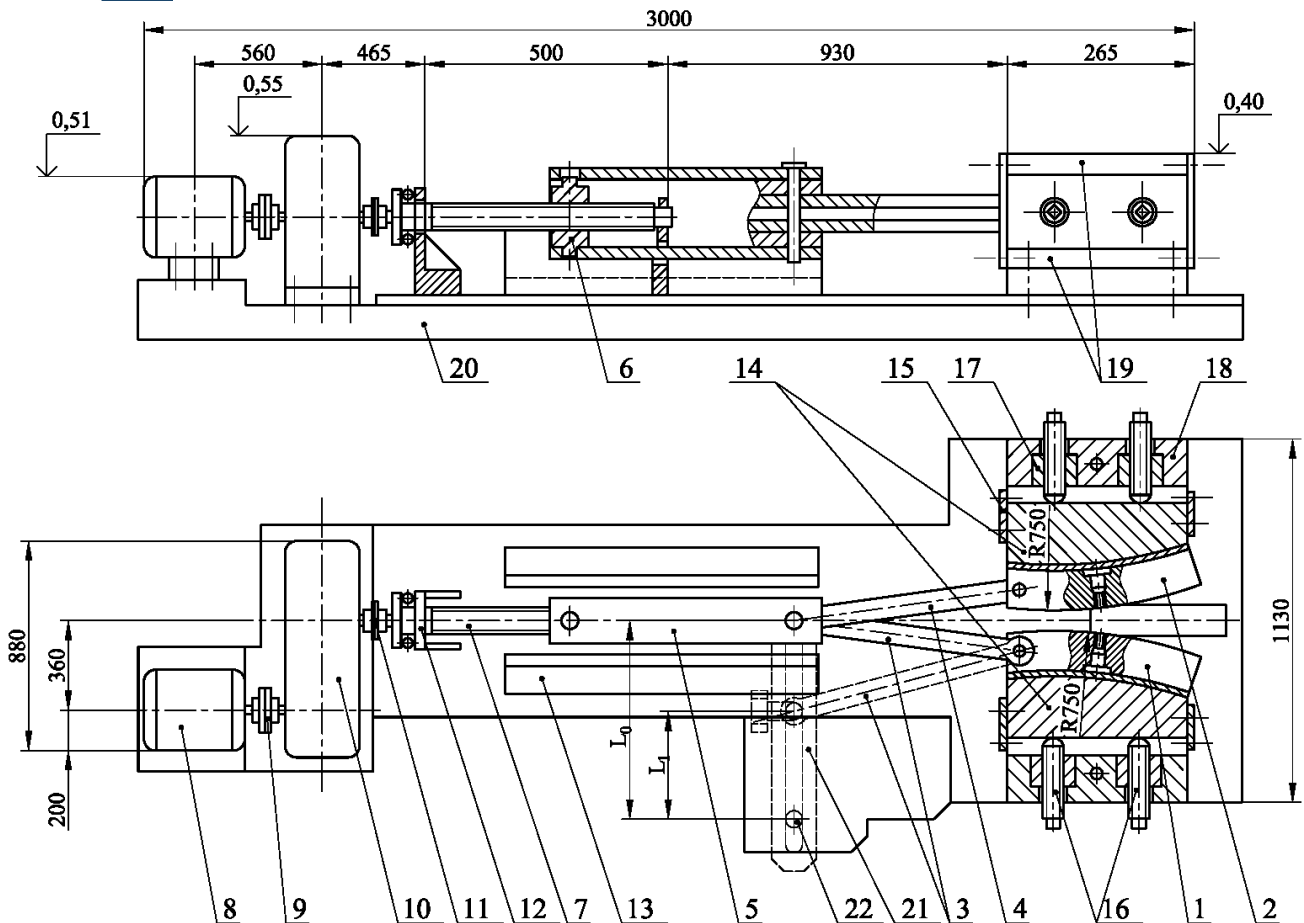



Рис. 1.17. Конструкція пристрою для пластичної деформації, що використовується при експериментальному дослідженні локальних характеристик напруженого стану в осередку деформації процесів симетричної та асиметричної прокатки багатшарових поліметалевих листових композицій

Щодо аналізу кількісних описів поточних показників умов контактного тертя при холодній прокатці тонких смуг, необхідно зупинитися на можливості використання більш простих порівняно з (1.31) рішень, що розглядаються диференційовано для зони відставання та зони випередження:

$$f_{x_{от1(2)}} = f_{0_{от1(2)}} \left( \frac{x - L_{on1(2)}}{L - L_{on1(2)}} \right)^{a_{f1(2)}} ; f_{x_{он1(2)}} = -f_{0_{он1(2)}} \left( \frac{L_{on1(2)} - x}{L_{on1(2)}} \right)^{a_{f1(2)}} , (1.32)$$

де  $f_{0_{от1(2)}}$  і  $f_{0_{он1(2)}}$  - опорні значення коефіцієнтів тертя, що відповідають значенням даних коефіцієнтів у перерізах на вході та виході металу з осередку деформації;



$L_{00п1}$  і  $L_{00п2}$  – протяжності зон випередження на провідному та веденому робочих валках;


$a_{f1}, a_{f2}$  – ступеневі показники, що характеризують форму епюр відповідних розподілів.

Використавши умову еквівалентності площ реальних та апроксимуючих епюр розподілу, опорні значення коефіцієнта тертя можна визначити як:

$$f_{0от1(2)} = f_{cot1(2)}(a_{f1(2)} + 1); f_{0он1(2)} = f_{con1(2)}(a_{f1(2)} + 1), \quad (1.33)$$

де  $f_{cot1(2)}$  і  $f_{con1(2)}$  – середньоінтегральні значення коефіцієнтів тертя для зони відставання та зони випередження на кожному з робочих валків.

Залежності аналогічні (1.32) і (1.33) можуть бути використані і по відношенню до поточних значень коефіцієнта пластичного тертя  $\mu_{хот}$  і  $\mu_{хон}$ , при цьому на відміну від виразу (1.31) та в методиках робіт, що надають кількісну оцінку коефіцієнта  $f_{x1(2)}$  у функціональному зв'язку поточного значення товщини смуги і, як наслідок, від величини відносного ковзання, аналітичні описи (1.32) визначають той самий коефіцієнт безпосередньо залежно від поточного значення геометричної координати  $x$ . Зазначене, у свою чергу, дозволяє спростити структуру відповідного алгоритму, а можливість диференціального обліку умов контактного тертя в зоні відставання та зони випередження, надана залежністю (1.33), дозволяє підвищити точність результатів математичного моделювання, особливо у разі моделювання процесу прокатки зі значною величиною позитивного випередження. Реальні значення показника форми епюри  $a_f$  у разі перебувають у діапазоні  $0,2 \dots 0,4$ , а величина  $f_0$  визначається, переважно, умовами реалізації процесу прокатки, що характеризуються інтегральними показниками умов контактного тертя. Дослідження інтегральних показників умов контактного тертя стосовно умов реалізації різних технологічних



схем процесу холодної прокатки відносно тонких смуг було проведено відповідно до розроблених способів вимірювання сили та коефіцієнта тертя при холодній деформації металу, технологічна сутність яких детально викладена в авторському свідоцтві на винахід №1048613 USSR.

Реалізація даного способу вимірювання сили та коефіцієнта тертя на промислово-лабораторному стані 55/260x200 (див. рис. 1.15) із здійсненням реверсування процесу деформації зі швидкістю переднього кінця смуги  $V_1$  рівною або меншою за окружну швидкість приводного робочого валка  $V_{B1}$  в першому випадку (рис.1.18,б) і зі швидкістю заднього кінця смуги  $V_0$  не меншої окружної швидкості приводного валка  $V_{B1}$  у другому випадку (див. рис. 1.18, в), а також з обтисканнями в першому та другому проходах, відповідними обтисканням металу в зоні відставання та в зоні випередження, дозволила дослідити інтегральні показники контактної взаємодії металу та інструменту диференційовано для зони відставання та зони випередження осередку деформації процесу холодної прокатки. У процесі проведення експериментальних досліджень латунні та сталеві смуги перетином  $h_0 \times b_0 = 0,6...1,8 \times 40...150$  мм деформували з різними одиничними обтисканнями та із застосуванням різних технологічних мастил, у тому числі й мастил, розроблених співробітниками Приазовського державного технічного університету: ОЛ-1Т, ОЛ-1С, ОЛОН, Сінсопол, Мікросинтол, ЕКС-1.

Шорсткість робочої поверхні приводного валка зі сталі 9Х, відповідала  $\sqrt[1,25]{}$ , а нерухомого з металокерамічного карбідо вольфрамо-кобальтового твердого сплаву ВК-15 –  $\sqrt[0,1]{}$ .

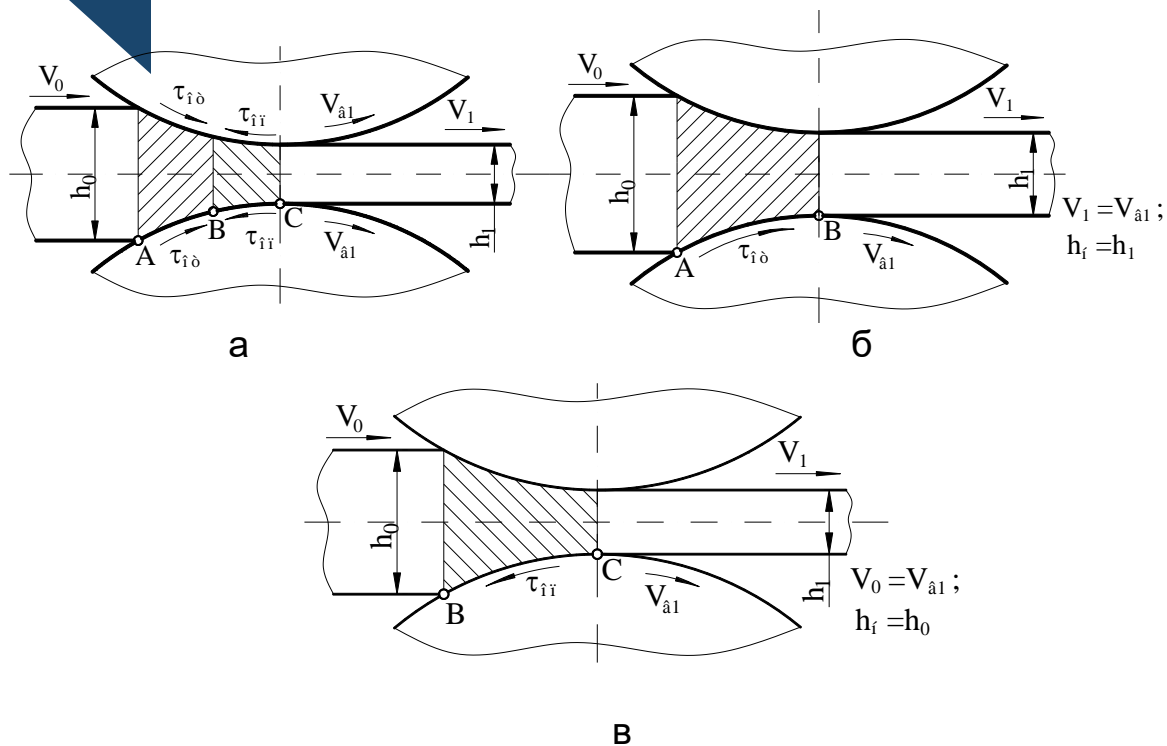
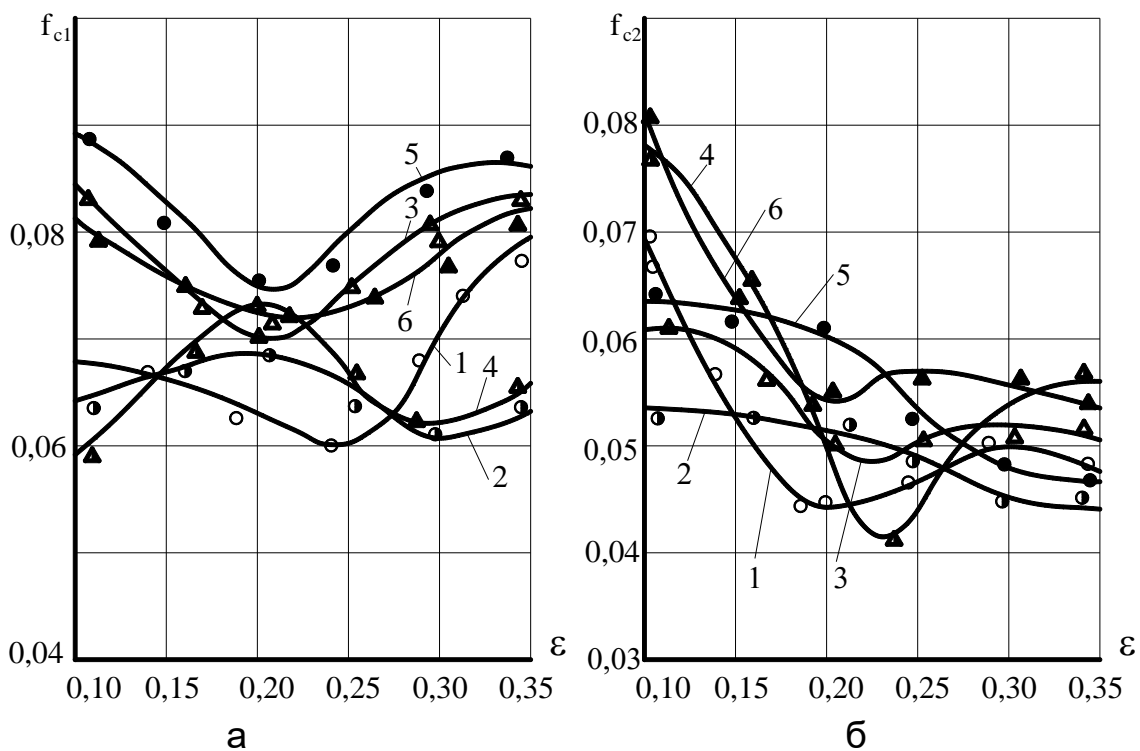


Рис. 1.18. Схема осередку деформації при прокатці (а), а також при реалізації способу вимірювання сили прокатки та коефіцієнта тертя шляхом моделювання зони відставання (б) та зони випередження (в)

Як приклад результатів проведених досліджень на рис. 1.19 представлені емпіричні розподіли коефіцієнтів  $f_{c1}$  і  $f_{c2}$  залежно від величини відносного обтиснення. Технологічні мастила у разі наносилися як емульсії 4% концентрації. Аналіз отриманих результатів, що визначають умови контактного тертя з боку загальмованого робочого валка, показав, що характер їх зміни істотно залежить від величини відносного обтиснення смуги (див.рис.1.19,б),при цьому максимальні значення  $f_{c2}$  відповідають невеликим обтисканням. У міру збільшення  $\epsilon$  кількісні оцінки  $f_{c2}$  знижуються, досягаючи свого мінімуму при  $\epsilon = 0,2 \dots 0,3$ , а потім починають монотонно зростати. Зважаючи на те, що поверхні загальмованого валка і смуги мають певний мікрорельєф, шар мастила, укладений між контактними поверхнями, є нерівномірним по товщині. Поряд із ділянками зі значними обсягами мастила існують ділянки максимального зближення поверхонь. Однак за рахунок наявності в досліджуваних мастилах поверхнево

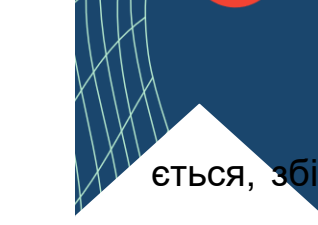
активних речовин, що утворюють міцні граничні плівки, у точках максимального зближення поверхонь зберігається найтонший екрануючий шар мастила. У цьому випадку, очевидно, вся контактна зона складається з ділянок граничного і рідинного тертя, що чергуються. Причому за невеликих ступенів деформації ( $\epsilon=0,1\dots0,15$ ) частка ділянок граничного тертя переважає. Цим, мабуть, і пояснюються дещо підвищені значення коефіцієнта  $f_{c2}$ , що характеризує умови контактного тертя у вказаному діапазоні відносних обтиснень.



1 – ОЛ-1Т; 2 – ОЛ-1С; 3 – ОЛОН; 4 – Синсопол; 5 – ЭКС; 6 – Мікромінтол

Рис. 1.19. Емпіричні розподіли коефіцієнтів зовнішнього тертя  $f_{c1}, f_{c2}$  на приводному (а) та нерухомому (б) робочих валках залежно від величини відносного обтиснення  $\epsilon$  при деформації латунних (Л63) смуг з різними технологічними мастилами

З подальшим збільшенням ступеня деформації площа поверхні мікрорельєфу смуги внаслідок пластичної деформації мікровиступів зменшу-

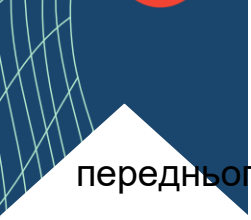


ється, збільшуючи цим площу зіткнення з поверхнею деформуючого інструменту. Частка ділянок рідинного тертя зростає і, як наслідок, у цьому діапазоні обтиснень ( $\epsilon=0,2\dots0,3$ ) величина коефіцієнта тертя  $f_{c2}$  суттєво знижується. Подальше збільшення ступеня деформації призводить до того, що на ділянках максимального зближення мікронерівностей інструменту та смуги екрануючий шар мастила та поверхневої окисної плівки руйнується, що, у свою чергу, сприяє виходу на поверхню великих обсягів неокисленого металу та викликає підвищене мікросхоплювання. Крім того, зі збільшенням обтискання погіршуються умови надходження мастила у осередок деформації. Тому при подальшому збільшенні ступеня деформації ( $\epsilon=0,3\dots0,5$ ) коефіцієнт  $f_{c2}$ , що характеризує умови контактного тертя на нерухомому валку, монотонно зростає (див. рис. 1.20).

Стосовно емпіричних розподілів коефіцієнта тертя на приводному, тобто, на ведучому робочому валку  $f_{c1}=F(\epsilon)$  (див.рис.1.19,а) слід зазначити, що характер їх зміни якісно відповідає розглянутій раніше залежності  $f_{c2}=F(\epsilon)$  і практично повністю відповідає результатам аналогічних досліджень. В даному випадку шорсткість приводного робочого валка можна порівняти з вихідною шорсткістю смуги, тому рівень середньоінтегральних оцінок коефіцієнтів тертя на контактній поверхні приводного робочого валка (див.рис.1.19,а) трохи вище, ніж на контактній поверхні нерухомого (див. рис. 1.19, б)

Реалізація другого етапу експериментальних досліджень ставила за мету диференційовану оцінку середньоінтегральних значень коефіцієнтів тертя для зони відставання  $f_{c1\text{ OT}}$  та зони випередження  $f_{c1\text{ ОП}}$  реального осередку деформації процесу холодної прокатки (див. рис. 1.18, а).

З урахуванням цього на промислово-лабораторному стані 55/260x200 здійснювали двопрохідну схему деформації смуги, при цьому в першому проході деформацію металу між загальмованим та приводним робочими валками здійснювали з обтисканням, рівним обтисканню металу в зоні відставання процесу прокатки, що моделюється, а швидкість

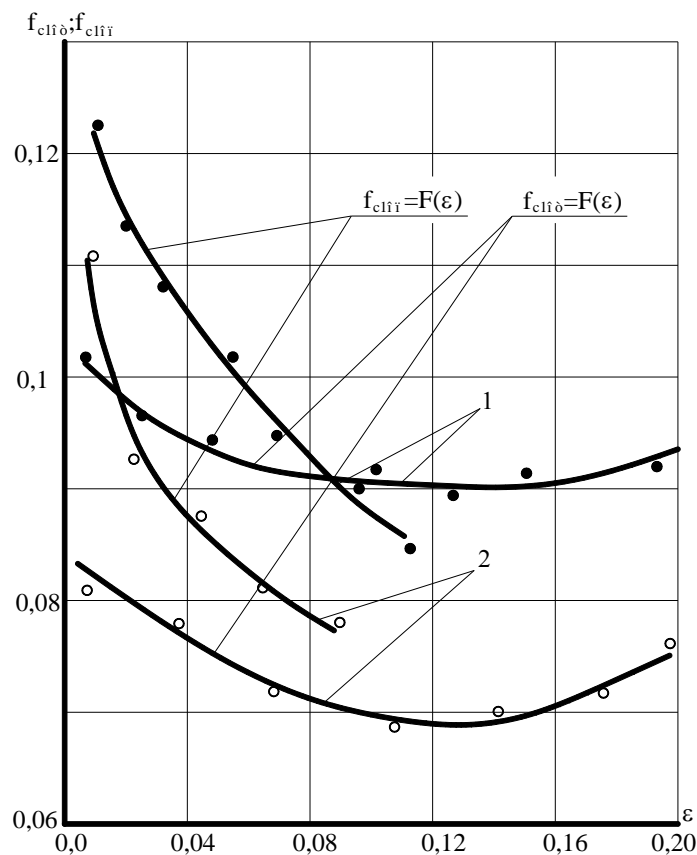


переднього кінця смуги на виході з осередку деформації відповідала окружній швидкості приводного робочого валка (див. рис. 1.15). Таким чином, на приводному робочому валку забезпечувався однозонний, що відповідає зоні відставання, характер розподілу контактних сил тертя (див. рис. 1.18 б).

Після закінчення першого пропуску приводи робочої кліті і моталок відключали, натискним механізмом смугу осаджували до необхідної величини, що відповідає обтиску для зони випередження процесу прокатки, що моделюється, і, перемкнувши приводи моталок, процес деформації реверсували у зворотному напрямку (див. рис. 1.18, в). Завдяки охопленню додаткового приводного валка 4 заднім кінцем смуги 1 швидкість переміщення на вході в осередок деформації відповідала окружній швидкості приводного робочого валка 2, причому привід робочої кліті працював в генераторному, тобто, гальмівному режимі, а необхідна для деформації смуги енергія вводилася тільки за рахунок переднього натягу смуги, створеного лівою моталкою (див. рис. 1.15). З урахуванням розглянутої кінематики на приводному робочому валку забезпечувався також однозонний, але відповідний зоні випередження характер контактних сил тертя (див. рис. 1.18, в).

Переходячи до аналізу результатів виконаних досліджень, деякі з яких у вигляді відповідних графічних інтерпретацій представлені на рис. 1.20, необхідно зазначити, що в загальному випадку середньоінтегральна кількісна оцінка коефіцієнта тертя в зоні випередження процесу прокатки дещо відрізняється від аналогічного показника для зони відставання. Причому для зони випередження характерні великі значення коефіцієнтів тертя, що перевищують за інших рівних умов кількісні оцінки на 10...30% (див. рис. 1.20). Зазначене якісно відповідає результатам досліджень інших авторів, а його фізична сутність пояснюється тим, що в результаті знакозмінних зсувних деформацій відбувається більш інтенсивне, в порівнянні з однозонним ковзанням, розхитування мікроструктури, утворення

нових поверхонь і різноманітних дефектів, а це, у свою чергу, і створює більш екстремальні умови для появи адсорбційної пластифікації. Крім того, умови контактного тертя в зонах, що розглядаються, характеризуються різними обсягами технологічного мастила, різними рівнями нормальних контактних напружень і механічних властивостей деформованого металу, а також різними рівнями і спрямованістю відносного ковзання, а, отже, і спрямованістю мікронерівностей. Все це і зумовлює відносно збільшення коефіцієнта, що характеризує умови контактного тертя у зоні випередження.



1 – (•)веретене-1; 2 – (○)-ОЛОН у вигляді 4% емульсії

Рис. 1.20. Емпіричні розподіли коефіцієнтів зовнішнього тертя для зони відставання та зони випередження залежно від величини відносного обтиснення при прокатці відпалених смуг з латуні Л63 з різними технологічними мастилами



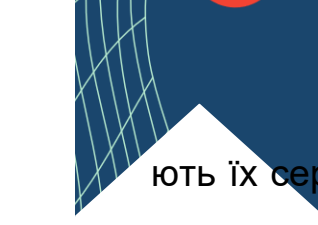
## ТЕМА 2.

# МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ГАРЯЧОЇ ПРОКАТКИ ЛИСТОВОГО МЕТАЛОПРОКАТУ

### 2.1 Математичне моделювання напружено-деформованого стану при прокатці відносно товстих монометалевих листів і смуг

Теоретичне дослідження напружено-деформованого і кінематичного станів металу в осередку деформації відносно товстих листів і смуг проводять на основі двовірних методів, наприклад, методу полів ліній ковзання, що дозволяє повною мірою врахувати двовимірний характер пластичної формозміни і відрізняється високим ступенем своєї інформативності.

При прокатуванні відносно товстих листів та смуг, тобто, при відношенні довжини дуги контакту  $l$  до середньої товщини  $h_{cp}$  менше одиниці ( $l/h_{cp} \leq 1,0$ ), характерними особливостями є наявність значної нерівномірності розподілів напружень, деформацій та швидкостей по висоті зони пластичного формозміни, а також поширення на більшій частині контактної поверхні зони прилипання деформованого металу до робочих валків. Враховуючи зазначені вище особливості процесу прокатки і основні допущення методу полів ліній ковзання, а також те, що у разі деформації відносно товстих листів і смуг контактні напруження відповідно до принципу Сен-Венана мають порівняно малий вплив на напружений стан, як модель осередку деформації приймають поля ліній ковзання, утворені двома нерівними круговими дугами. Поле ліній ковзання у фізичній площині представлено на рис. 2.1 а побудовано в припущенні, що нормальні і дотичні напруження на контактній поверхні розподіляються рівномірно і дорівню-

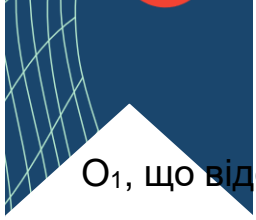


ють їх середньоінтегральним значенням при цьому дотичні контактні напруження мають один знак і спрямовані в бік руху металу, що деформується.

Безпосередньо побудова полів характеристик у фізичній площині в цьому випадку здійснюють графічно або чисельно шляхом заміни контактної дуги хордою з кутом нахилу до осі  $x$ , рівним середньоарифметичному значенню кута нахилу кривої в початковій і кінцевій точках. При графічній побудові кутовий крок сітки приймають рівним  $5^\circ$ . Якщо ж не враховувати обертальні компоненти швидкості на контактній поверхні, тобто, вважати, що діаметр валка значно перевищує висоту області прилипання в приконтатній зоні, то отримуємо поле ліній ковзання, що відповідає граничним умовам для швидкостей, і на його основі верхньограничну оцінку величини середньоінтегральної нормальної контактної напруження. Перевірку відповідності поля ліній характеристик у фізичній площині граничним умовам для швидкостей можна провести, побудувавши відповідне йому поле характеристик у площині годографа швидкостей (див. рис.2.1,б), врахувавши властивість ортогональності сімейства характеристик у фізичній площині та площині годографа.

Безпосередньо побудова поля характеристик у площині годографа починають з точки  $O$  на осі смуги, в якій перетинаються жорсткопластичні межі. Врахувавши геометричну симетрію осередку деформації, дане поле показників будують тільки для його верхньої частини.

Швидкості жорстких областей на вході та виході з осередку деформації відомі та рівні, відповідно,  $V_0$  та  $V_2$ . У площині годографа вони відображаються векторами  $O_3A_1$  і  $O_3B_1$ , проведеними з полюса годографа тобто, із точки  $O_3$ . Лінії ковзання  $AFO$  та  $BDO$  є лініями розриву тангенційних складових швидкостей. У точці  $O$  (див. рис. 2.1, а) розриви швидкостей уздовж лінії  $AFO$  і  $BDO$  спрямовані, відповідно, під  $45^\circ$  і  $135^\circ$  до осі смуги (вісь  $x$ ). Провівши з точок  $A_1$  і  $B_1$  відрізки прямих  $O_1A_1$  і  $O_1B_1$  під кутами  $45^\circ$  і  $135^\circ$  до напрямку векторів швидкостей  $V_0$  і  $V_1$  отримуємо в перетині точку



$O_1$ , що відображає в площині годографа швидкість точки  $O$  пластичної області.

Враховуючи, що розриви тангенціальної складової швидкості вздовж лінії ковзання постійні, і відповідні характеристики у фізичній площині та площині годографа ортогональні, знаходимо відображення лінії  $AFO$  і  $BDO$  в площині годографа. Вони відобразяться дугами кіл з центрами в точках  $A_1$  і  $B_2$ . Маючи в площині годографу характеристики двох різних сімейств (лінії  $A_1O_1D_1$  і  $B_1O_1F_1$ ), можна побудувати поле характеристик в області  $O_1D_1E_1F_1$ , що відображає область  $ODEF$  фізичної площини. Умова сумісності полів характеристик у фізичній площині (див. рис. 2.1,а) і площині годографа (див. рис. 2.1, б) полягає в рівності нулю потоку вектора швидкості через контактну поверхню. При прийнятих припущеннях ця умова виражається в тому, що вектор швидкості контактної області  $AEB$  ( $V_b$ ) повинен бути паралельний хорді дуги контакту. Зазначимо, що область  $AEB$  поля характеристика у фізичній площині (див. рис. 2.1,а), утворена двома родинями прямих ліній, є областю рівних напружень і швидкостей і відображається на полі швидкостей однією точкою  $E_1$  (див. рис. 2.1,б).

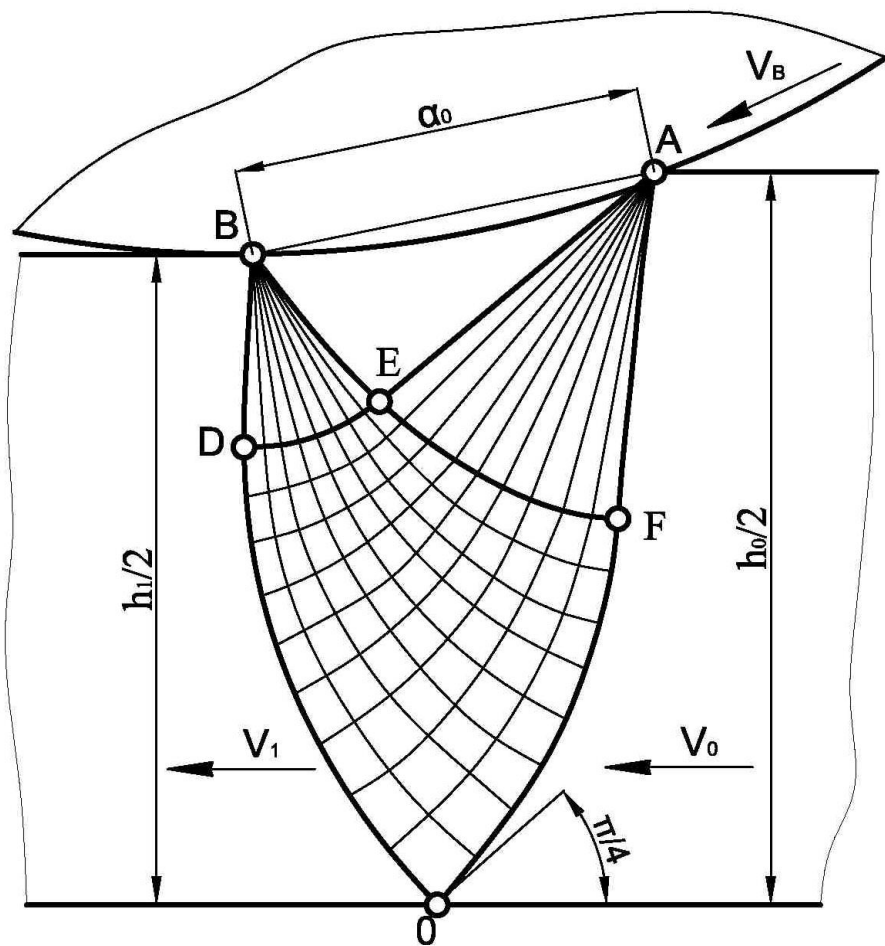
Умови тертя на контактній поверхні враховуються на полі ліній ковзання кутом  $\gamma$ , тобто, кутом підходу лінії ковзання  $AE$  до контактної поверхні (див. рис. 2.1, а), при цьому безпосередньо дотична напруження на контактній поверхні визначається із співвідношення:

$$\tau = K_c \cos 2\gamma, \quad (2.1)$$

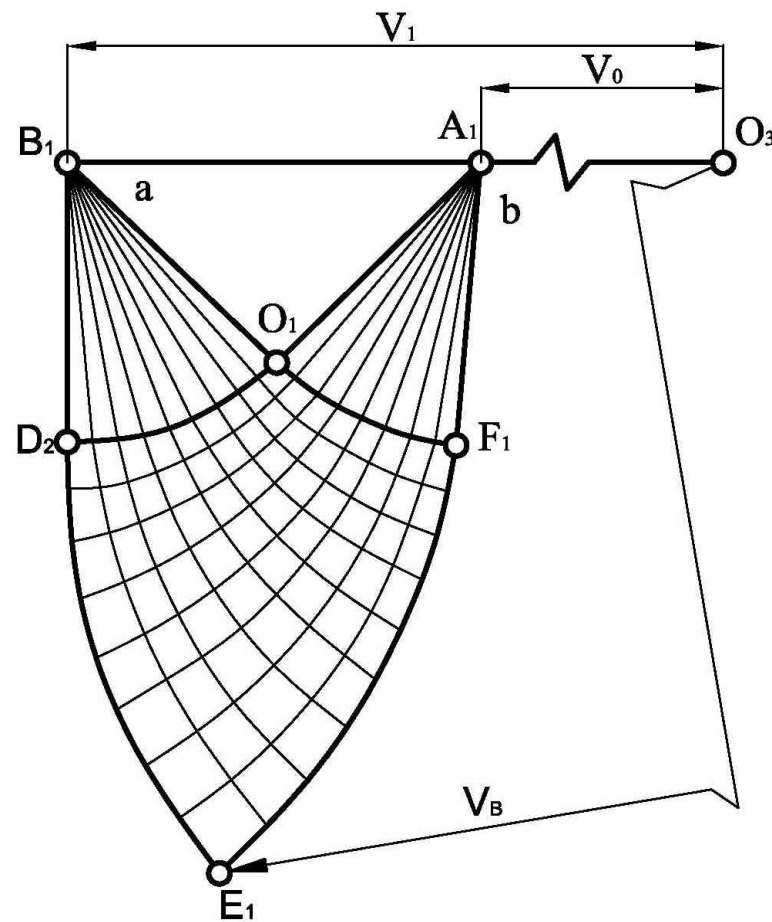
звідки

$$\gamma = \frac{1}{2} \arccos(\tau/K_c) = \frac{1}{2} \arccos 2\mu, \quad (2.2)$$

де  $\mu = \tau/2K_c$  – коефіцієнт пластичного тертя;



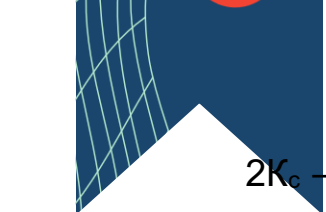
a



б

Рис.2.1 – Поля характеристик в фізичній площині (а) і в площині годографа швидкостей (б) при прокатці

$$3 \frac{l}{h_{cp}} = 0.3; \alpha = 20^{\circ}$$



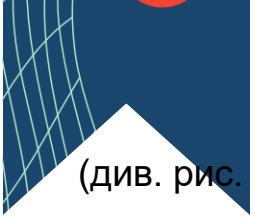
$2K_c$  – подвійне середньоінтегральне значення опору зсуву металу, що обробляється.

В якості моделі осередку деформації процесу гарячої прокатки при  $1,0 < l/h_{cp} < 3,0$  приймають поле ліній ковзання, представлене на рис. 2.2. Дане поле будується в припущенні, що на всій контактній поверхні має місце зона прилипання металу, що деформується, до робочих валків.

Поле характеристик у фізичній площині (рис. 2.2, а) являє собою дві області характеристик, що сходяться в точці на осі симетрії смуги, кожна з яких утворена двома рівними круговими дугами з центром в особливих точках. Відповідне йому поле характеристик у площині годографа швидкостей представлено на рис. 2.2 б, а його побудова проводиться аналогічно розглянутому вище і починається з точки О.

Область АЕОФВ ( $A'E/OF'B'$ ) поля характеристик у фізичній площині (див. рис. 2.2,а) являє собою область пластичної рівноваги, де напружений стан неоднорідний, а поле характеристик у площині годографа однорідне і деформаційні рухи відсутні. Зазначене свідчить про те, що при даних припущеннях швидкість області пластичної рівноваги відобразиться на площині годографа вектором, паралельним хорді дуги контактної поверхні (вектори  $O_3O_1$  і  $O_3O_1'$ ). Точка О в області пластичної течії відобразиться на полі швидкостей двома крапками ( $O_2$  и  $O_2'$ ).

Рівні між собою відрізки  $O_1O_2$ ,  $O_1'O_2$ ,  $O_1O_2'$ ,  $O_1'O_2'$  визначають величину і напрямок розривів тангенційних складових швидкостей у точці Про вздовж ліній ковзання АЕО,  $OF'B'$ ,  $A'E'O$ ,  $OFB$ , які відображені в площині годографа, відповідно, лініями  $O_2E_1$ ,  $O_2/F_1'$ ,  $O_2E_1'$  и  $O_2/E_1'$ . Области поля характеристик у фізичній площині АЕДЕ/ $A'C'$  и ВФОФ/ $B'D$  відображаються на площині годографа, відповідно, областями  $O_2E_1C_1E_1'$  и  $O_2F_1D_1F_1'$ , а умова сумісності полів характеристик у фізичній площині (див. рис. 2.2, а) та площини годографа



(див. рис. 2.2, б) полягає в рівності потоків вектора швидкості через жорстко-пластичні межі  $ACA'$  и  $BDB'$ , т.е.  $V_0h_0=V_1h_2$ .

Побудовані поля ліній ковзання відповідають умові позитивності потужності розсіювання енергії пластичної деформації та умові достатньої несучої здатності передбачуваних жорстких областей, а їх подальший розрахунок, тобто, безпосередньо визначення розподілів напружень, швидкостей і деформацій у всьому обсязі зони пластичної формозміни роблять на основі властивостей ліній ковзання.

При цьому безпосередньо розрахунок напруженого стану металу починають з визначення гідростатичної напруженості в особливій точці  $O$  (див. рис. 2.1,а) або в особливих точках  $C$  і  $D$  (див. рис. 2.2, а), виходячи з умови рівноваги відповідних жорсткопластичних меж під час проектування всіх сил на горизонтальну площину.

З урахуванням результатів цілого ряду теоретичних досліджень, проведених у тому числі і на основі методу полів ліній ковзання, математичне забезпечення з розрахунку енергосилових параметрів процесу гарячої прокатки щодо товстих монометалевих листів і смуг може бути представлено у вигляді наступної сукупності аналітичних залежностей.

Визначають величину абсолютного та відносного обтиснення смуги:

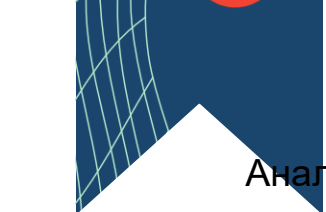
$$\Delta h = h_0 - h_1; \quad (2.3)$$

$$\varepsilon = \Delta h / h_0 \quad (2.4)$$

довжину дуги контакту  $l$  і середнє значення товщини смуги в осередку деформації  $h_{cp}$ :

$$l = \sqrt{R\Delta h}; \quad (2.5)$$

$$h_{cp} = 0,5(h_0 + h_1). \quad (2.6)$$



Аналогічно, тобто виходячи з чисто геометричних передумов, роблять  
й розрахунок кута захоплення  $\alpha_0$ :

$$\alpha_0 = \arccos(1 - \Delta h/R). \quad (2.7)$$

З урахуванням деформаційних та кінематичних характеристик на основі формули А. І. Целікова визначають середньоінтегральне значення швидкості деформації  $U_c$ :

$$U_c = V_1 \varepsilon / l, \quad (2.8)$$

після чого проводять розрахунок середньоінтегрального значення подвоєного опору зсуву металу смуги, що деформується  $2K_c$ :

$$2K_c = 1,155 \sigma_{T0} (6,67 \varepsilon)^{a_1} U_c^{a_2} (t/1000)^{a_3}; \quad (2.9)$$

де  $\sigma_{T0}$ ,  $a_1$ ,  $a_2$ ,  $a_3$  – базове значення межі плинності та значення ступеневих показників, що враховують вплив ступеня, швидкості та температури деформації.

Переходячи до визначення безпосередньо основних енергосилових параметрів процесу гарячої прокатки, проводять розрахунок коефіцієнта напруженого стану  $n_{\sigma 1}$ , що характеризує вплив зовнішніх зон та сил зовнішнього контактного тертя:

$$n_{\sigma 1} = 1 + 1,5(l - l/h_{cp})^3 \text{ при } l/h_{cp} \leq 1; \quad (2.10)$$

$$n_{\sigma 1} = 1 + 0,2(l - l/h_{cp} - 1) \text{ при } 1 < l/h_{cp} \leq 2,5; \quad (2.11)$$

$$n_{\sigma 1} = 1 + 0,5f(l/h_{cp} - 1) \text{ при } 2,5 < l/h_{cp}, \quad (2.12)$$



де  $f$  – коефіцієнт зовнішнього тертя на контактних поверхнях.

Визначають величину коефіцієнта напруженого стану  $n_{\sigma 2}$ , що характеризує вплив напружень переднього  $\sigma_1$  та заднього  $\sigma_0$  натяжінь:

$$n_{\sigma 2} = 1 - 0,5(\sigma_0/2K_c + \sigma_1/2K_c), \quad (2.13)$$

після чого визначають середньоінтегральне за довжиною осередку деформації значення нормальних контактних напружень:

$$P_{cp} = 2K_c n_{\sigma 1} x n_{\sigma 2}, \quad (2.14)$$

а разом із цим і величину сили прокатки:

$$P = p_{cp} b l. \quad (2.15)$$

З урахуванням відомого значення сили  $P$  величину сумарного по відношенню до обох робочих валків моменту прокатки  $M_{пр}$  визначають за формулою:

$$M_{пр} = 2 P \psi l, \quad (2.16)$$

де  $\psi$  - коефіцієнт плеча докладання рівнодіючої нормальної контактної напруження, що визначається, у свою чергу, як:

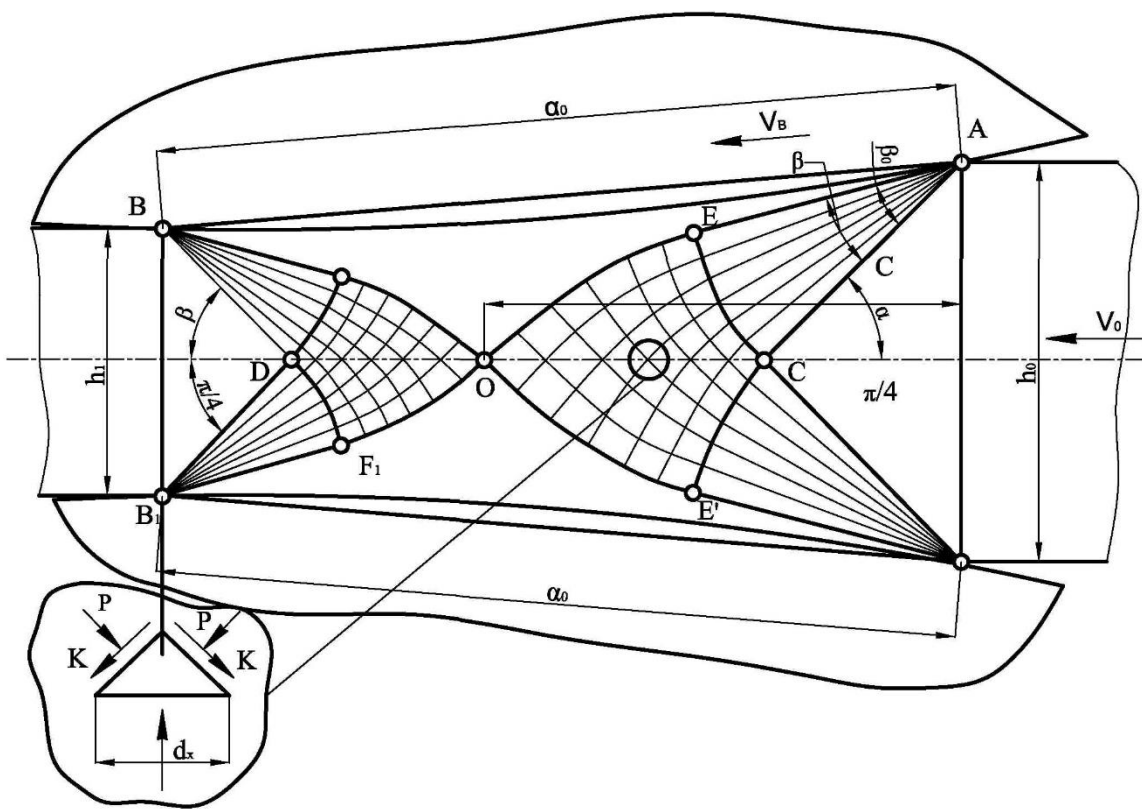
$$\psi = 0,6 - 0,3(0,5 - l/h_{cp})^2 \text{ при } 0,2 \leq l/h_{cp} \leq 0,7; \quad (2.17)$$

$$\psi = 0,6 - 0,15\sqrt{l/h_{cp} - 0,7} \text{ при } 0,7 < l/h_{cp} < 2,5; \quad (2.18)$$

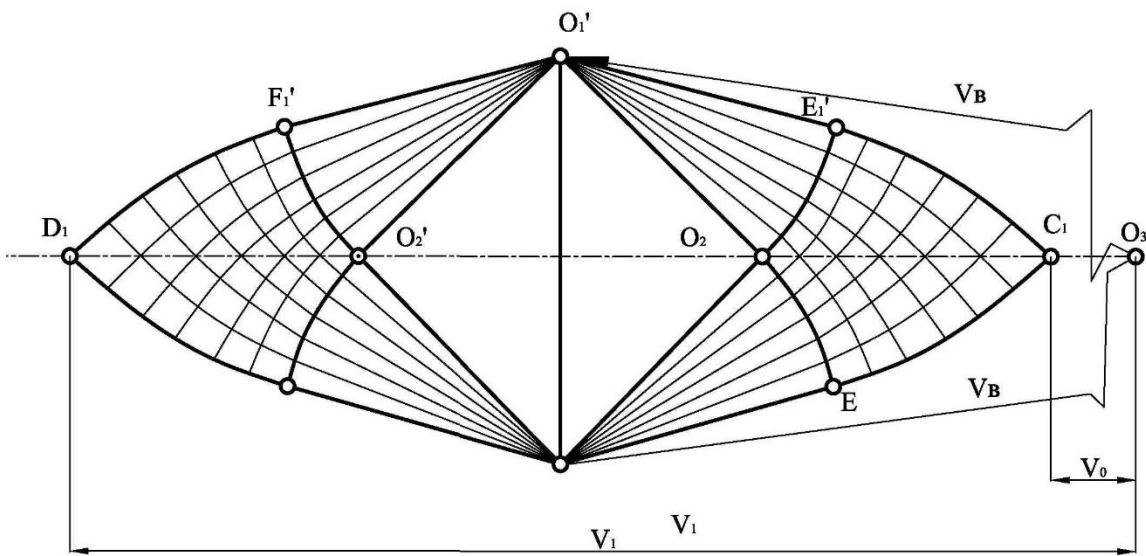
$$\psi = 0,404 - 0,022\sqrt{l/h_{cp} - 2,5} - 0,252\alpha_0 \text{ при } 2,5 \leq l/h_{cp}. \quad (2.19)$$

І, нарешті, з урахуванням відомого значення повного моменту  $M_{пр}$  визначають величину потужності прокатки:

$$N_{пр} = M_{пр} V_1 / R \quad (2.20)$$



a



б

Рис.2.2 – Поля характеристик в фізичній площині (а), площині го-  
дографа (б) при прокатці з  $\frac{l}{h_{сп}} = 2.45$ ;  $\alpha = 10^0$ ;



значення переднього та заднього натяжінь:

$$T_1 = S_1 2K_c h_{1B}; \quad T_0 = S_0 2K_c h_{0B}, \quad (2.21)$$

а також величину питомої енергоємності процесу  $A_{уд}$ , що характеризує витрату енергії в осередку деформації щодо виробництва однієї тони готового металопрокату:

$$A_{уд} = \left( \frac{M_{пр}}{R_{БВ}} + \sigma_1 - \sigma_0 \right) / \rho, \quad (2.22)$$

де  $\rho$  – щільність матеріалу, що деформується.

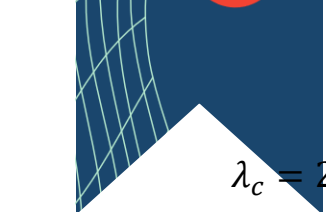
Загалом залежності (2.1) - (2.22) складають повний алгоритм автоматизованого розрахунку основних енергосилових параметрів процесу гарячої прокатки відносно товстих листів і смуг, укрупнена блок-схема якого представлена на рис. 2.3. При відповідному коригуванні методики розрахунку середньоінтегрального значення подвоєного опору зсуву представлений алгоритм може бути використаний і для розрахунку енергосилових параметрів процесу холодної прокатки щодо товстих листів і смуг.

Слід зазначити, що використання методу полів ліній ковзання дозволяє врахувати двовимірний, а також немонотонний характер пластичної формозміни не тільки при розрахунку напруженого, а й щодо деформованого стану металу. Зокрема, згідно з результатами роботи Н. В. Франценюка результуюча величина ступеня деформації зсуву для різних за рівнем ліній течії може бути визначена як:

$$\lambda_1 = 2 \ln(h_0 - h_1) \{ 1 + (y_i/h_x) [0,5 - 0,45 \ln(l/h_{cp})] + 1,35 [(y_i/h_x) - 0,1] \ln^2(l/h_{cp}) \}, \quad (2.23)$$

де  $(y_i/h_x)$  – показник рівня відповідної  $i$ -ої лінії течії осередку деформації.

Проінтегрувавши вираз (2.23) по товщині смуги, середньоінтегральне для всіх ліній течії значення результуючого ступеня деформації зсуву можна визначити як


$$\lambda_c = 2 \ln(h_0/h_1)[1,125 - 0,1125 \ln(l/h_{cp}) + 0,2025 \ln^2(l/h_{cp})].(2.24)$$

Надалі залежності (2.23) і (2.24) можуть бути використані при критеріальній оцінці коефіцієнта використання пластичності, тобто, умови можливості подальшої пластичної деформації без руйнування, а також при уточненні ряду енергосилових параметрів процесу гарячої прокатки.

Аналогічні поля характеристик у фізичній площині (рис. 2.4, а), площині годографа (див. рис. 2.4, б), а також у площинах напружень (див. рис. 2.4, в) та деформацій (див. рис. 2.4 г) можуть бути побудовані і стосовно холодної прокатки середніх і тонких смуг, що характеризується мінімальною довжиною або повною відсутністю зони прилипання, а також меншими за рівнем значеннями коефіцієнтів зовнішнього тертя.

Безпосередньо побудова полів ліній ковзання в цьому випадку зводиться до вирішення четвертої крайової задачі статично визначеного плоского перебігу металу, що характеризується наявністю особливих точок А і В (див. рис. 2.4 а), в яких характеристики утворюють центроване віяло з центральним кутом відомої величини. При цьому сама побудова і подальший розрахунок полів показників з метою зниження трудомісткості та підвищення точності доцільно проводити за допомогою ЕОМ шляхом чисельного визначення геометричних координат особливих точок, тобто, точок перетину ліній характеристик у фізичній площині (рис. 2.5, а) та площині годографа швидкостей (див. рис. 2.5, б). Разом з тим, як показали результати цілого ряду досліджень, ступінь впливу неоднорідності і немонотонності пластичної формозміни металу при холодній прокатці відносно тонких ( $l/h_{cp} > 3,0$ ) листів і смуг є дуже незначним, що цілком допускає використання різного роду одномірних наближень.

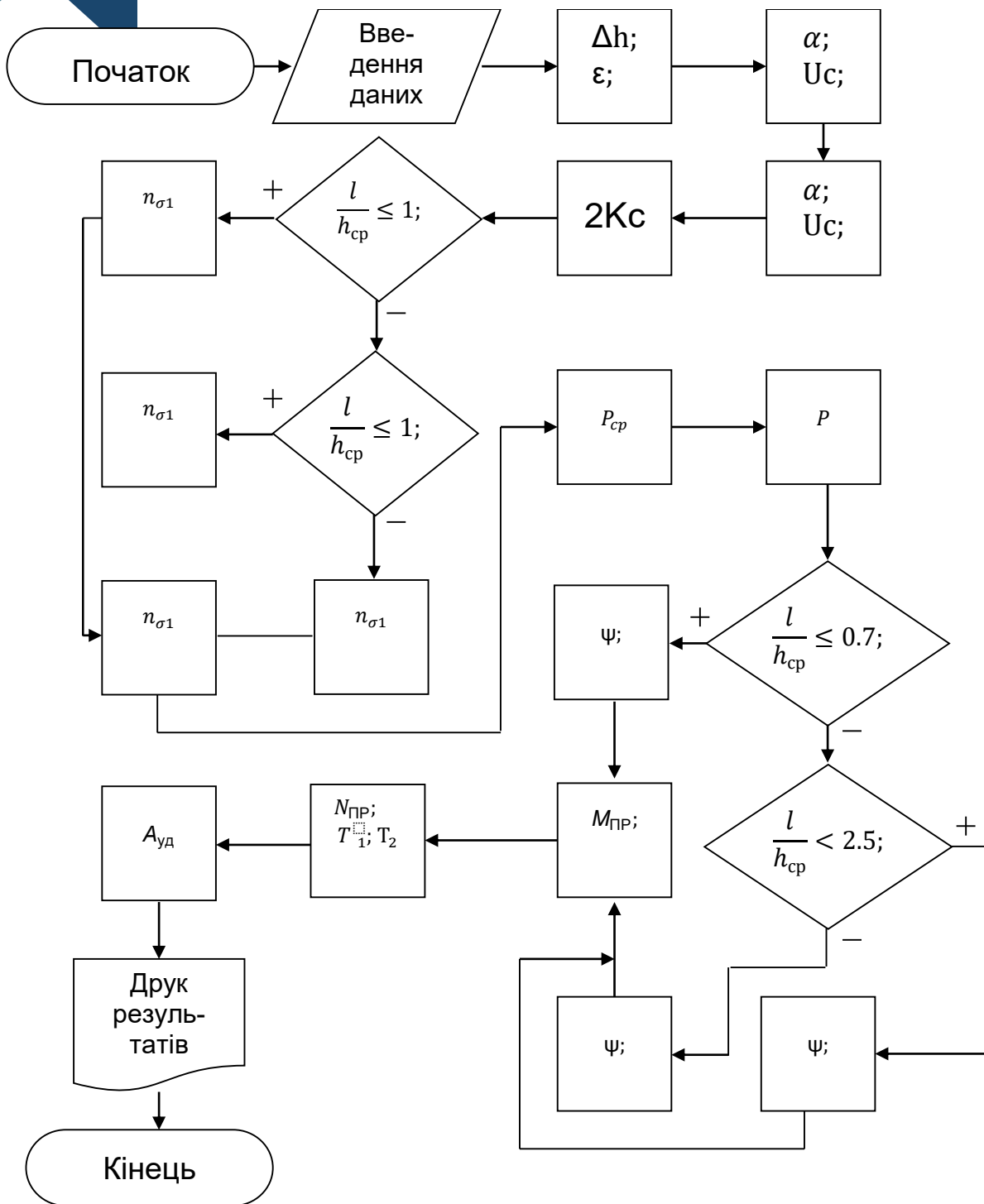
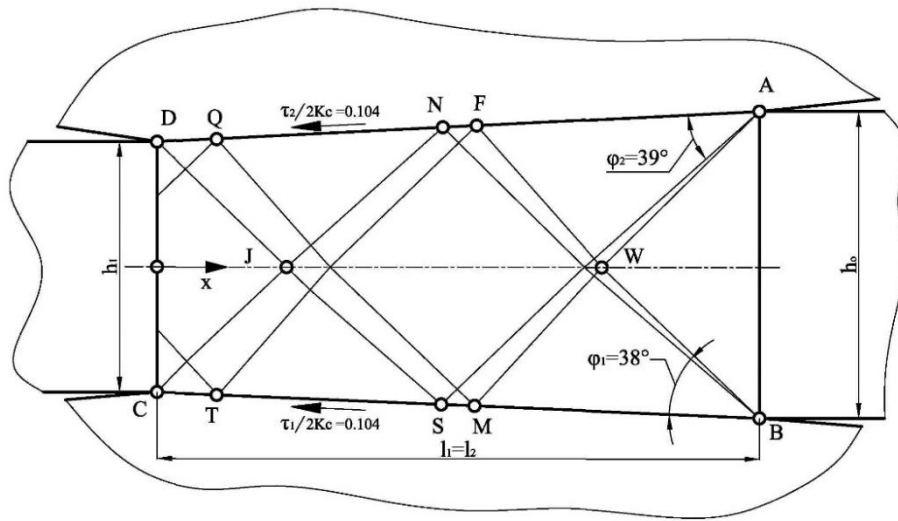
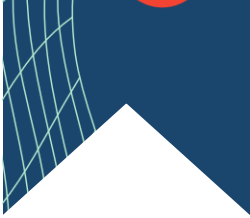
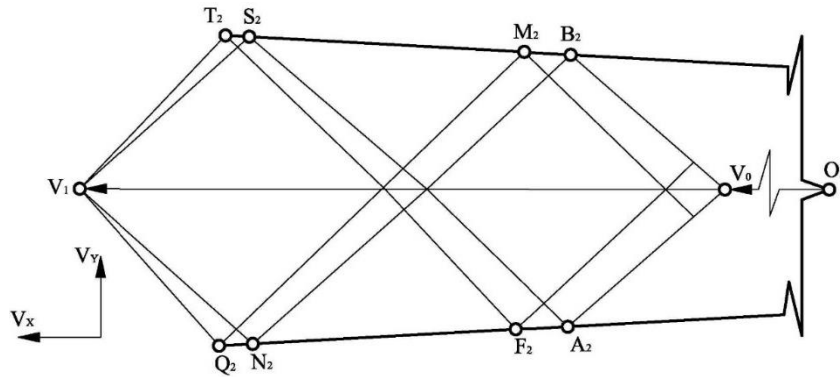


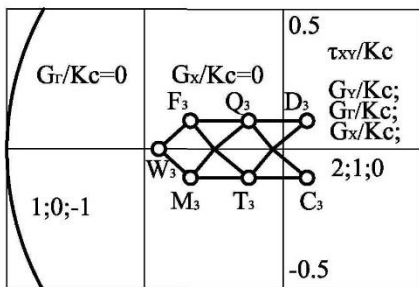
Рис.2.3 – Укрупнена блок-схема алгоритму розрахунку енергосилових параметрів процесу гарячої прокатки відносно товстих листів та смуг



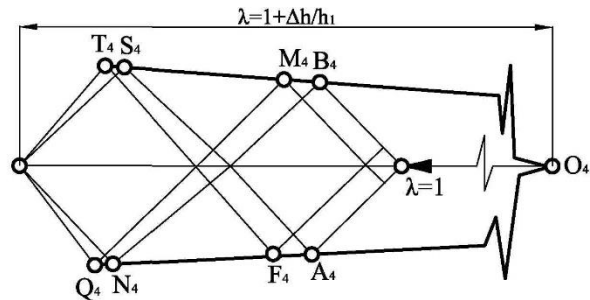
a



б



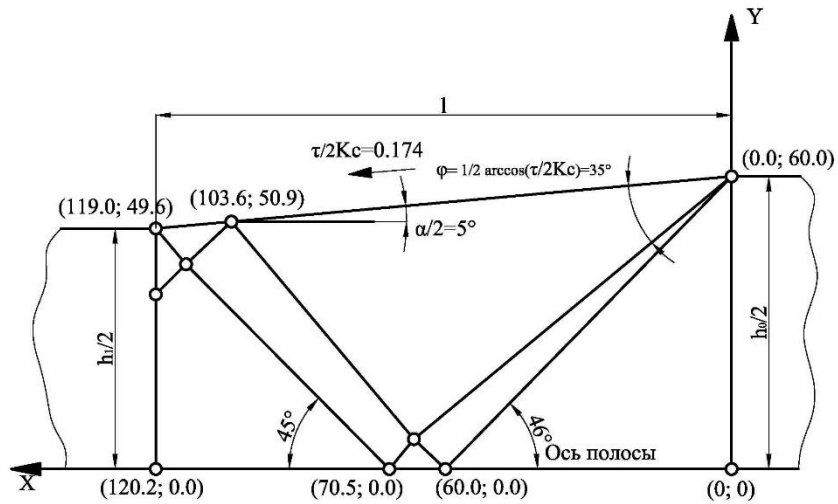
в



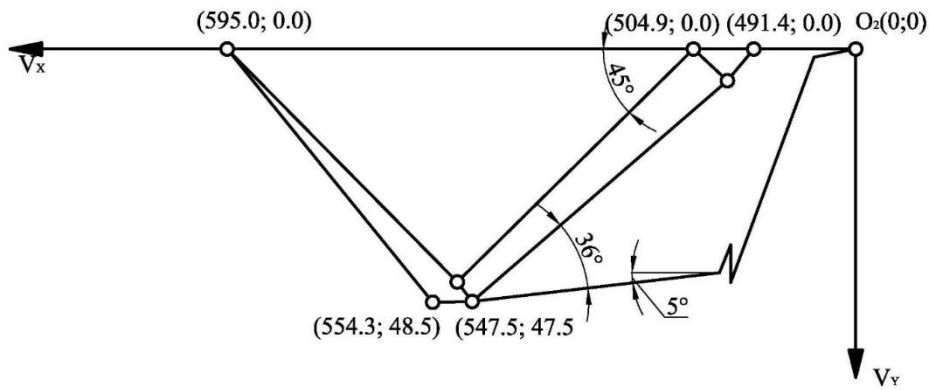
г

$$\frac{l_2}{h_{cp}} = 2.19; \varepsilon = 0.20; \frac{G_1}{2K_c} = 0.0;$$

Рис.2.4 – Поля характеристик у фізичній площині (а), площинах годографа (б), напружень (в) деформацій (г) при прокатці з нульовим випередженням



a



б

$$\frac{l_2}{h_{cp}} = 1.086; \varepsilon = 0.173;$$

Рис.2.5 – Поля характеристик у фізичній площині (а) площині годографа (б), отримані за допомогою ЕОМ для процесу симетричної прокатки з нульовим випередженням



## ТЕМА 3.

# МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ХОЛОДНОЇ ПРОКАТКИ ЛИСТОВОГО МЕТАЛОПРОКАТУ

### 3.1 Інженерні методики розрахунку енергосилових параметрів процесів симетричної та асиметричної прокатки відносно тонких листів та смуг

Особливістю інженерних методів розрахунку різних технологічних схем обробки металів тиском, у тому числі і різних технологічних схем процесу прокатки є відносна простота і, як наслідок, мінімальна трудомісткість їх чисельної реалізації. Зазначене, у свою чергу, дозволяє використовувати дані методи та відповідні їм алгоритми як цільові функції при вирішенні завдань багатоваріантного плану, якими, зокрема, є завдання імітаційного моделювання, а також задачі оптимізації та автоматизованого проектування.

Щодо інженерного аналізу напруженого стану при симетричній прокатці щодо тонких смуг в даний час найбільшого поширення набули залежності роботи Полухіна П. І., в той час як аналогічні рішення для процесу асиметричної прокатки дещо відрізняються і за обсягом прийнятих припущень, і за характером математичного апарату, що використовується надалі. Зазначене видозмінює як проміжні, так і кінцеві рішення, а це, у свою чергу, ускладнює проведення порівняльного аналізу процесу прокатки стосовно всього діапазону можливих кінематичних умов його реалізації. Разом з тим методика, запропонована в роботі Полухіна П. І., дозволяє отримати і більш загальні аналітичні описи, у тому числі стосовно процесу асиметричної прокатки із заданим співвідношенням окружних швидкостей робочих валків  $K_v = V_{v1} / V_{v2}$ . Так, здійснивши для даного випадку спільне рішення диференціального рівняння рівноваги та умови пластичності з урахуванням наявності змішаної зони, апроксимації кожної з контактних

поверхонь однією хордою та заміни поточних показників механічних властивостей та умов контактної тертя на їх середньоінтегральні оцінки, отримаємо аналітичні описи розподілів нормальних контактних напружень по довжині зони відставання  $p_{хот}$ , змішаної зони  $p_{хом}$  та зони випередження  $p_{хоп}$  (рис. 3.1) відповідно:

$$p_{хот} = 2K_c \xi_0 \left(\frac{h_0}{h_x}\right)^{(\delta_0-1)} ; p_{хом} = 2K_c \xi_0 \left(\frac{h_0}{h_{H2}}\right)^{(\delta_0-1)} \left(\frac{h_{H2}}{h_x}\right)^{(\delta_1-1)} ;$$

$$p_{хоп} = 2K_c \xi_1 \left(\frac{h_x}{h_1}\right)^{(\delta_1+1)} , \quad (3.1)$$

де  $2K_c$  – середньоінтегральне по довжині осередку деформації значення подвоєного опору зсуву металу смуги;

$\xi_0 = 1 - \sigma_0/2K_c$ ;  $\xi_1 = 1 - \sigma_1/2K_c$  – коефіцієнти, що враховують вплив напружень заднього  $\sigma_0$  та переднього  $\sigma_1$  натягунь;

$\delta_0 = (f_{c1} + f_{c2})l_c/\Delta h$ ;  $\delta_1 = (f_{c1} - f_{c2})l_c/\Delta h$  – коефіцієнти, що характеризують граничні умови у зонах відставання та випередження ( $\delta_0$ ), а також у змішаній зоні ( $\delta_1$ );

$f_{c1}, f_{c2}$  – середньоінтегральні оцінки коефіцієнтів зовнішнього тертя на контактних поверхнях ведучого та веденого робочих валків;

$l_c$  – довжина дуги контакту з урахуванням пружних деформацій робочих валків та смуги.

Проінтегрувавши вирази (3.1) по довжині відповідних зон і визначивши величину нормальних контактних напружень  $p_c$ , що є середньоінтегральними по довжині всього осередку деформації, отримаємо:

$$p_c = \frac{2K_c}{\Delta h} \left\{ \xi_0 \frac{h_0}{\delta_0 - 2} \left[ \left(\frac{h_0}{h_{H2}}\right)^{(\delta_0-2)} - 1 \right] + \xi_0 \left(\frac{h_0}{h_{H2}}\right)^{(\delta_0-1)} \frac{h_{H2}}{\delta_1 - 2} \left[ K_v^{(\delta_1-2)} - 1 \right] + \right.$$

$$\left. + \xi_1 \frac{h_1}{\delta_0+2} \left[ \left(\frac{h_{H1}}{h_1}\right)^{(\delta_0+2)} - 1 \right], \quad (3.2) \right.$$

де  $h_{H1}, h_H$  – товщина смуги в перерізах, що є нейтральними для робочих валків з більшою та меншою окружними швидкостями (див. рис. 3.1)

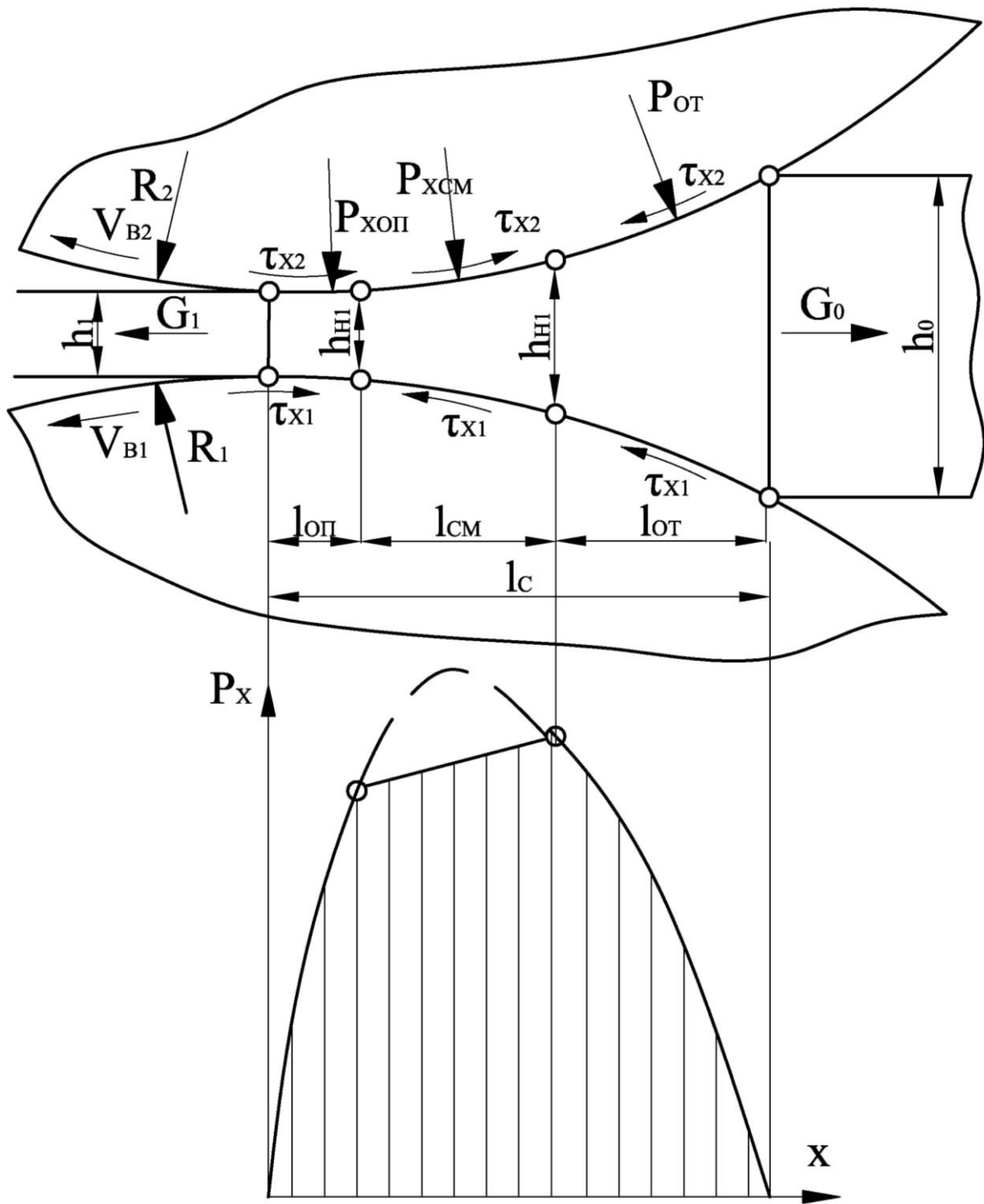


Рис.3.1 – Розрахункова схема осередку деформації процесу асиметричної прокатки ( $V_{B1} > V_{B2}$ )

Кількісне визначення  $h_{H1}$  і  $h_{H2}$  з урахуванням очевидного співвідношення  $h_{H1} V_{\varepsilon 1} = h_{H2} V_{\varepsilon 2}$  може бути отримано з умови нерозривності розподілів нормальних контактних напружень  $p_x$  у кожному з нейтральних перерізів:

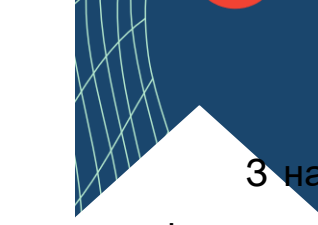
$$h_{H1} = \sqrt[2\delta_0]{\xi_0 h_0^{(\delta_0-1)} h_1^{(\delta_0+1)} K_v^{(\delta_1-\delta_0)} / \xi_1}; h_{H2} = K_v h_{H1}. \quad (3.3)$$

За аналогією із залежністю (3.2), тобто. з урахуванням середньоінтегральних за довжиною відповідних зон значень нормальних контактних напружень, отриманих при інтегруванні виразів (3.1), можуть бути визначені величини моментів прокатки на провідному  $M_1$  і веденому  $M_2$  робочих валках. Зокрема, виходячи з умови статичної рівноваги кожного з робочих валків, що розглядається з урахуванням характеру прийнятих припущень, очевидними є наступні співвідношення:

$$M_1 = \frac{2K_c R_1 l_c b}{\Delta h} \left\{ \xi_0 \frac{h_o f_{coT1}}{\delta_o - 2} \left[ \left( \frac{h_o}{h_{H2}} \right)^{(\delta_o-2)} - 1 \right] + \xi_0 \left( \frac{h_o}{h_{H2}} \right)^{(\delta_o-1)} \frac{h_{H2} f_{coT1}}{\delta_1 - 2} \times \right. \\ \left. \times [K_v^{(\delta_1-2)} - 1] - \xi_1 \frac{h_1 f_{coп1}}{\delta_2 + 2} \left[ \left( \frac{h_{H1}}{h_1} \right)^{(\delta_2+2)} - 1 \right] \right\}; \quad (3.4)$$

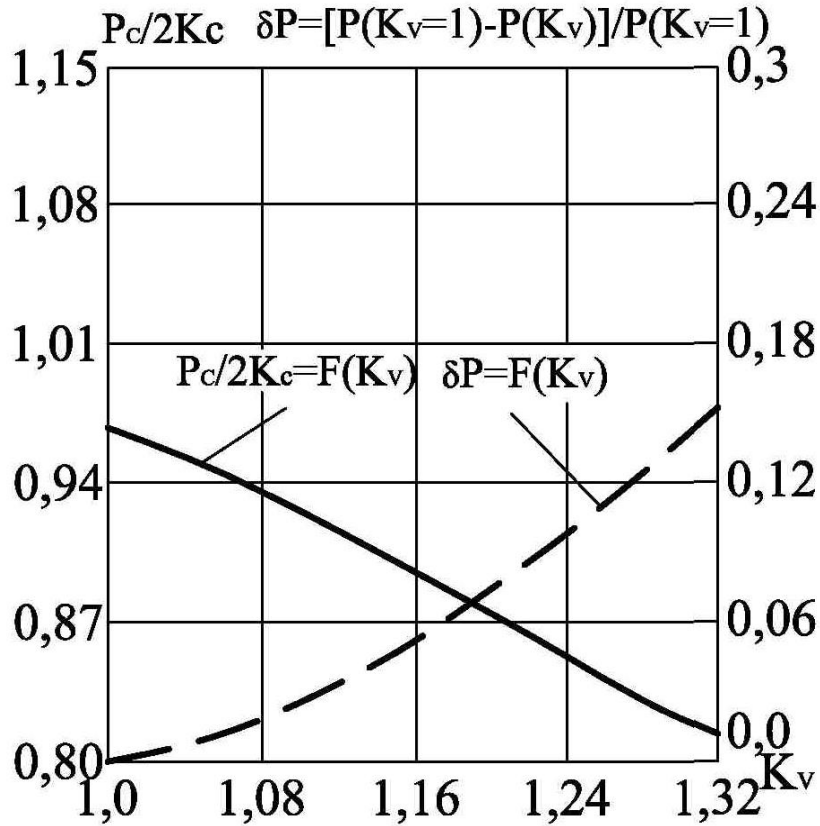
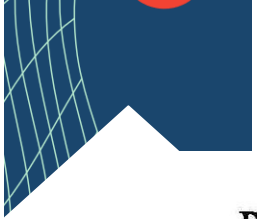
$$M_2 = \frac{2K_c R_2 l_c b}{\Delta h} \left\{ \xi_0 \frac{h_o f_{coT2}}{\delta_o - 2} \left[ \left( \frac{h_o}{h_{H2}} \right)^{(\delta_o-2)} - 1 \right] - \xi_0 \left( \frac{h_o}{h_{H2}} \right)^{(\delta_o-1)} \frac{h_{H2} f_{coп2}}{\delta_1 - 2} \times \right. \\ \left. \times [K_v^{(\delta_1-2)} - 1] - \xi_1 \frac{h_1 f_{coп2}}{\delta_2 + 2} \left[ \left( \frac{h_{H1}}{h_1} \right)^{(\delta_2+2)} - 1 \right] \right\}. \quad (3.5)$$

Представлені залежності (3.1)-(3.5) у поєднанні з підпрограмою розрахунку середньоінтегрального значення подвоєного опору зсуву  $2K_c = 1,155 \sigma_{mc}$  та ітераційним рішенням з визначення довжини дуги контакту з урахуванням пружних деформацій робочих валків і смуги склав повний алгоритм, процесу прокатки у всьому діапазоні можливих ступенів його кінематичної та геометричної асиметрії. Як приклад результатів цього дослідження на рис. 3.2 та 3.3 представлені розрахункові розподіли коефіцієнта напруженого стану  $p_c / 2K_c$ , показника відносного зниження сили прокатки  $\delta P$ , а також розрахункові розподіли наведених до одиниці ширини значень крутних моментів  $M_1/b$  та  $M_2/b$ , отриманих при різних співвідношеннях окружних швидкостей робочих валків.

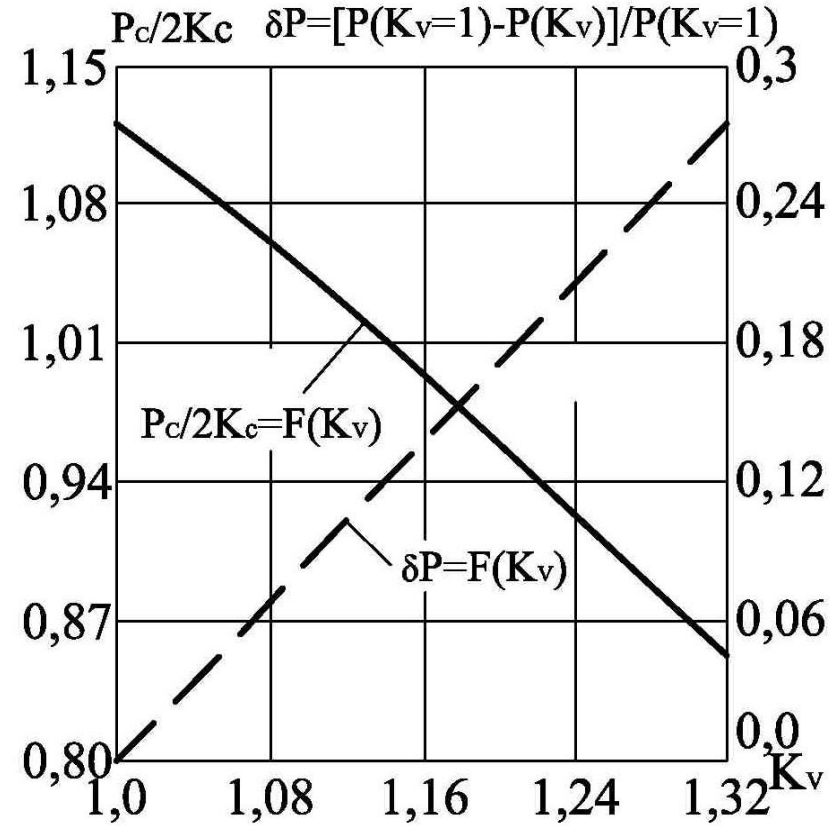


З наведених результатів є очевидним, що зі збільшенням ступеня кінематичної асиметрії процесу прокатки величина коефіцієнта напруженого стану, сили прокатки, а також величини моменту на веденому робочому валку  $M_2$  внаслідок однозначного впливу перерозподілу протяжностей зон відставання та випередження і зниження ефекту підпірного впливу сил зовнішнього тертя у всьому діапазоні зміни  $K_v$ . Величина ж крутного моменту на провідному робочому валку  $M_1$  у цьому випадку, навпаки, монотонно зростає, при цьому інтенсивність зазначених змін зі збільшенням відносних обтискань і радіусів робочих валків, а також при деформації більш тонких смуг з вищими значеннями коефіцієнтів зовнішнього тертя підвищується і підвищується суттєво (див. рис. 3.2 та 3.3).

Продовжуючи аналіз умов реалізації процесів асиметричної прокатки, слід зазначити, що зниження рівня деформуючих зусиль та покращення якості тонких холоднокатаних смуг у ряді випадків можуть бути забезпечені за рахунок створення строго певного та постійного у часі співвідношення окружних швидкостей робочих валків та швидкості переміщення переднього кінця смуги. Конструктивно найбільш прийнятним варіантом здійснення даної технологічної схеми є охоплення переднім кінцем смуги одного з приводних робочих валків і, як наслідок, створення постійного часу нульової величини випередження смуги щодо цього валка. Зазначене, зокрема, є характерним для таких процесів, як процес прокатки-волочіння (процес ПВ), процес деформації тонких смуг між нерухомим та приводним робочими валками (процес ДНПВ), та процес деформації між непривідним та приводним робочими валками (процес ДХПВ). Разом з тим наявність охоплення одного з робочих валків може бути використана при реалізації інших технологічних схем процесу прокатки, а це, у свою чергу, робить актуальною оцінку технологічних можливостей останніх в даному кінематичному режимі.



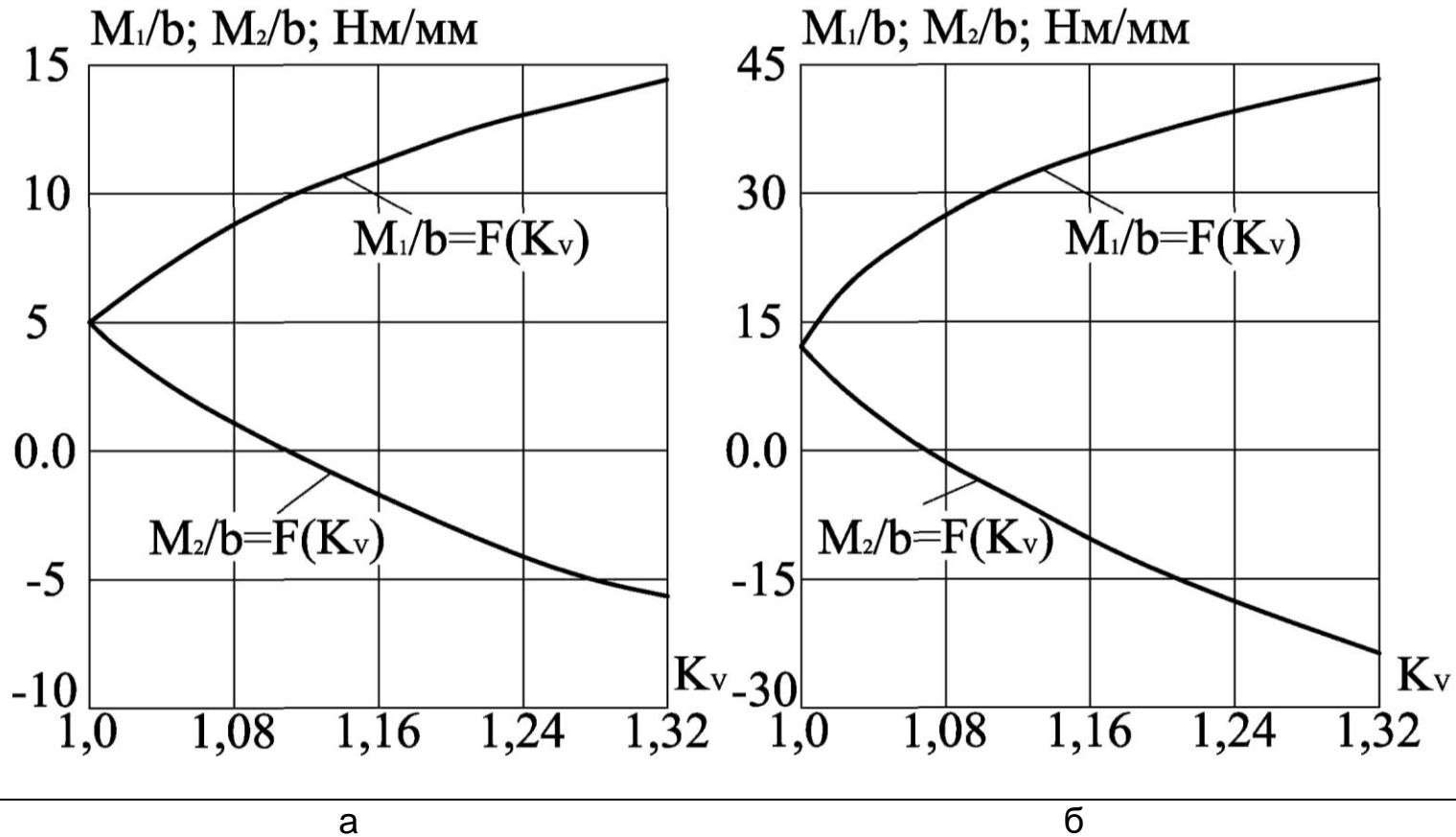
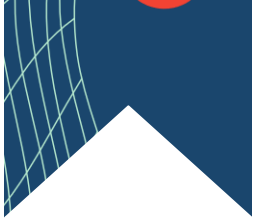
а



б

Сталь 1X18H10T;  $h_0=1,0$  мм;  $h_1=0,7$  мм;  $f_{c1}=0,09$ ;  $f_{c2}=0,08$ ;  $\sigma_0/2K_c=0,2$ ;  $\sigma_1/2K_c=0,3$ ;

Рис.3.2 – Розрахункові розподіли коефіцієнта напруженого стану  $p_c/2K_c$ , та величини відносного зниження повного зусилля  $\delta P$  залежно від показника ступеня кінематичної асиметрії процесу холодної прокатки



Сталь 1X18H10T;  $h_0=1,0$  мм;  $h_1=0,7$  мм;  $f_{c1}=0,09$ ;  $f_{c2}=0,08$ ;  $\sigma_0/2K_c=0,2$ ;  $\sigma_1/2K_c=0,3$ ;

Рис.3.3 – Розрахункові розподіли наведених до одиниці ширини смуги значень моментів на провідному  $M_1/b$  та веденому  $M_2/b$  робочих валках залежно від показника ступеня кінематичної асиметрії процесу холодної прокатки

Основною відмінною рисою напруженого стану металу смуги при її деформації з постійною величиною випередження є наявність виключно певної напруженості переднього натягу, зміна якої в часі функціонально пов'язана з аналогічними змінами вихідних параметрів процесу. Можливість зазначеної зміни  $\sigma_1$  при охопленні приводного робочого валка переднім кінцем смуги обумовлена наявністю певного резерву і механізму перерозподілу сил тертя-спокою на дузі охоплення.

Щодо аналізу структури осередку деформації, необхідно відзначити, що на контактній поверхні робочого валка, що охоплюється, в даному випадку буде розташована тільки зона відставання, в той час як на контактній поверхні неохоплюваного валка можуть бути розташовані і зона відставання і зона випередження (рис. 3.4). Протяжності зазначених зон, відповідно  $l_{от}$  і  $l_{см}$ , визначаються співвідношенням окружних швидкостей робочих валків  $V_{в1}/V_{в2}$  або величиною моменту, що передається неохоплюваному валку. Граничними ж випадками умов реалізації є  $V_{в1}/V_{в2} \leq 1$ , що відповідає наявності на обох контактних поверхнях тільки зон відставання та  $V_{в1}/V_{в2} \geq h_0/h_1$ , що за аналогією з процесами ПВ та ДНПВ, відповідає наявності на контактній поверхні неохоплюваного робочого валка лише зони випередження.

Кількісно необхідну для забезпечення кінематичного режиму, що розглядається, величину напруження переднього натягіння, проінтегрувавши диференціальне рівняння рівноваги виділеного елементарного об'єму металу з урахуванням апроксимації кожної контактної поверхні двома хордами (див. рис. 3.4) та інших припущень, прийнятих зазвичай при інженерних методах аналізу, можна визначити як:

$$\frac{\sigma_1}{2K_c} = \left(\frac{h_H}{h_1}\right)^{\delta_2} \left(\frac{\delta_1 - \delta_2}{\delta_1 \delta_2}\right) - \left(\frac{1 - \delta_2}{\delta_2}\right) - \left(\frac{h_0}{h_1}\right)^{\delta_1} \left(\frac{h_H}{h_1}\right)^{\delta_2} \left(\frac{\delta_1 - 1}{\delta_1} - \frac{\sigma_0}{2K_c}\right), \quad (3.6)$$

де  $\delta_1, \delta_2$  – коефіцієнти, що характеризують граничні умови в осередку деформації:

$$\delta_1 = (f_{c1} + f_{c2}) l_{om} / (h_0 - h_H); \quad \delta_2 = (f_{c1} - f_{c2}) l_{cm} / (h_H - h_1).$$

Аналогічно можна визначити і середньоінтегральні по довжині зони відставання  $p_{com}$ , по довжині змішаної зони  $p_{ccm}$ , а також по довжині всього осередку деформації значення нормальних контактних напружень  $p_c$ :

$$\frac{p_{cot}}{2K_c} = \frac{1}{\delta_1} + \frac{h_0}{(\delta_1 - 1)(h_0 - h_H)} \left[ \left( \frac{h_0}{h_H} \right)^{(\delta_1 - 1)} - 1 \right] \left( \frac{\delta_1 - 1}{\delta_1} - \frac{\sigma_0}{2K_c} \right); \quad (3.7)$$

$$\frac{p_{ccm}}{2K_c} = \frac{1}{\delta_2} + \frac{h_0}{(\delta_2 - 1)(h_H - h_0)} \left[ \left( \frac{h_1}{h_H} \right)^{(\delta_2 - 1)} - 1 \right] \left( \frac{\delta_2 - 1}{\delta_2} - \frac{\sigma_1}{2K_c} \right); \quad (3.8)$$

$$p_c = (p_{com} l_{om} / p_{ccm} l_{cm}) / l. \quad (3.9)$$

Геометричні параметри осередку деформації, як вже було зазначено раніше, можуть бути виражені виходячи із співвідношення окружних швидкостей робочих валків:

$$h_H = h_1 V_{B1} / V_{B2}; \quad l_{cm} = l \sqrt{(h_H - h_1) / \Delta h}, \quad (3.10)$$

або, у разі індивідуального приводу із заданою величиною моменту, на основі організації додаткового ітераційного рішення, що ґрунтується на умові рівноваги неохоплюваного робочого валка:

$$l_{cm(t+1)} = l_{cm} + A_l \text{sign}\{M_{2pt} - M_{23}\}; \quad h_H = h_1 + \Delta h (l_{cm} / l)^2, \quad (3.11)$$

де  $M_{2pt} = (p_{com} l_{omt} - p_{ccm} l_{cmt}) f_{c2} R_2 v$  – розрахункове значення моменту прокатки на неохоплюваному робочому валку;

$M_{23}$  – значення активного або реактивного (з протилежним знаком) моменту, що передається неохоплюваному робочому валку;

$A_l$  – крок зміни протяжності змішаної зони осередку деформації (див. рис. 3.4).

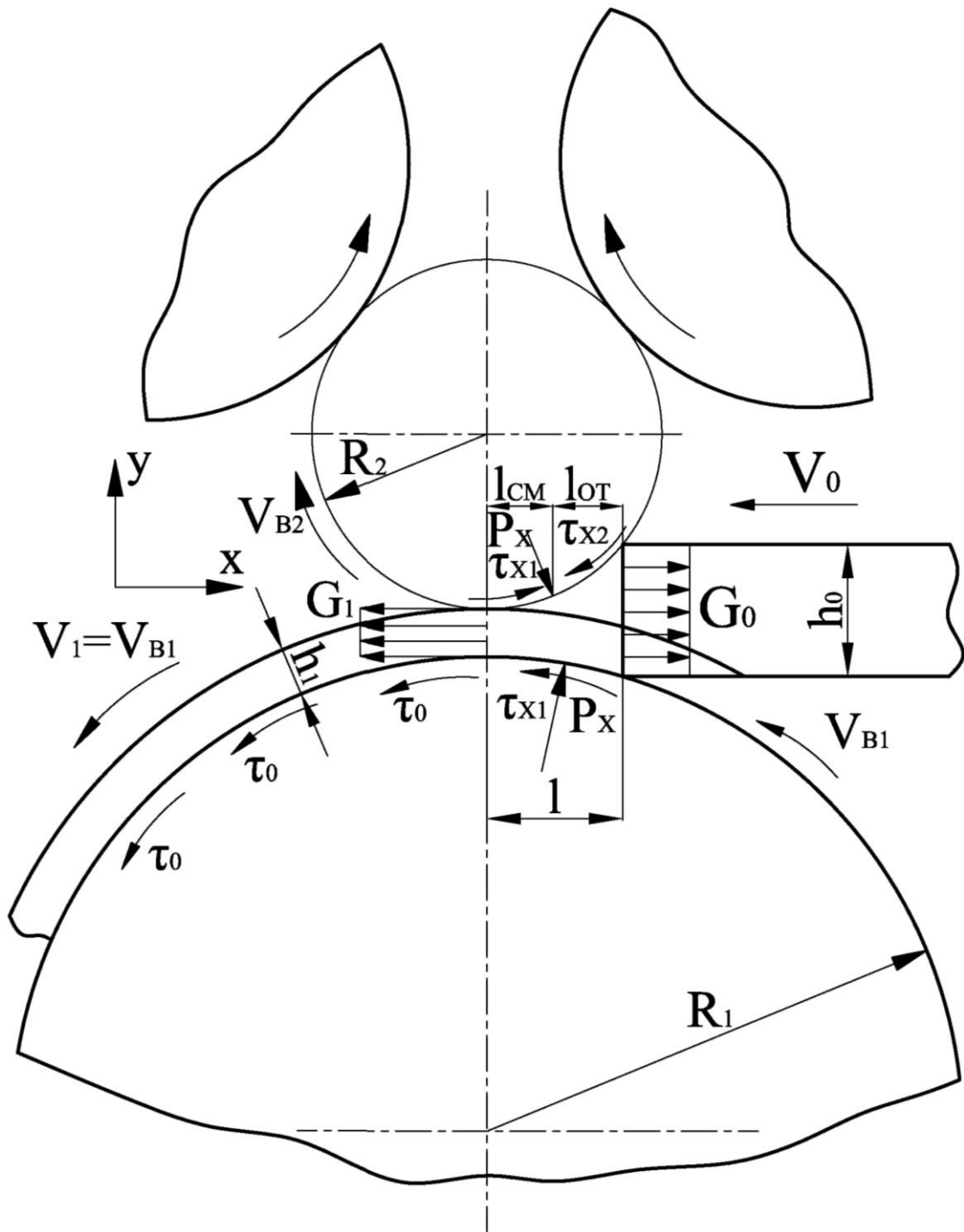


Рис.3.4 – Розрахункова схема осередку деформації при прокатуванні тонких смуг в режимі заданої величини випередження смуги

Залежності (3.6)-(3.11) у поєднанні з методиками визначення довжини з дуги контакту з урахуванням пружного сплющування робочих валків та середньоінтегрального значення опору зсуву, а також у поєднанні з методикою подальшого розрахунку контактної взаємодії смуги та робочого валка на дузі охоплення склали повний алгоритм кількісного визначення основних енергосилових параметрів процесу холодної прокатки тонких смуг в режимі заданої величини випередження. Що стосується граничних умов реалізації, тобто, при  $V_{\delta 1} / V_{\delta 2} \leq 1; h_H = h_1; l_{CM} = l$ , залежності (3.6), (3.7) і (3.9) мають вигляд:

$$\frac{\sigma_1}{2K_c} = \frac{\delta_2 - 1}{\delta_1} \left[ 1 - \left( \frac{h_0}{h_1} \right)^{\delta_2} \right] + \frac{\sigma_0}{2K_c} \left( \frac{h_0}{h_1} \right)^{\delta_2}; \quad (3.12)$$

$$\frac{P_c}{2K_c} = \frac{P_{cot}}{2K_c} = \frac{1}{\delta_2} + \frac{h_0}{(\delta_2 - 1)(h_0 - h_1)} \left[ \left( \frac{h_0}{h_1} \right)^{(\delta_2 - 1)} - 1 \right] \left( \frac{\delta_2 - 1}{\delta_2} - \frac{\sigma_0}{2K_c} \right), \quad (3.13)$$

а в випадку  $V_{\delta 1} / V_{\delta 2} \leq h_0 / h_1$  силова структура вогнища деформації та методи її розрахунку повністю відповідатимуть процесам ПВ и ДНПВ.


При еквівалентних умовах тертя на протилежних контактних поверхнях, тобто, при  $f_{c1} \neq f_{c2}$  и  $\delta_2 = 0$  залежності (3.6) і (3.8) дещо спростяться і набудуть наступного вигляду:

$$\frac{\sigma_1}{2K_c} = \frac{\delta_1 - 1}{\delta_1} + \ln \left( \frac{h_H}{h_1} \right) - \left( \frac{h_0}{h_H} \right)^{\delta_1} \left( \frac{\delta_1 - 1}{\delta_1} - \frac{\sigma_0}{2K_c} \right); \quad (3.14)$$

$$\frac{P_{CCM}}{2K_c} = \frac{h_H}{h_H - h_1} \left[ \ln \left( \frac{h_H}{h_1} \right) - \frac{h_H - h_1}{h_H} \right] + 1 - \frac{\sigma_0}{2K_c}. \quad (3.15)$$

Крім процесу прокатки в режимі заданої величини випередження представлені залежності були використані стосовно аналізу різних технологічних і конструктивних схем процесу деформації між непривідними робочими валками, а також стосовно аналізу процесу ДНПВ з прямолінійним переміщенням смуги, що характеризується можливістю зони випередження на контактній поверхні приводного робочого валка.

Як приклад кількісної оцінки отриманих рішень на рис. 3.5 представлені розрахункові розподіли основних показників напруженого стану ме-

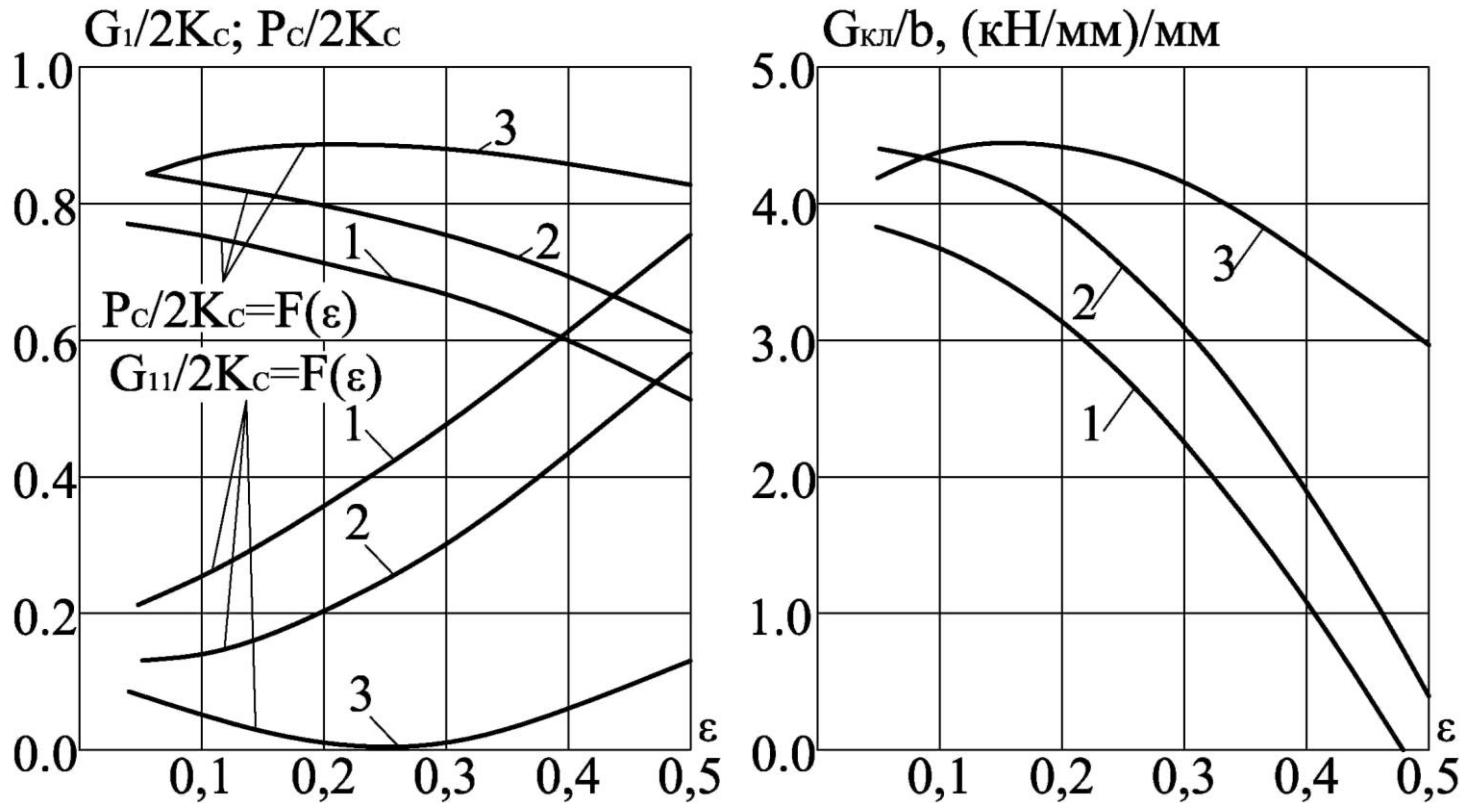
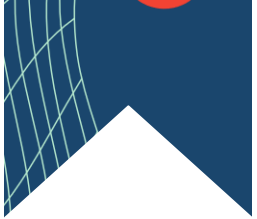


талу та наведеного значення модуля жорсткості смуги для різних кінематичних умов реалізації досліджуваної технологічної схеми процесу прокатки. Дані розрахунки були виконані стосовно деформації відпалених латунних смуг (Л63) при наступних значеннях основних конструктивних і технологічних параметрів  $R_1= 225$  мм;  $R_2= 20$  мм;  $f_{c1}= 0,08$ ;  $f_c= 0,06$ ;  $h_0= 1,0$  мм;  $\sigma_0/2K_c= 0,2$ .

Визначення наведеного до одиниці ширини значення модуля жорсткості смуги  $G_{пл} / \epsilon$ , що характеризує інтенсивність зміни величини повного зусилля деформації і, як наслідок, можливість зниження поздовжньої різнотовщинності, здійснювали в цьому випадку з урахуванням реальної зміни рівня механічних властивостей та постійного значення інтегральної величини заднього натягіння .

Аналіз отриманих результатів показав, що при холодній прокатці тонких смуг в режимі заданої величини випередження ступінь можливої зміни рівня деформуючих зусиль за рахунок зміни лише окружної швидкості неохоплюваного робочого валка за інших рівних умов становить 20-40%. Аналогічний показник для модуля жорсткості смуги дорівнює 50-100%, при цьому великі значення вказаних діапазонів відповідають деформації більш тонких смуг з підвищеними відносними обтисканнями  $\epsilon$  і значеннями коефіцієнтів зовнішнього тертя.

Мінімальний рівень деформуючих зусиль і модуля жорсткості смуги поряд з максимальним рівнем переднього натягу має місце у випадку  $V_{\epsilon 1} / V_{\epsilon 2} \geq h_0 / h_1$ , а при збільшенні  $V_{\epsilon 2}$  або  $M_{23}$  і, як наслідок, появі зони відставання на неохоплюваному робочому валку параметри  $p_c / 2K_c$  і  $G_{пл}$  монотонно зростають, а напруження переднього натягу  $\sigma_1$  знижуються і знижуються дуже інтенсивно.



а

б

Латунь Л63;  $h_0=1,0$  мм;  $\epsilon_0=0,0$ ;  $R_1=225$  мм;  $R_2=20$  мм;  $f_{c1}=0,08$ ;  $f_{c2}=0,06$ ;  $\sigma_0/2K_c=0,2$ ;

1 –  $V_{в1}/V_{в2} = h_0/h_1$ ; 2 –  $M_{23}=0$ ; 3 –  $V_{в1}/V_{в2} = 1,0$

Рис.3.5 – Розрахункові розподіли основних показників напруженого стану (а) та наведеного значення модуля жорсткості смуги (б) залежно від величини відносного обтиснення при холодній прокатці тонких смуг у режимі заданої величини випередження

### 3.2 Математичне моделювання та програмні засоби з автоматизованого розрахунку енергосилових параметрів при симетричному та асиметричному дресируванні відносно тонких стрічок, листів та смуг

У загальному випадку для умов реалізації процесу дресирування характерними є наявність малих кутів захоплення і незначна величина відносного обтиснення ( $\varepsilon \leq 0,05$ ). За таких умов великий вплив на довжину зони контакту та характер зміни контактної напруженія надають пружні деформації робочих валків та смуги.

З урахуванням викладеного вище для розробки методики розрахунку енергосилових параметрів процесу симетричного дресирування можуть бути використані результати вирішення двовимірної задачі про стиснення тонкої пружнопластичної смуги між паралельними плитами при дотичних контактних напруженнях, пропорційних середньоінтегральному значенню опору чистому зсуву:

$$\tau = 2K_c \mu = m K_c, \quad (3.16)$$

де  $m = 2\mu$  - допоміжний параметр, який використовується при подальших розрахунках;

$\mu$  - коефіцієнт пластичного тертя.

Довжина зони контакту при дресируванні, що враховує пружну деформацію валків і смуги, може бути визначена як:

$$l_c = \sqrt{R[\delta + P/(BQ_B)]}, \quad (3.17)$$

де  $R$  – радіус робочих валків;

$P$  – величина сили процесу дресирування;

$v$  – ширина деформованої смуги.

Пружну постійну матеріалу робочих валків  $Q_B$  і наведену величину обтискання  $\delta$ , що є складовими частинами рівняння (3.17), обчислюють за формулами:

$$Q_B = \pi / E_B / [16(1 - \nu_B^2)]; \quad (3.18)$$

$$\delta = \Delta h + 2\Delta^* + 2 \sqrt{(\Delta h + \Delta^*)\Delta^*}, \quad (3.19)$$

де  $E_B, \nu_B$  – модуль пружності та коефіцієнт Пуассона матеріалу робочих валків;

$\Delta h = h_0 - h_1$  – величина абсолютного обтиснення смуги;

$h_0, h_1$  – вихідне та кінцеве для даного проходу значення товщини оброблюваної смуги.

Зміна товщини смуги в результаті розвантаження  $\Delta^*$  за наявності пластичної деформації по всьому поперечному перерізі смуги визначають виходячи з рівняння

$$\Delta^* = A^* h_1 (0,75 K_c / E_n), \quad (3.20)$$

де  $E_n$  – модуль пружності матеріалу прокату;

$$A^* = \sqrt{1 - m^2} + \arcsin m / m.$$

При розрахунку процесу дресирування припускають, що смуга деформується пластично, коли по довжині зони деформації є ділянка, в якій пластична деформація проникає через всю товщину оброблюваної смуги. Зазначене, своєю чергою, спостерігається під час виконання умови

$$\frac{\Delta h}{h} \geq \frac{0,75 K_c}{E_n} (2 - A^*). \quad (3.21)$$

Безпосередньо протяжність ділянки навантаження  $l_1$  і розвантаження  $l_2$ , а також протяжність ділянки пружної та пружно-пластичної деформації  $l_n$  в зоні навантаження можуть бути визначені

$$l_1 = \sqrt{(\Delta h + \Delta^*)l_c/\delta}; \quad (3.22)$$

$$l_2 = \sqrt{\Delta^*l_c/\delta}; \quad (3.23)$$

$$l_n = 1,5K_c h_0 l_1 / [E_n (\Delta h + \Delta^*)]. \quad (3.24)$$

Крім того, для розрахунку енергосилових параметрів процесу дресировання необхідним є визначення протяжності ще двох ділянок:

$$x_a = \frac{\sigma_0}{2K_c(\frac{\bar{m}}{h_0} + \frac{1}{l_n})}; \quad (3.25)$$

$$x_b = \frac{\sigma_1}{2K_c(\frac{\bar{m}}{h_1} + \frac{1}{l_2})}, \quad (3.26)$$

а також розрахунок протяжностей ділянок **a** і **b**, що визначають положення точок, в яких нормальне контактне напруження досягає свого максимального значення:

$$a = \frac{h_0}{h_0+h_1} l_c + \frac{(\sigma_0-\sigma_1)h_0h_1}{2K_c\bar{m}(h_0+h_1)}; \quad (3.27)$$

$$b = \frac{h_1}{h_0+h_1} l_c + \frac{(\sigma_0-\sigma_1)h_0h_1}{2K_c\bar{m}(h_0+h_1)}, \quad (3.28)$$

де  $\sigma_1$ ,  $\sigma_0$  – напруження переднього та заднього натяжінь смуги, відповідно.

З урахуванням кількісних оцінок основних та допоміжних параметрів, що входять в залежності (3.16)-(3.18), безпосередньо величина сили, що має місце при дресуванні тонких листів і смуг, може бути визначена як:

$$P = \frac{B}{2} [(2a - l_n)(2K_c - \sigma_0) + (2b - l_2)(2K_c - \sigma_1) + 2K_c \bar{m} (\frac{a^2}{h_0} + \frac{b^2}{h_0}) - x_a (\frac{2K_c m}{h_0} l_n + 2K_c - \sigma_0) - x_b (\frac{2K_c m}{h_1} l_2 + 2K_c - \sigma_1)]. \quad (3.29)$$

Переходячи до визначення моменту дресування, необхідно зазначити, що найбільш точною в цьому випадку є методика, яка передбачає визначення питомої енергоємності процесу:

$$A_{уд} = \frac{p_c l_n (h_0/h_1)}{\rho} = \frac{p}{v l_c \rho} l_n (h_0/h_1) \quad (3.30)$$

і наступне визначення величини сумарного моменту дресування, тобто, моменту на обох робочих валках безпосередньо в осередку деформації, виходячи з умови балансу енергетичних витрат:

$$M_{др} = Rv [p_c h_1 l_n (h_0 - h_1) - \sigma_1 h_1 + \sigma_0 h_0], \quad (3.31)$$

де  $p_c = P/(v l_c)$  – середньоінтегральне значення нормальних контактних напружень в осередку деформації;

$\rho$  – показник щільності матеріалу смуги.

Наступним питанням щодо аналізу умов реалізації процесу дресування є коректне визначення коефіцієнта пластичного тертя  $\mu$ . Що стосується дресування смуг зі сталі 08кп і алюмінію значення даного коефіцієнта в діапазоні  $h_0 = 0,7 \dots 1,0$  можуть бути визначені як:

$$\mu \Big|_{\text{сталь08кп}} = \frac{55,5(\Delta h/h_0)+0,735}{100(\Delta h/h_0)+3,238}; \quad (3.32)$$

$$\mu \Big|_{Al} = \frac{48(\Delta h/h_0)+2,95}{100(\Delta h/h_0)+9,77}. \quad (3.33)$$

Щодо дресування смуг з інших матеріалів відповідно може бути запропонована регресійна залежність:

$$\mu = C_1 + C_2 P_c / 2K_c, \quad (3.34)$$

де кількісні значення коефіцієнтів регресії  $C_1$  і  $C_2$  для різних умов реалізації можуть бути отримані на основі напівемпіричних даних, зведених у табл. 3.1.

Таблиця 3.1 – Значення коефіцієнтів регресії аналітичного опису (3.34), необхідного визначення коефіцієнта пластичного тертя при реалізації процесу дресування

Матеріал стрічки	$h_0=0,1 \dots 0,7$ мм		$h_0=0,8 \dots 2,5$ мм	
	$C_1$	$C_2$	$C_1$	$C_2$
Сталь 08кп	0,550	-0,075	0,360	0,040
Сталі 10 сп-20кп	0,405	-0,059	0,240	0,060
Сталі 20сп-40	0,259	-0,036	0,193	0,067
Сталь 50	0,220	-0,030	0,130	0,070
Сталі типу ХН78Т, ХН75МБТЮ	0,18	-0,028	0,080	0,010

Загалом залежності (3.16)-(3.34) склали повний алгоритм розрахунку енергосилових параметрів процесу симетричного дресування, укруп-

нена блок-схема якого, що передбачає за аналогією з холодною прокаткою наявність додаткової ітераційної процедури при вирішенні функціональних взаємозв'язків  $P(l_c)$  та  $l_c(P)$ , представлена на рис. 3.6.

Слід зазначити, що однією з відмінних особливостей процесу дресирування є наявність відносно малих значень крутних моментів на робочих валках. Зазначене, у свою чергу, робить доцільним використання у ряді випадків асиметричних за кінематикою умов реалізації даного процесу, що дозволяють знизити величину сили та спростити конструкцію механічного обладнання.

Використовуючи принцип суперпозиційного підходу, величину сили процесу асиметричного дресирування можна визначити як:

$$P = P^* n_a, \quad (3.35)$$

де  $P^*$  - величина сили за симетричних умов реалізації, що враховує особливості саме процесу дресирування;

$n_a$  – умовний коефіцієнт, що враховує зміну величини сили внаслідок кінематичної асиметрії процесу.

Кількісна оцінка  $n_a$ , у свою чергу, може бути отримана на основі безітераційного рішення, що впливає з відомої залежності для розрахунку процесу осадження відносно тонкої смуги.

Стосовно симетричної прокатки або дресирування такий, тобто, безітераційний алгоритм був отриманий на основі рішення системи з двох наступних рівнянь:

$$\frac{P_c^*}{2K_c} = \frac{\exp(\eta l_c) - 1}{\eta l_c}; \quad (3.36)$$

$$P_c^* = \frac{\pi E_B}{16(1-\nu_B^2)R} \left[ \frac{l_c^2 - l_0^2}{l_c} \right], \quad (3.37)$$



де  $P_c^*$  – середньоінтегральне за довжиною осередку деформації значення нормальних контактних напружень за симетричних умов реалізації;

$l_c, l_0$  – довжини дуг контакту відповідно з урахуванням та без нього пружного сплющування робочих валків;

$\eta = (\mu_1 + \mu_2) / (h_0 - h_1)$  – параметр, що характеризує граничні умови в осередку деформації;

$\mu_1, \mu_2$  – коефіцієнти пластичного тертя на контактних поверхнях відповідних робочих валків;

$E_B, \nu_B$  – модуль пружності та коефіцієнт Пуассона матеріалу робочих валків, що мають наведений радіус.

Аналогічний алгоритм може бути отриманий і стосовно асиметричного дресування відносно тонких листів і смуг. Однак залежність (3.36) у цьому випадку треба дещо видозмінити, використовуючи, наприклад, усічення епюри нормальних контактних напружень по довжині так званої змішаної зони, в якій дотичні контактні напруження на протилежних контактних поверхнях спрямовані в різні сторони:

$$\frac{P_c}{2K_c} = \frac{(1-\xi)(\exp \chi l_c - 1)}{\chi l_c} + \xi \exp \chi l_c, \quad (3.38)$$

де  $\xi = (h_0 + h_1)(K_V - 1) / (h_0 - h_1)(K_V + 1)$  – коефіцієнт, що характеризує відносну протяжність змішаної зони;

$K_V = V_{B1} / V_{B2}$  – показник кінематичної асиметрії процесу дресування, який визначається як співвідношення окружних швидкостей робочих валків;

$Z = (\mu_1 + \mu_2)(1 - \xi) / (h_0 - h_1) = \eta(1 - \xi)$  – параметр, що характеризує граничні умови у осередку деформації.

Тут слід зазначити, що крім загального обліку впливу ступеня асиметрії залежність (3.38) добре відбиває і граничні випадки умов реалізації

процесу асиметричного дресирування. Так, наприклад, при  $K_v=1,0$  і з урахуванням  $\xi=0$  зазначена залежність повністю відповідає виразу (3.36), отриманому, на що вже було зазначено вище, стосовно симетричних умов реалізації. У разі ж  $K_v$ , що прагне величини витяжки за прохід  $\lambda = h_0/h_1$ , параметр прагне одиниці, а величина відношення  $p_c/2K_c$  – до значення, рівного одиниці. Зазначене, зокрема, відповідає результатам теоретичного та експериментального дослідження процесу прокатки-волочіння, що характеризується саме даним ступенем асиметрії.

Використовуючи, таким чином, залежності (3.37) і (3.38), а також враховуючи при цьому розкладання експоненційної складової в ряд Тейлора  $\exp z l_c = 1 + z l_c + 0,5 z^2 l_c^2$ , отримаємо вираз для безітераційного визначення довжини дуги контакту при асиметричному дресируванні тонких листів

$$l_c = \frac{Q_c + \sqrt{Q_c^2 + 4l_0^2[1 - 0,5Q_c z(1 + \xi)]}}{2[1 - 0,5Q_c z(1 + \xi)]}, \quad (3.39)$$

де  $Q_c = [16(1 - \nu^2) 2K_c R] / (\pi E_s)$  – узагальнений показник, який використовується для спрощення форми запису.

Похибка, що вноситься в даному випадку обмеженням кількості членів ряду, як показали кількісно розрахунки, не перевищує 8% і може бути знижена шляхом додаткового множення отриманого значення  $l_c$  на 1,04.

$$n_a = \frac{P}{P^*} = \frac{P_c l_c}{P_c^* l_c^*} = \frac{\exp[(1 - \xi)\eta l_c] - 1 + \eta l_c \xi \exp[(1 - \xi)\eta l_c]}{\exp(\eta l_c^*) - 1}, \quad (3.40)$$

де  $l_c$  і  $l_c^*$  – довжини дуг контакту, що визначаються на основі розглянутої раніше залежності (3.39) при асиметричних та симетричних ( $K_v=1$ ;  $\xi=0$ ) умовах реалізації.



Загалом залежності (3.35)-(3.40) поряд з методикою розрахунку енергосилових параметрів процесу симетричного дресування склали повний алгоритм розрахунку енергосилових параметрів процесу дресування за несиметричних умов реалізації.

Аналіз отриманих у цьому випадку результатів чисельної реалізації показав, що створення кінематичної асиметрії осередку деформації призводить до зниження величини сили процесу дресування, причому в міру збільшення показника ступеня асиметрії  $k$  інтенсивність зазначеного зниження зростає і може досягати 20 ... 30%. Збільшення інтенсивності відносного зниження величини сили  $P^*$  при асиметричних умовах реалізації має місце також у разі збільшення радіуса робочих валків, а також у разі деформації більш тонких смуг з великими значеннями коефіцієнтів контактного тертя. Все це ще раз підтверджує доцільність використання кінематичної асиметрії процесу дресування як з точки зору зниження рівня енергосилових параметрів, так і з точки зору забезпечення отримання більш тонких смуг з високоміцних матеріалів.

## ТЕМА 4.

# АВТОМАТИЗОВАНЕ ПРОЕКТУВАННЯ ПРОКАТКИ ЛИСТОВОГО МЕТАЛОПРОКАТУ


### 4.1 Автоматизоване проектування технологічних режимів обтиснень під час гарячої прокатки відносно широких листів і смуг

Оптимізація технологічних режимів роботи прокатних станів і, зокрема, оптимізація технологічних режимів обтиснень під час гарячої прокатки щодо широких листів і смуг відноситься до найважливіших факторів, які забезпечують підвищення техніко-економічних показників процесу прокатного виробництва в цілому. При цьому знання оптимальних технологічних режимів обтиснень і відповідних їм енергосилових параметрів процесу прокатки є необхідним і з точки зору підвищення наукової обґрунтованості проектно-конструкторських рішень, які використовуються як при створенні нових, так і при модернізації діючих прокатних станів.

Безпосередньо в якості цільової функції при оптимізації технологічних режимів обтиснень була використана інженерна математична модель процесу гарячої прокатки.

У якості вихідних даних стосовно до автоматизованого розрахунку енергосилових параметрів цього процесу можуть бути використані такі параметри:

- $h_0$  – вихідна товщина заготовки в даному проході, мм;
- $h_1$  – кінцева товщина заготовки в даному проході, мм;
- $b$  – ширина листа або штаби, мм;
- $R$  – радіус робочих валків прокатного стану, мм;
- $t$  - температура металу, що прокатується, °С;



- $\sigma_{T0}$ ,  $a_1$ ,  $a_2$ ,  $a_3$  – коефіцієнти, що характеризують рівень механічних властивостей матеріалу штаби та їх залежність від ступеня, швидкості і температури деформації, Н/мм<sup>2</sup>;

- $f$  – коефіцієнт зовнішнього тертя в осередку деформації;

- $V_1$  – швидкість прокатки, відповідна швидкості переміщення металу в перетині на виході з осередку деформації, м/с;

- $S_1 = \frac{\sigma_1}{2K_c}$ ;  $S_0 = \frac{\sigma_0}{2K_c}$  – питомі напруження переднього і заднього натягнення, відповідно.

Саме ж математичне забезпечення з розрахунку енергосилових параметрів процесу гарячої прокатки може бути подано у вигляді такої сукупності аналітичних залежностей.

Величина абсолютного  $\Delta h$  і відносного  $\varepsilon$  обтиснень штаби:

$$\Delta h = h_0 - h_1; \quad (4.1)$$

$$\varepsilon = \Delta h / h_0. \quad (4.2)$$

Довжина дуги контакту  $l$  і середнє значення товщини штаби в осередку деформації  $h_{cp}$ :

$$l = \sqrt{R\Delta h + \Delta h^2 / 4}; \quad (4.3)$$

$$h_{cp} = 0,5(h_0 + h_1). \quad (4.4)$$

Кут захоплення металу валками  $\alpha$ :

$$\alpha = \arccos [1 - \Delta h / (2R)] . \quad (4.5)$$

З урахуванням деформаційних і кінематичних характеристик, на основі формули О. І. Целікова, середньоінтегральне значення швидкості деформації  $U_c$  дорівнюватиме:

$$U_c = V_1 \varepsilon / l. \quad (4.6)$$

Середньоінтегральне значення подвоєного опору зрушенню металу прокатувальної смуги  $2K_c$ :

$$2K_c = 1,155 \sigma_{T0} (6,67 \varepsilon)^{a1} U_c^{a2} (t/1000)^{a3}. \quad (4.7)$$

Коефіцієнт напруженого стану  $n_{\sigma_1}$ , що характеризує вплив зовнішніх зон контактного тертя:

$$n_{\sigma_1} = 1 + 1,5(1 - 1/h_{cp})^3 \quad \text{при} \quad 1/h_{cp} \leq 1; \quad (4.8)$$

$$n_{\sigma_1} = 1 + 0,2(1/h_{cp} - 1) \quad \text{при} \quad 1 < 1/h_{cp} \leq 2,5; \quad (4.9)$$

$$n_{\sigma_1} = 1 + 0,5f(1/h_{cp} - 1) \quad \text{при} \quad 2,5 < 1/h_{cp}. \quad (4.10)$$

Величина коефіцієнта напруженого стану  $n_{\sigma_2}$ , що характеризує вплив напружень переднього і заднього натягувань:

$$n_{\sigma_2} = 1 - 0,5 \left( \frac{\sigma_0}{2K_c} + \frac{\sigma_1}{2K_c} \right). \quad (4.11)$$

Середньоінтегральне за довжиною осередку деформації значення нормальних контактних напружень:

$$p_{cp} = 2K_c n_{\sigma_1} n_{\sigma_2}. \quad (4.12)$$

## Величина повного зусилля прокатки

$$P = p_{cp} b l. \quad (4.13)$$

## Повний момент прокатки

$$M = 2P\psi l, \quad (4.14)$$

де  $\psi$  – коефіцієнт плеча докладання рівнодіючої нормальних контактних напружень, у свою чергу, визначається:

$$\psi = 0,6 - 0,3(0,5 - 1/h_{cp})^2 \quad \text{– при } 0,2 \leq 1/h_{cp} < 0,7; \quad (4.15)$$

$$\psi = 0,6 - 0,15\sqrt{1/h_{cp} - 0,7} \quad \text{– при } 0,7 < 1/h_{cp} < 2,5; \quad (4.16)$$

$$\psi = 0,404 - 0,022\sqrt{1/h_{cp} - 2,5} - 0,252\alpha \quad \text{– при } 2,5 \leq 1/h_{cp}. \quad (4.17)$$

## Потужність прокатки

$$N = M \frac{V_1}{R}. \quad (4.18)$$

Описана математична модель була використана в якості функції при автоматизованому проектуванні технологічних режимів обтиснень, яка була організована на виконання критерію повного завантаження механічного обладнання. Останнє, зокрема, знайшло своє відображення в системі прийнятих обмежень за максимально припустимими значеннями величини кута захоплення  $[\alpha_i] = \arctg f$ , сили  $[P_i]$ , моменту  $[M_i]$  і потужності  $[N_i]$  прокатки:

$$\alpha_i \leq [\alpha_i] ; \quad P_i \leq [P_i] ; \quad M_i \leq [M_i] ; \quad N_i \leq [N_i], \quad (4.19)$$

де  $i$  – порядковий номер аналізованого проходу.

Програмне забезпечення вирішення поставленого завдання оптимізації було здійснено на основі алгоритмічного методу цілеспрямованого перебору варіантів. Аналітичний опис цього методу може бути подано в такому вигляді:

$$\Delta h_{i(k+2)} = \Delta h_{ik} + A_h \text{sign}\{[x_i] - x_{ik}\}, \quad (4.20)$$

де  $\Delta h_i$  – величина абсолютного обтиску смуги в  $i$ -му проході, мм;

$k$  – порядковий номер чергового циклу ітераційної процедури вирішення;

$A_h$  – крок зміни величини абсолютного обтиснення, кількісна оцінка якого може бути змінною залежно від ступеня наближення проміжних результатів до вихідного, тобто до оптимального значення;

$[x_i]$  – задані відповідно до (4.19) значення параметрів, безпосередньо пов'язаних з прийнятим критерієм оптимальності.

З огляду на викладене вище та виходячи з логіки функціональних зв'язків між величиною абсолютного обтиснення і енергосилових параметрів процесу прокатки, вирішення задачі оптимізації за умовою повного завантаження механічного обладнання можна записати у вигляді послідовних покрокових збільшень в разі одночасного виконання кожного з умов (4.19):

$$\Delta h_{i(k+1)} = \Delta h_{ik} + 0,05h_{0i}, \quad (4.21)$$

де  $h_{0i}$  – вихідна товщина смуги в  $i$ -му проході, мм.

У разі ж невиконання хоча б одного з обмежень (4.19) векторну спрямованість зміни величини абсолютного обтиску слід змінити на протилежну, змінивши одночасно і саму величину покрокового приросту:

$$\Delta h_{i(k+1)} = \Delta h_{ik} - 0,005h_{0i}. \quad (4.22)$$

Таким чином, на основі залежностей (4.21) і (4.22) може бути визначено абсолютне обтиснення, відповідне умові забезпечення максимально допустимого завантаження і, як наслідок, умовою досягнення максимальної продуктивності механічного обладнання конкретних прокатних станів. Блок-схема цього алгоритму зображена на рисунку 4.1, при цьому з розрахунку одного з і-х проходів може бути виконано проектування подальшого (і + 1)-го проходу, виходячи з умови зв'язку за товщиною:

$$h_{0(i+1)} = h_{0i} + \Delta h_i. \quad (4.23)$$

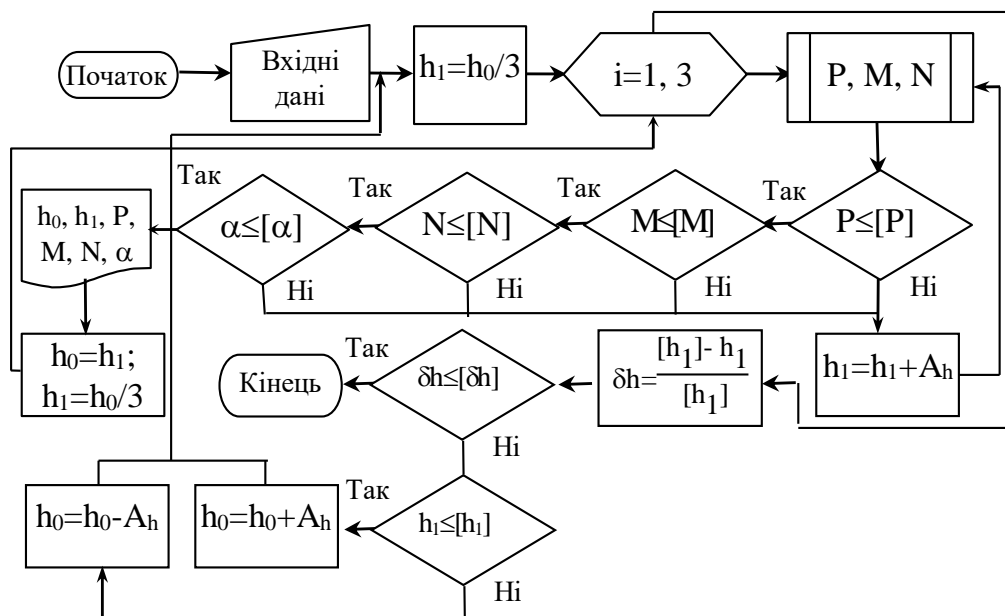


Рис.4.1 – Блок-схема автоматизованого проектування технологічних режимів обтиснень гарячої прокатки

## 4.2 Автоматизоване проєктування технологічних режимів обтиснень при холодній прокатці відносно тонких листів і смуг

Як і в попередній темі, кінцевою метою автоматизованого проєктування технологічних режимів холодної прокатки відносно тонких листів і смуг буде визначення максимального значення вихідної товщини підкату з умови повного завантаження клітей у безперервній групі.

У якості функції при автоматизованому проєктуванні була використана інженерна математична модель процесу холодної прокатки листів і смуг, яка викладена нижче.

У якості вихідних даних при автоматизованому розрахунку процесу холодної прокатки використовують такі параметри:

- $h_0$  – вихідна товщина смуги в даному проході, мм;
- $h_1$  – кінцева товщина смуги в даному проході, мм;
- $b$  – ширина листів, що прокатуються або смуг, мм;
- $R$  – радіус робочих валків, мм;
- $\epsilon_0$  – ступінь попередньої деформації, отриманої смугою в попередніх проходах;

•  $\sigma_{T0}$ ,  $a_1$ ,  $a_2$ ,  $a_3$  – коефіцієнти регресії, що характеризують інтенсивність деформованого зміцнення матеріалу, що прокатується, Н/мм<sup>2</sup>;

- $f$  – коефіцієнт зовнішнього тертя в осередку деформації;
- $V_1$  – кінцева швидкість прокатки, м/с;

•  $S_1 = \frac{\sigma_1}{2K_c}$ ;  $S_0 = \frac{\sigma_0}{2K_c}$  – питомі значення напружень переднього і заднього натягіння, відповідно.

З урахуванням зазначених вище вихідних даних математичне забезпечення з автоматизованого розрахунку енергосилових параметрів процесу холодної прокатки може бути подано в такому вигляді.

Визначають величину абсолютного  $\Delta h$  і відносного  $\varepsilon$  обтиснення смуги в даному проході:

$$\Delta h = h_0 - h_1; \quad (4.24)$$

$$\varepsilon = \Delta h / h_0, \quad (4.25)$$

з урахуванням чого, а також з урахуванням відомих значень коефіцієнтів регресії  $a_0, a_1, a_2, a_3$  визначають середньоінтегральний за довжиною осередку деформації подвоєний опір щодо зрушення матеріалу, що прокатується:

$$2K_c = 1,155 \left[ a_0 + a_1 \varepsilon_0 + a_2 \varepsilon_0^2 + a_3 \varepsilon_0^3 + (2/3)(1 - \varepsilon_0)(a_1 + 2a_2 \varepsilon_0 + 3a_3 \varepsilon_0^2) \varepsilon + (8/15)(1 - \varepsilon_0)^2 (3a_3 \varepsilon_0) \varepsilon^2 + (15/75)(1 - \varepsilon_0)^3 a_3 \varepsilon^3 \right] \quad (4.26)$$

Потім за формулою О. І. Целікова розраховують коефіцієнт напруженого стану:

$$n_\sigma = \frac{1}{\Delta h} \left\{ \xi_0 \frac{f_0}{\delta - 2} \left[ \left( \frac{h_H}{h_1} \right)^{(\delta-2)} - 1 \right] + \xi_1 \frac{f_1}{\delta + 2} \left[ \left( \frac{h_H}{h_1} \right)^{(\delta+2)} - 1 \right] \right\}, \quad (4.27)$$

де  $\xi_0, \xi_1$  – коефіцієнти, що враховують вплив, відповідно, заднього і переднього натягувань смуги:  $\xi_0 = 1 - S_0$ ;  $\xi_1 = 1 - S_1$ ;

$\delta = 2fl_0 / \Delta h$  – коефіцієнт, що характеризує граничні умови в осередку деформації;

$l_0$  – довжина дуги контакту з урахуванням пружного сплющування робочих валків, мм;

$h_H$  – товщина смуги в нейтральному перерізі, мм,  $h_H = 2\delta \sqrt{\frac{\xi_0}{\xi_1} h_0^{\delta-1} h_1^{\delta+1}}$ .

## Середньоінтегральне значення нормальних контактних напружень

$$p_{cp} = 2K_c n_{\sigma}. \quad (4.28)$$

Величина сили прокатки

$$P = p_{cp} b l_0. \quad (4.29)$$

Торкаючись специфіки розрахунку процесу холодної прокатки, що полягає в необхідності врахування пружного сплющування робочих валків, слід зазначити, що довжина дуги контакту  $l_0$  у цьому випадку може бути визначена на основі відомого рішення Хічкока:

$$l_0 = \sqrt{R\Delta h + x^2} + x, \quad (4.30)$$

де  $x = 8Rp_{cp}(1 - \nu_B^2) / \pi E_B$  – допоміжний параметр, мм;

$\nu_B$ ,  $E_B$  – коефіцієнт Пуансона і модуль пружності матеріалу робочих валків.

Тут слід вказати на те, що внаслідок наявності функціонального взаємозв'язку довжини дуги контакту і середньоінтегрального значення нормальних контактних напружень, тобто  $l_0 = f(p_{cp})$  і  $p_{cp} = f(l_0)$ , безпосереднє визначення цих параметрів може бути здійснено на основі послідовних наближень. При цьому в першому циклі розрахунків робочі валки приймають абсолютно жорсткими, а в якості критерію збіжності ітераційного рішення використовують величину відносного збільшення довжини дуги контакту.

Через збіжність ітераційного рішення визначають сумарний момент прокатки:

$$M_{\text{пр}} = 2 \left\{ \xi_0 \frac{h_0}{\delta - 2} \left[ \left( \frac{h_0}{h_H} \right)^{\delta - 2} - 1 \right] - \xi_1 \frac{h_1}{\delta + 2} \left[ \left( \frac{h_H}{h_1} \right)^{\delta + 2} - 1 \right] \right\} \frac{2K_c f R b l_0}{\Delta h}. \quad (4.31)$$

Після чого роблять розрахунок потужності прокатки:

$$N_{\text{пр}} = M_{\text{пр}} \frac{V_1 h_1}{R h_H}. \quad (4.32)$$

Як було зазначено раніше, ця математична модель була використана в якості функції при автоматизованому проектуванні технологічних режимів обтиснень процесу холодної прокатки, яка була організована на виконання критерію повного завантаження механічного обладнання. Останнє, зокрема, знайшло своє відображення в системі прийнятих обмежень значенням величини кута захоплення  $[\alpha_i] = \arctg f$ , повного зусилля  $[P_i]$ , моменту  $[M_i]$  і потужності  $[N_i]$  прокатки, що допускаються:

$$\alpha_i \leq [\alpha_i]; \quad P_i \leq [P_i]; \quad M_i \leq [M_i]; \quad N_i \leq [N_i], \quad (4.33)$$

де  $i$  – порядковий номер аналізованого проходу.

Програмне забезпечення вирішення поставленого завдання оптимізації було здійснено на основі алгоритмічного методу цілеспрямованого перебору варіантів, опис якого подано формулами (4.24)...(4.33).

### 4.3 Автоматизоване проєктування технологічних режимів обтиснень при прокатці на реверсивних листових станах

Оптимізація технологічних режимів роботи реверсивних прокатних станів і, зокрема, оптимізація технологічних режимів обтиснень при прокатці відносно широких листів і смуг на реверсивних прокатних станах полягає у визначенні мінімальної кількості проходів з умови повного завантаження устаткування. Останнє можна висловити у вигляді таких умов:

$$\alpha_i \leq [\alpha_i]; \quad P_i \leq [P_i]; \quad M_i \leq [M_i]; \quad N_i \leq [N_i], \quad (4.34)$$

де  $i$  – порядковий номер аналізованого проходу.

Вирішення поставленої задачі оптимізації може бути здійснено на основі алгоритмічного методу цілеспрямованого перебору варіантів, поданого залежностями (4.20)...(4.23). Тут також слід враховувати, що при рішенні завдання відомими є вхідна і кінцева товщина прокату, водночас, як кількість проходів невідома. Причому кількість проходів повинна бути непарною для забезпечення виходу готового прокату з вихідного боку робочої кліті.

Другим завданням при оптимізації технологічних режимів прокатки є умова забезпечення сталості одного з енергосилових параметрів по проходах. У цій лабораторній роботі в якості такого енергосилового параметра буде виступати сила прокатки. Рівність сил прокатки для кожного проходу дозволяє підвищити якість прокату, зокрема знизити поперечну різнотовщинність, а також підвищити стабільність механічних властивостей матеріалу, що прокатується. Забезпечення виконання зазначеної умови, а саме

$$P_1 = P_2 = \dots = P_n, \quad (4.35)$$

можна організувати за допомогою такої ітераційної процедури:



## ТЕМА 5

### АВТОМАТИЗОВАНЕ ПРОЕКТУВАННЯ СОРТОПРОКАТНОГО ВИРОБНИЦТВА

#### 5.1 Автоматизоване проектування технологічних режимів обтиснень при сортовій прокатці

Кінцевою метою автоматизованого проектування технологічних режимів сортової прокатки є визначення мінімальної кількості проходів і відповідних обтиснень при заданих вихідній площі заготовки  $F_0$ , кінцевій площі готового прокату  $[F_n]$  і розподілі приватних витяжок по проходах. Дане завдання вирішується на основі ітераційної процедури з визначення середньої витяжки по проходах.

Етапи використовуваної ітераційної процедури можна подати у вигляді такої алгоритмічної послідовності.

Спочатку визначається загальна витяжка:

$$\lambda_{\text{общ}} = F_0 / [F_n]. \quad (5.1)$$

Потім, знаючи табличне значення середньої витяжки  $[\lambda_{\text{cp}}]$  (табл. 5.1), визначають кількість проходів:

$$n = \frac{\lg F_0 - \lg [F_n]}{\lg [\lambda_{\text{cp}}]}. \quad (5.2)$$

Після цього на основі заданого розподілу витяжок по проходах визначаються приватні витяжки та відповідні значення площі перерізу для кожного проходу.

Таблиця 5.1 – Значення середніх витяжок для сортових станів

Номер	Стани	Середні витяжки
1	Безперервні дротові	1,38...1,385
2	Безперервні дрібносортові	1,32...1,35
3	Середньосортові	1,30...1,35
4	Великосортові	1,28...1,32

Розподіл приватних витяжок по проходах можна задавати на основі залежностей, відображених в таблиці 5.2.

Кінцевою процедурою при вирішенні досліджуваної завдання буде коригування або середньої витяжки, або кількості проходів на основі такої схеми:

$$\lambda_{cp} = \lambda_{cp} + A_{\lambda} \text{ при } F_n > [F_n]; \quad (5.3)$$

$$n = n + 1 \text{ при } F_n < [F_n], \quad (5.4)$$

де  $F_n$  – розрахункове значення площі поперечного перерізу прокату в останньому проході, мм<sup>2</sup>;

$A_{\lambda}$  – крок збільшення середньої витяжки.

Таблиця 5.2 – Середні значення витяжок по клітях

Профілі	Кліті		
	Груп		Чистова
	чорнових	проміжних	
Кругла і квадратна сталь	1,40...1,45	1,35...1,38	1,20...1,25
Штаба	1,40...1,45	1,25...1,35	1,15...1,23

Умовою завершення описаної процедури буде рівність розрахункового значення площі поперечного перерізу в останньому проході з заданим.

Розглянута процедура вирішення подана у вигляді алгоритму на рисунку 5.1.

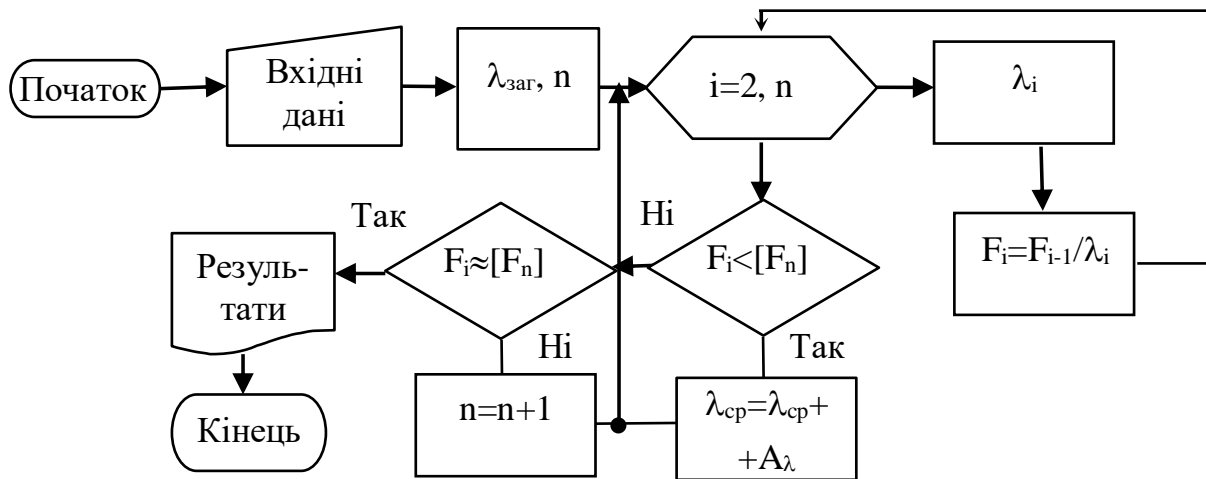


Рис.5.1 – Блок-схема автоматизованого розрахунку режимів обтиснень при сортовій прокатці

## 5.2 Автоматизоване проєктування технологічних режимів обтиснень при прокатці блюмів

Основним завданням при визначенні режимів обтиснень блюмів є знаходження кількості проходів і відповідних обтиснень. Це завдання вирішується за наведеною нижче послідовністю.

Максимальне обтиснення з умови забезпечення захоплення металу валками

$$\Delta h_{\max} = 0,77f^2 R_{\kappa}, \quad (5.5)$$

де  $f$  – коефіцієнт тертя при захопленні металу;

$R_{\kappa}$  – ефективний радіус валка, мм.

Сумарне обтиснення

$$\Delta h_{\Sigma} = (1 + C_{\text{ср}})[(H - h) + (B - b)], \quad (5.6)$$



де  $H, h$  – товщина злитка і блюма відповідно, мм;

$B, b$  – ширина злитка і блюма відповідно, мм;

$C_{cp}$  – середній показник розширення (на підставі дослідних даних  $C_{cp} = 0,15$ ).

Беручи середнє обтиснення за прохід таким, що дорівнює максимальному обтисненню  $\Delta h_{cp} = \Delta h_{max}$ , кількість проходів складе:

$$n = \Delta h_{\Sigma} / \Delta h_{max} . \quad (5.7)$$

Тут слід зазначити, що кількість проходів на одноклітьовому блюмінгу має бути непарним для забезпечення виходу готового блюма на вихідну сторону кліті.

Важливим етапом при визначенні режимів обтиснень блюмів є визначення кількості кантувань і розподіл їх по проходах. Для спрощення цього завдання в цій лабораторній роботі приймаємо таку схему прокатки 2к2к...2к1.

Відповідно до цього кількість проходів за товщиною  $n_h$  і шириною  $n_b$  складе:

$$n_h = [n/2] + 1; \quad n_b = n - n_h . \quad (5.8)$$

Середні обтиснення за прохід за товщиною  $\Delta h_h$  і шириною  $\Delta h_b$  складуть:

$$\Delta h_h = \frac{1,15(H-h)}{n_h}; \quad \Delta h_b = \frac{1,15(B-b)}{n_b} . \quad (5.9)$$

Залежності (5.5)...(5.9) склали повний алгоритм з автоматизованого розрахунку режимів обтиснень при прокатці блюмів. Блок-схема цього алгоритму зображена на рисунку 5.2.

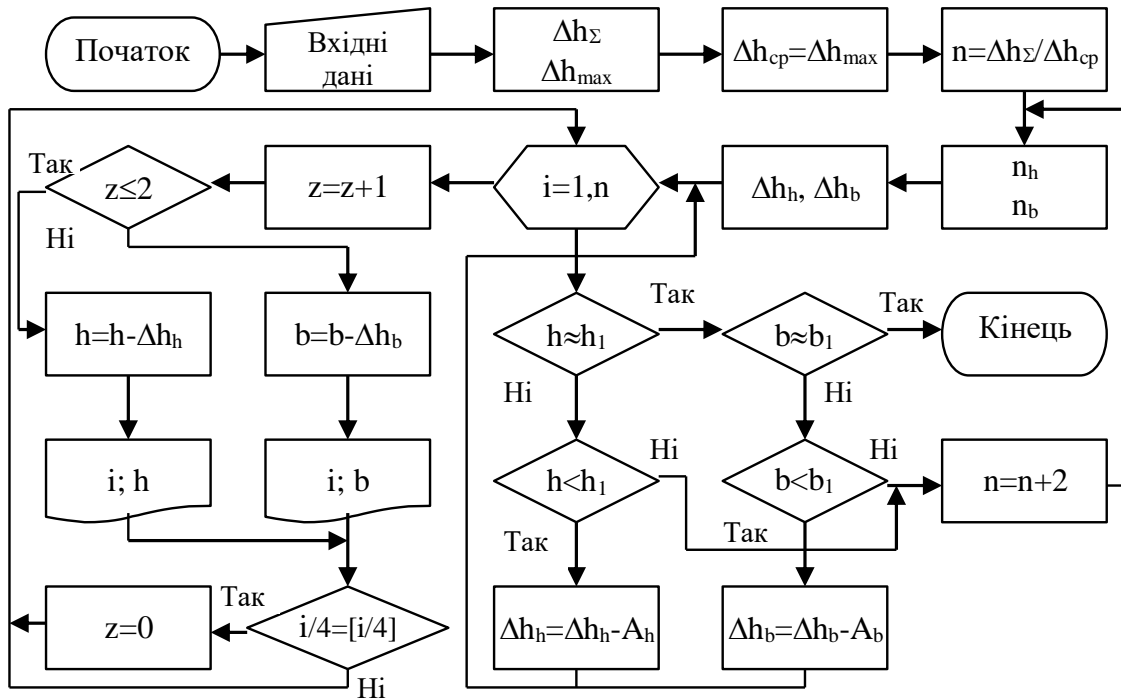


Рис.5.2 – Блок-схема автоматизованого розрахунку режимів обтиснень при прокатці блюмів

### 5.3 Автоматизоване проєктування технологічних режимів обтиснень при плющенні круглого дроту

Одновимірна математична модель напружено-деформованого стану металу при плющенні була отримана на основі чисельного рекурентного рішення зони пластичної формозміни металу, що впливає зі спільного аналізу умови пластичності і диференціального рівняння рівноваги кожного окремого поперечного перерізу. Використовувана в

цьому випадку розрахункова схема осередку деформації подана на рисунку 5.3, а.

Для моделювання процесу введемо такі припущення:

- як закон тертя прийнятий закон Кулона – Амонтона;
- метал у процесі плющення тече тільки в поперечному напрямку (допущення спирається на висновки М. І. Злотникова, а також на результати експериментальних досліджень);
- механічні властивості металу за шириною перерізу постійні.

Розрахункова схема до розрахунку виділеного елементарного перерізу осередку деформації процесу плющення подана на рисунку 5.3, б).

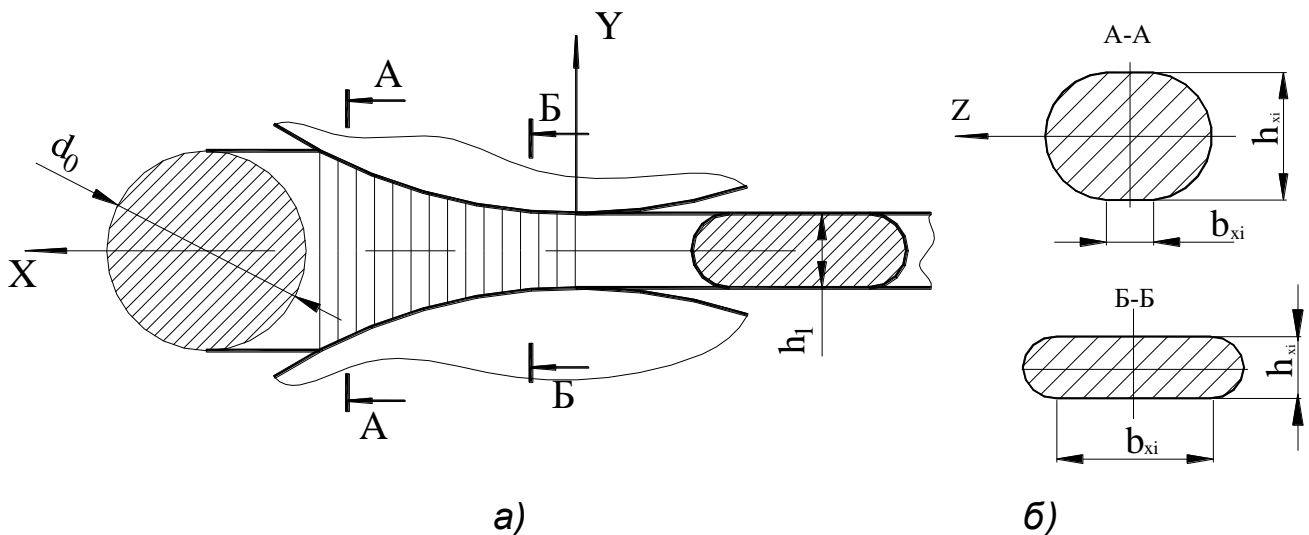


Рис.5.3 – Розрахункова схема процесу плющення

Математичну модель процесу плющення круглого дроту можна подати у вигляді такої алгоритмічної послідовності.

Довжина осередку деформації

$$l = \sqrt{R(d_0 - h_1)}, \quad (5.10)$$

де  $R$  – радіус робочих валків, мм;  
 $d_0$  – вихідний діаметр дроту, мм;  
 $h_1$  – кінцева товщина плющеної стрічки, мм.

Протяжність виділеного елементарного об'єму осередку деформації

$$\Delta x = l / K_R, \quad (5.11)$$

де  $K_R$  – кількість поділів осередку деформації.

Поточне значення координати кінцевого перерізу виділеного об'єму осередку деформації

$$x_i = \Delta x(i - 0,5), \quad (5.12)$$

де  $i$  – порядковий номер виділеного об'єму осередку деформації.

Поточне значення товщини прокатуваної стрічки

$$h_{xi} = h_1 + 2\left(R - \sqrt{R^2 - x_i^2}\right). \quad (5.13)$$

Поточне значення ширини прокатуваної стрічки

$$b_{xi} = \frac{\pi(d_0^2 - h_{xi}^2)}{4h_{xi}}. \quad (5.14)$$

Середня за шириною поперечного перерізу ступінь деформації металу

$$\varepsilon_{xc} = 1 - \frac{h_{xi}}{2\sqrt{R^2 - h_{xi}^2/4}} \arcsin \sqrt{1 - \frac{h_{xi}}{4R^2}}. \quad (5.15)$$

Математична модель процесу плющення круглого дроту включає в себе моделювання двох випадків прокатки: прокатка дроту зі співвідношенням поточної ширини смуги в осередку деформації до висоти  $b_{xi}/h_{xi} < 1$  і з співвідношенням  $b_{xi}/h_{xi} > 1$ .

Перший випадок, коли  $b_{xi}/h_{xi} < 1$ , описується за допомогою методу полів ліній ковзання. Причому аналітична залежність для визначення нормальних контактних напружень може бути подана у вигляді полінома третього ступеня:

$$p_{xi} = 2K_{cxi} [1 + 0,213473(1 - b_{xi}/h_{xi}) - 0,8898613(1 - b_{xi}/h_{xi})^2 + 2,70327(1 - b_{xi}/h_{xi})^3]. \quad (5.16)$$


У другому випадку, коли  $b_{xi}/h_{xi} > 1$ , значення нормальних контактних напружень у виділеному елементі

$$p_{xi} = 2K_{cxi} \frac{h_{xi}}{f} \left[ \text{EXP} \left( \frac{b_{xi} f}{h_{xi}} \right) - 1 \right]. \quad (5.17)$$

Визначення значення  $p_{xi}$  за формулою (5.17) служить основою для подальшого знаходження локальних та інтегральних характеристик процесу плющення.

Значення інтегральної сили прокатки за шириною перерізу в зоні пластичної формозміни визначали за формулою (5.17) для кожного елементарного об'єму. Безпосередньо сила плющення може бути визначена:

$$P = \sum_{i=1}^{K_R} p_{xi} \frac{1}{K_R}. \quad (5.18)$$



## Момент прокатки

$$M = 2 \sum_{i=1}^{K_R} p_{xi} \frac{1}{K_R} x_i . \quad (5.19)$$

Автоматизоване проєктування основних технологічних режимів процесу плющення дозволить розрахувати раціональне значення обтиснення, при якому максимально повно буде завантажено обладнання і, таким чином, скоротиться час технологічної переробки, а одночасно і собівартість продукції, що випускається. Разом з цим значення енергосилових параметрів, відповідних раціональним технологічним режимам, можуть використовуватися для підвищення ступеня наукової обґрунтованості прийнятих основних конструктивних рішень на стадії проєктування механічного обладнання.

Стосовно до процесу плющення основним критерієм автоматизованого проєктування є виконання умов:

$$P \leq [P] ; \quad M \leq [M], \quad (5.20)$$

де  $P$  і  $M$  – сила і момент плющення, відповідні раціональному режиму обтиснення  $\Delta h_{\max}$ ;

$[P]$  і  $[M]$  – максимально припустимі сила і момент прокатки для даного стану, обумовлені міцністю його основних вузлів.

Іншими словами, необхідно підібрати таку величину абсолютного обтиснення  $\Delta h_{\max}$ , щоб відповідні їй сила і момент плющення не перевищили силу і момент, максимально можливі для даного типорозміру обладнання. Крім того, ширина стрічки повинна набути необхідного номінального розміру, але не перевищити його:

$$B_1 \leq [B_1] , \quad (5.21)$$

де  $B_1$  – ширина плющеної стрічки, отримана в результаті обтиснення, мм;

$[B_1]$  – номінальна ширина стрічки, що задається технічними вимогами, мм.

В основу вирішення задачі автоматизованого проектування технологічних режимів плющення за критерієм забезпечення максимального завантаження устаткування плющильних станів був покладений чисельний метод цілеспрямованого перебору варіантів. Аналітичний опис цього методу виражається залежністю

$$X_{(t+1)} = X_t + A \text{sign}([X] - X_t), \quad (5.22)$$

де  $t$  – порядковий номер чергового циклу ітераційної процедури розрахунку;


$A$  – крок зміни величини абсолютного обтиснення, що задається;

$\text{sign}([X]-X_t)$  – функція знаку, що дорівнює:

$$\text{sign}([X] - X_t) = \begin{cases} 1 & \text{– при } [X] > X_t; \\ 0 & \text{– при } [X] \approx X_t; \\ -1 & \text{– при } [X] < X_t. \end{cases}$$

Відповідно до виразу (5.22) була вирішена задача з автоматизованого проектування технологічних режимів з умови забезпечення заданого значення сили  $[P]$ , а саме:

$$\Delta h_{\max(t+1)} = \Delta h_{\max t} + A_{\Delta h} \text{sign}([P] - P_t). \quad (5.23)$$



Як конкретний приклад реалізації розрахунок технологічних режимів процесу плющення можна подати у вигляді послідовних покрокових збільшень:

$$\Delta h_{\max(t+1)} = \Delta h_{\max t} + 0,01 \text{ (мм)}.$$

У разі невиконання умови (5.23) векторну спрямованість зміни величини абсолютного обтиску змінювали на протилежну, змінюючи одночасно і величину покрокового збільшення:

$$\Delta h_{\max(t+1)} = \Delta h_{\max t} - 0,002 \text{ (мм)}.$$

У якості цільової функції при розробці програмного забезпечення використовували чисельну одновимірну модель процесу плющення. Блок-схема алгоритму автоматизованого проектування технологічних режимів процесу плющення подана на рисунку 5.4.

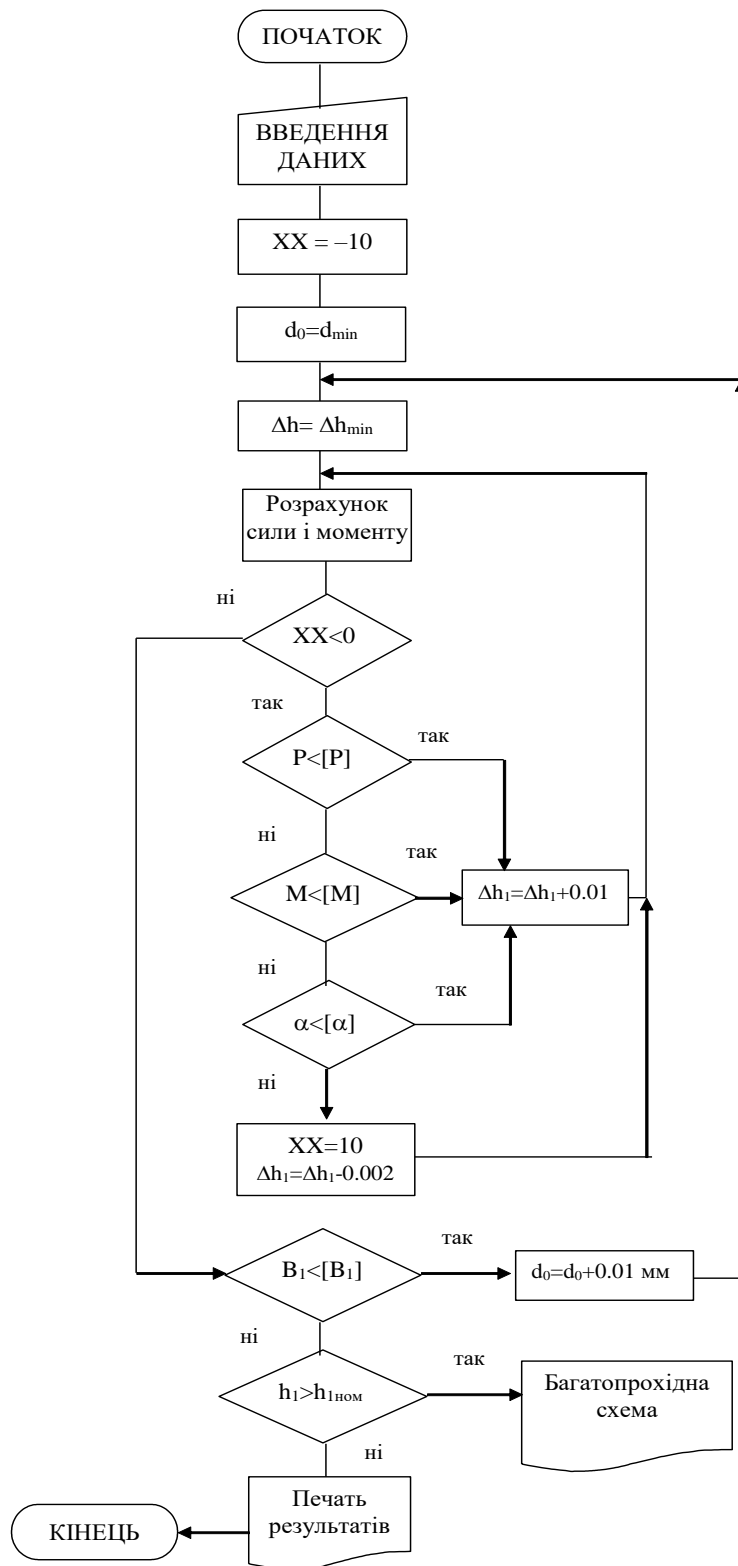


Рис.5.4 - Блок-схема алгоритму завдання автоматизованого проєктування основних технологічних параметрів процесу плющення за умови раціонального завантаження устаткування

## ТЕМА 6 АВТОМАТИЗОВАНЕ ПРОЕКТУВАННЯ МЕХАНІЧНОГО ОБЛАДНАННЯ

### 6.1 Автоматизоване проектування нарізних з'єднань

Розрізняють два типи компонування болтових з'єднань: з зазором і без зазору. Унаслідок цього є і відмінності в розрахунку напружень. За наявності зазору в болтовому з'єднанні (рис. 6.1) сумарна осьова сила буде дорівнювати:

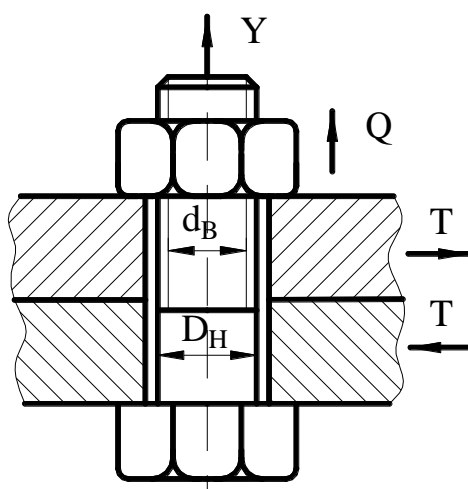


Рис.6.1 – Розрахункова схема нарізного сполучення

$$Y = Q + T/f, \quad (6.1)$$

де  $Q$ ,  $T$  – зовнішні навантаження,  $H$ ;

$f$  – коефіцієнт тертя між деталями, які сполучаються.

Напруження розтягування в цьому випадку визначається як

$$\sigma = 4Y / (\pi d_B^2), \quad (6.2)$$

де  $d_B$  – внутрішній діаметр різі, мм.

Умова міцності для компонування нарізного сполучення такого типу


$$\sigma < [\sigma], \quad (6.3)$$

де  $[\sigma]$  – допустиме напруження матеріалу,  $\text{Н}/\text{мм}^2$ .

При компоюванні без зазору в болтовому з'єднанні будуть виникати напруження розтягнення і зрізу. Напруження розтягнення будуть дорівнювати:

$$\sigma = 4Q / (\pi d_B^2), \quad (6.4)$$

напруження зрізу:

$$\tau = 4T / (\pi d_B^2), \quad (6.5)$$

а еквівалентні напруження в цьому випадку визначаються за IV теорією міцності:

$$\sigma_{\text{ЭКВ}} = \sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2}. \quad (6.6)$$

Умова міцності

$$\sigma_{\text{ЭКВ}} \leq [\sigma]. \quad (6.7)$$

Власне автоматизоване проектування нарізних з'єднань полягає в переборі з бази даних усіх типорозмірів різей (дод. D) з найменшого і перевірки їх на виконання умови міцності (6.3) або (6.7). Укрупнена блок-схема алгоритму рішення цього завдання подана на рисунку 6.2.

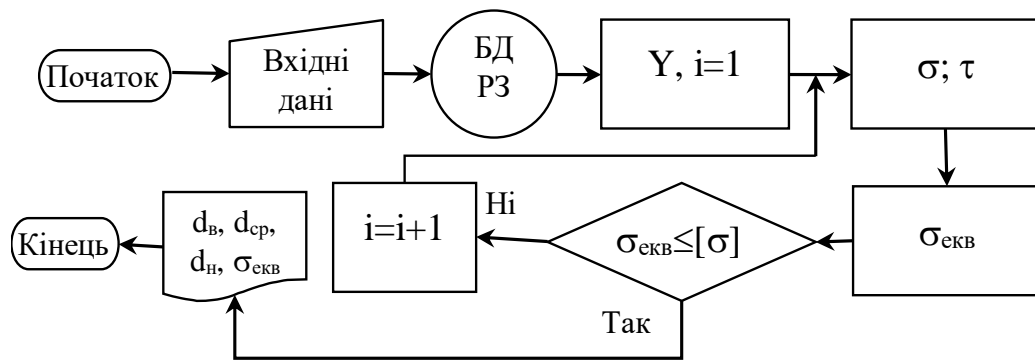


Рис.6.2 – Блок-схема автоматизованого проектування нарізних з'єднань

## 6.2 Автоматизоване проектування валів і осей приводів прокатних станів

У загальному випадку вал приводу прокатного стану є валом, на якому встановлені два косозубих зубчастих колеса (рис. 6.3). Сили, які діють на перше зубчасте колесо (I), дорівнюватимуть:

$$P_{окр1} = 2M/D_1; \quad P_{r1} = P_{окр1} \operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta; \quad P_{ос1} = P_{окр1} \operatorname{tg} \beta, \quad (9.1)$$

де  $\alpha = 20^\circ$  – кут нахилу твірної;

$\beta = 12^\circ$  – кут нахилу зуба;

$P_{окр}$ ,  $P_{r1}$ ,  $P_{ос1}$  – колова, радіальна і осьова складові сили, що діє в зубчастому зачепленні, Н;

$M$  – момент, який передається зубчатим зачепленням, Н·мм;

$D_1$  – дільний діаметр першого зубчастого колеса, мм.

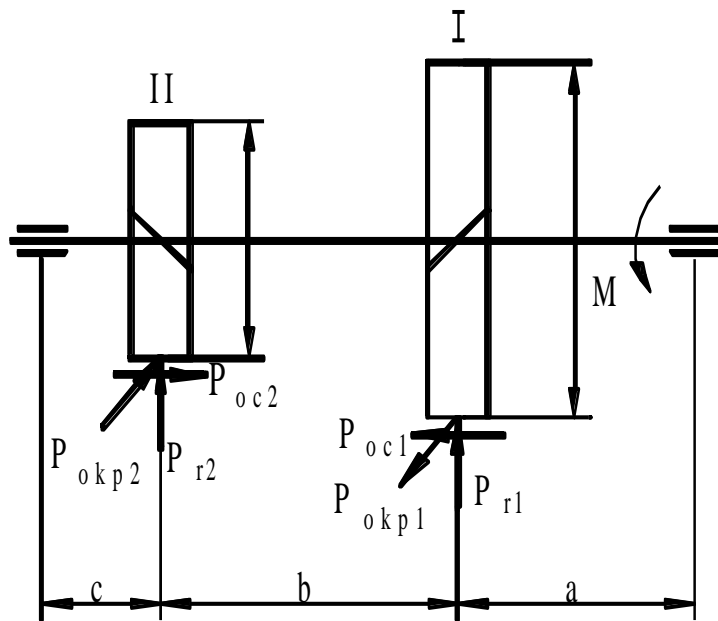


Рис.6.3 – Розрахункова схема для автоматизованого проектування валів і осей

Для другого зубчастого колеса (II):

$$P_{окр2} = 2M/d_2; \quad P_{r2} = P_{окр2} \operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta; \quad P_{ос2} = P_{окр2} \operatorname{tg} \beta, \quad (6.8)$$

де  $d_2$  – дільний діаметр другого зубчастого колеса, мм.

Реакції в лівій і правій опорах, відповідно, в горизонтальній площині дорівнюватимуть:

$$R_{сх} = \frac{P_{окр1}a - P_{окр2}(a+b)}{a+b+c}; \quad R_{ах} = \frac{P_{окр1}(b+c) - P_{окр2}c}{a+b+c}, \quad (6.9)$$

де  $a$ ,  $b$ ,  $c$  – відстані від лівої опори до першого зубчастого колеса, від першого до другого зубчастого колеса і від другого зубчастого колеса до лівої опори (див. рис. 6.3), відповідно, мм.

Згинальні моменти в горизонтальній площині на першому і другому зубчастому колесі складуть:

$$M_{xI} = R_{ax} a; \quad M_{xII} = R_{cx} c. \quad (6.10)$$

Аналогічно визначаються згинальні моменти у вертикальній площині.

Реакції в опорах:

$$R_{ay} = \frac{P_{r1}(b+c) - P_{oc1}D_1/2 + P_{r2}c + P_{oc2}d_2/2}{a+b+c};$$

$$R_{cy} = \frac{P_{r1}a + P_{oc1}D_1/2 + P_{r2}(a+b) - P_{oc2}d_2/2}{a+b+c}. \quad (6.11)$$

Згинальні моменти у вертикальній площині:

$$M_{yI} = R_{ay} a; \quad M_{yII} = R_{cy} c. \quad (6.12)$$


Сумарні моменти в перерізах під зубчастими колесами:

$$M_{изгI} = \sqrt{M_{xI}^2 + M_{yI}^2}; \quad M_{изгII} = \sqrt{M_{xII}^2 + M_{yII}^2}. \quad (6.13)$$

Максимальний згинальний момент  $M_{max}$  визначається шляхом порівняння  $M_{изгI}$  з  $M_{изгII}$  і прирівнюється до більшого з них. Напруження, що виникають у валі приводу, будуть визначатися за такими залежностями:

$$\sigma_{изг} = \frac{M_{max}}{0.1d_B^3}; \quad \sigma_{сж} = \frac{4P_{oc}}{\pi d_B^2}; \quad \tau = \frac{M}{0.2d_B^3}, \quad (6.14)$$

де  $\sigma_{изг}$ ,  $\sigma_{сж}$ ,  $\tau$  – напруження згину, стиснення-розтягування і кручення, відповідно, Н/мм<sup>2</sup>.



І, нарешті, умова міцності, якої повинен задовольняти вал, набуде вигляду

$$\sigma_{\text{екв}} = \sqrt{(\sigma_{\text{изг}} + \sigma_{\text{сж}})^2 + 3\tau^2} \leq [\sigma]. \quad (6.15)$$

Блок-схема алгоритму автоматизованого проєктування валів і осей приводів прокатних станів аналогічна блок-схемі, зображеної на рисунку 6.2. Відмінність полягатиме лише в тому, що замість бази даних з нарізних з'єднань тут використовується база даних типорозмірів валів і осей.

### **6.3 Автоматизований розрахунок і проєктування валкових вузлів типу «дуо»**

Робочі і опорні валки є основним деформуючим інструментом при реалізації процесів прокатки. Тому вибір оптимальних геометричних параметрів і компонування валкового вузла є найважливішим етапом при проєктуванні як прокатних станів, так і технологічних режимів. Основним параметром прокатних валків є їх діаметр. Його вибір здійснюється за умови захоплення з точки зору нижньої оцінки і умови викатуваності з точки зору верхньої оцінки. З умови викатуваності максимальне значення діаметра робочого валка дорівнюватиме:

$$D_{\text{р.в. max}} = \frac{h_{1 \text{ min}}}{1.54 C(2K_c - \sigma_{\text{ср}})f}, \quad (6.16)$$

де  $h_{1 \text{ min}}$  – мінімальне значення товщини матеріалу, що прокатується (береться з паспортних характеристик стану), мм;

$C = 8 \frac{1 - \nu_B^2}{\pi E_B}$  – пружна постійна матеріалу робочих валків,  $\text{мм}^2 / \text{Н}$ ;

$2K_c$  – подвоєний коефіцієнт опору зрушенню матеріалу, що прокатується,  $\text{Н} / \text{мм}^2$ ;

$\sigma_{cp}$  – середнє значення напружень переднього і заднього натягіння,  $\text{Н} / \text{мм}^2$ ;

$f$  – коефіцієнт тертя при прокатці;

$\nu_B$  – коефіцієнт Пуассона для матеріалу робочого валка (для сталі  $\nu_B = 0.3$ );

$E_B$  – модуль пружності для матеріалу робочого валка (для сталі  $E_B = 2.1 \cdot 10^5 \text{ Н} / \text{мм}^2$ ).

Мінімальний діаметр робочого валка визначається з умови захоплення металу валками:

$$\text{tg } \alpha_0 \leq f_3, \quad (6.17)$$

де  $\alpha_0$  – кут захоплення металу валками, який визначається як

$$\alpha_0 = \arccos \left( 1 - \frac{\Delta h}{D_{p.v.min}} \right), \quad (6.18)$$

де  $f_3$  – коефіцієнт тертя при захопленні металу валками;

$\Delta h$  – абсолютна обтиснення,  $\text{мм}$ ;

$D_{p.v.min}$  – мінімальне значення діаметра робочого валка,  $\text{мм}$ .

При проектуванні діаметра робочих валків, крім умови викатуваності та умови захоплення при схемі «дуо», робочий валок повинен також задо-

вольняти умовам статичної і циклічної міцності. Блок-схема автоматизованого проєктування робочих валків схеми «дуо» зображена на рисунку 6.4.

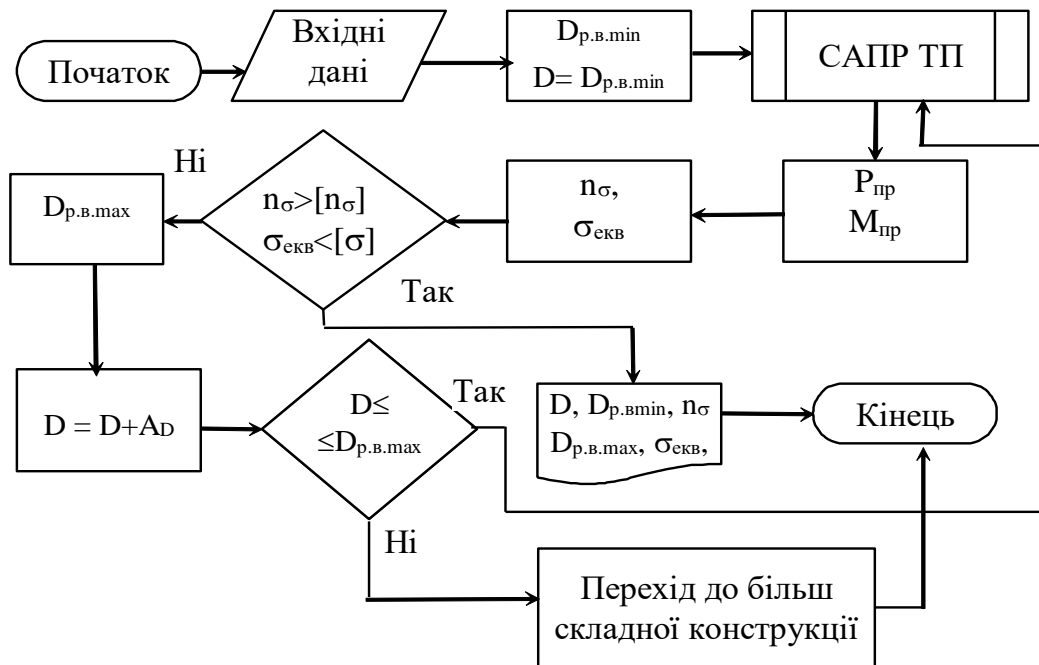


Рис.6.4 – Блок-схема автоматизованого проєктування двовалкових вузлів прокатного стану

#### 6.4 Автоматизований розрахунок і проєктування валкових вузлів типу «кварто»

Основними конструктивними параметрами валкових вузлів прокатних станів є їх компоновання, діаметри робочих і опорних валків  $d_p$  і  $D_{оп}$ , їх довжина  $L_b$ , шорсткість поверхні та профілювання. Важливими в цьому випадку є показники точності виготовлення і монтажу елементів валкового вузла. Враховуючи вибір діаметрів опорних валків при використанні чоти-

ривалкового компонування, що отримало найбільше поширення як на станах гарячої, так і на станах холодної прокатки, необхідно зазначити, що основним критерієм у цьому випадку є забезпечення рівномірних розподілів міжвалкового погонного навантаження  $q_M$ . З точки зору техніко-економічних показників проектного обладнання виконання зазначеної вище умови відповідає досягненню мінімального рівня контактних напружень, покращує умови регулювання профілю та форми смуги, що прокатується, а також сприяє підвищенню стійкості робочих і опорних валків. Кількісно алгоритм визначення поточного значення, що передбачає можливість наявності протизгину робочих валків силами, можна подати у вигляді сукупності аналітичних описів, отриманих В. П. Полухінін на основі узагальнення широкого спектра результатів теоретичних і експериментальних досліджень:

$$q_M(x) = a_0 + 4a_2(x - L_B/2)^2 / L_B^2; \quad (6.19)$$

$$a_0 = [(8252 - 34\alpha)q_{M,CP} - 1344B_0\alpha] / (13440 + 29\alpha); \quad (6.20)$$

$$a_2 = 3(q_{M,CP} - a_0); \quad q_{M,CP} = (P + 2Q_{II})/L; \quad q_{II} = P/b; \quad (6.21)$$

$$B_{оп} = \frac{q_{II}}{120}(\beta_K^5 - \beta_H^5) - \frac{q_{II}}{96}(\beta_K - \beta_H) - \frac{q_{II}}{24}(0.5 - \beta_H)^4 + \frac{Q_{II}a_Q}{48L_P^2}; \quad (6.22)$$

$$\beta_H = l_H/L_{оп}; \quad \beta_K = l_K/L_P; \quad (6.23)$$

$$\alpha = \frac{1 - \nu_P^2}{1 - \nu_{оп}^2} \frac{E_{оп}}{E_P} \left[ \left( 3260 \frac{L_P}{D_{оп}} - 38.5 \right) \left( \frac{d_P}{D_{оп}} \right)^2 - \left( 5330 \frac{L_P}{D_{оп}} - 127 \right) \left( \frac{d_P}{D_{оп}} \right) + \left( 2300 \frac{L_P}{D_{оп}} - 183 \right) \right], \quad (6.24)$$

де  $\nu_P$ ,  $E_P$ ,  $\nu_{оп}$ ,  $E_{оп}$  – коефіцієнти Пуассона і модулі пружності матеріалів робочих і опорних валків, відповідно;

$l_H, L_p, a_Q, L_B, L, l_K, b, \beta_K, \beta_H, L_{оп}$  – конструктивні параметри валкової системи (рис. 6.5);

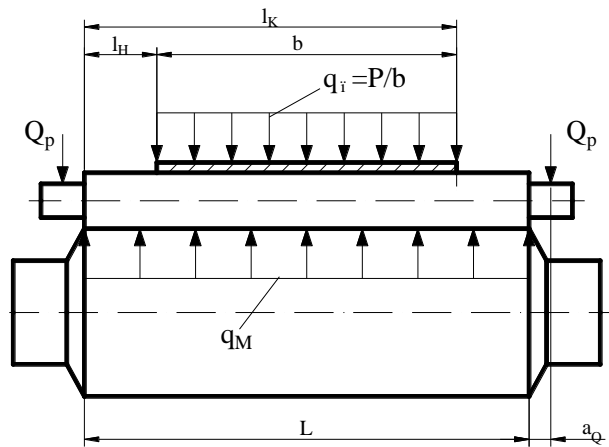


Рис.6.5 – Розрахункова схема валкової системи «кварто»

Слід зазначити, що структура залежностей (6.19)...(6.24) дозволяє безпосередньо визначити співвідношення діаметрів робочих і опорних валків  $d_p/D_{оп}$ , що забезпечує умови сталості міжвалкових погонних навантажень, тобто така умова:  $q_M(x) = \text{const}$ . У цьому випадку, відповідно до формул (6.19) і (6.21) і з урахуванням чого з виразу (6.20) випливає:

$$\alpha|_{q_M(x)=\text{const}} = -\frac{5188(1+2Z_Q)}{63(1+2Z_Q)+13440L_pB_{оп}/(bq_{п})}, \quad (6.25)$$

де  $Z_Q = Q_{п}/P$  – відносний показник сили протизгину;

$B_{оп}$  – ширина.

Підставивши вираз (6.25) в умову (6.24) і вирішивши отримане квадратне рівняння щодо співвідношення діаметрів робочих і опорних валків, що забезпечує сталість погонного міжвалкового навантаження  $q_{M,ср}(x)$ , отримаємо:

$$d_p/D_{оп}|_{q_M(x)=\text{const}} = \left( Z_1 - \sqrt{Z_1^2 - 4Z_2Z_3} \right) / (2Z_2), \quad (6.26)$$

де показники  $Z_1$ ,  $Z_2$ ,  $Z_3$ , використувані для спрощення форми запису, визначаються як:

$$Z_1 = 5330L_p/D_{оп} - 127; Z_2 = 3260L_p/D_{оп} - 38.5;$$

$$Z_3 = 2300 \frac{L_p}{D_{оп}} - 183 + \frac{(1 - \nu_{оп}^2) E_p}{(1 - \nu_p^2) E_{оп}} \frac{5188(1 + 2Z_Q)}{[63(1 + 2Z_Q) + 13440Z_4L_p/b]};$$

$$Z_4 = \frac{B_{оп}}{q_{п}} = \frac{1}{120} (\beta_k^5 - \beta_n^5) - \frac{1}{96} (\beta_k - \beta_n) - \frac{1}{24} (0.5 - \beta_n)^4 + \frac{Z_Q b a_Q}{48L_p^2}.$$

Укрупнена блок-схема алгоритму автоматизованого проектування діаметра бочки опорного валка схеми «кварто» зображена на рисунку 6.6.

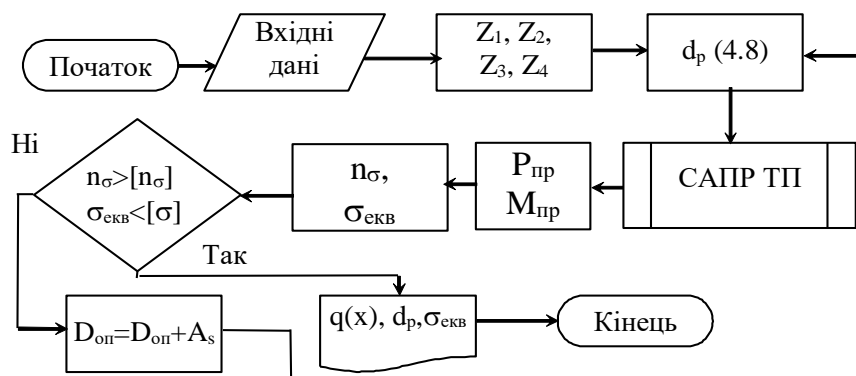


Рис.6.6 – Укрупнена блок-схема алгоритму автоматизованого проектування опорних валків системи «кварто»

## 6.5 Автоматизоване проектування натискних механізмів електромеханічного типу

Основними конструктивними елементами електромеханічного натискного пристрою є натискний гвинт і гайка. Натискний гвинт розраховується на стиск і кручення нижньої його частини. Напруження стиску при цьому дорівнюють

$$\sigma_{\text{сж}} = 4Y / (\pi d_{\text{в. вн}}^2), \quad (6.27)$$

де  $Y$  – осьова сила, що діє на гвинт (при розрахунку на міцність осьова сила дорівнює силі прокатці), Н;

$d_{\text{в. вн}}$  – внутрішній діаметр різі натискного гвинта, мм (дод. Г).

У нижній частині натискного гвинта буде діяти момент, який дорівнює

$$M_{\text{п}} = Y(d_{\text{п}}/3\mu_{\text{п}}), \quad (6.28)$$

де  $d_{\text{п}}$  – діаметр підп'ятника, мм;

$\mu_{\text{п}}$  – коефіцієнт тертя у підп'ятнику.

Цей момент буде викликати напруження кручення:

$$\tau = M_{\text{п}} / (0.2d_{\text{в. вн}}^2). \quad (6.29)$$

Виходячи з викладеного вище, натискний гвинт повинен задовольняти такій умови міцності:

$$\sigma_{\text{екв}} = \sqrt{\sigma_{\text{сж}}^2 + 3\tau^2} \leq [\sigma], \quad (6.30)$$

де  $[\sigma]$  – допустима межа міцності (зазвичай приймають для високо-вуглецевої і легваної сталей  $[\sigma] = 100 \dots 150 \text{ Н/мм}^2$ ).

Гайку натискного механізму розраховують на стиск, на зріз і зминання різі, а також на кручення.

Напруження зминання в різі

$$\sigma_{\text{см}} = \frac{4YS}{\pi(D_{\text{н}}^2 - d_{\text{вн}}^2) H_{\text{г}}} \leq [\sigma_{\text{см}}], \quad (6.31)$$

де  $S$  – крок різі, мм;

$D_H, d_{BH}$  – зовнішній і внутрішній діаметр різі, відповідно, мм;

$H_\Gamma$  – висота гайки, мм;

$[\sigma_{CM}]$  – допустимі напруження зминання (зазвичай приймають  $[\sigma_{CM}] = 40 \text{ Н/мм}^2$ ).

Напруження зрізу в різі

$$\tau_{cp} = \frac{YS}{\pi d_{BH}^2 H_\Gamma t} \leq [\tau_{cp}], \quad (6.32)$$

де  $t$  – коефіцієнт заповнення профілю (для трапецеїдальної різі –  $t = 0.75S$ , для упорної –  $t = 0.65 \dots 0.68S$ );

$[\tau_{cp}]$  – допустиме напруження зрізу (зазвичай приймають  $[\tau_{cp}] = 10 \dots 20 \text{ Н/мм}^2$ ).

Напруження стиску в гайці

$$\sigma_{сж}^\Gamma = \frac{4Y}{\pi(D_\Gamma^2 - D_H^2)} \leq [\sigma_{сж}], \quad (6.33)$$

де  $D_\Gamma$  – зовнішній діаметр гайки, мм;

$[\sigma_{сж}]$  – допустимі напруження стиснення (зазвичай приймають  $[\sigma_{сж}] = 30 \dots 40 \text{ Н/мм}^2$ ).

Момент в гвинтовій парі

$$M_{BH} = Y \frac{d_{cp}}{2} \text{tg}(\alpha + \rho), \quad (6.34)$$



де  $d_{cp}$  – середній діаметр різі, мм;

$Y$  – осьова сила, що діє на гвинт (у цьому випадку: при налаштуванні з металом у валках осьова сила дорівнює половині сили прокатки, а при на-  
стройці без металу у валках – половині сили переврівноваження валків), Н;

$\alpha$  – кут нахилу витка різі,  $\alpha = \arctg(S/(\pi d_{cp}))$ ;

$\rho$  – кут тертя в різі,  $\rho = \arctg \mu$ ;

$\mu$  – коефіцієнт тертя в різі,  $\mu = 0.1$  при рясному змащуванні і  $\mu = 0.3$  при закладному мастилі.

Момент на хвостовику натискного гвинта

$$M_{XB} = M_{ВП} + M_{П}. \quad (6.35)$$

Потужність, яка необхідна для обертання натискного гвинта,

$$N = 2\pi VM_{XB}/S, \quad (6.36)$$

де  $V$  – швидкість переміщення натискного гвинта, мм / с.

Автоматизоване проектування натискного механізму електромеханічного типу здійснюється за такою схемою: вибір діаметра гвинта з умови міцності на стиск і кручення; вибір висоти гайки з умови міцності на зми-  
нання і зріз нарізного сполучення; вибір зовнішнього діаметра гайки з умови міцності на стиск; вибір електродвигуна з необхідної потужності приводу.

Блок-схема алгоритму описаної процедури зображена на рисунку 6.7.

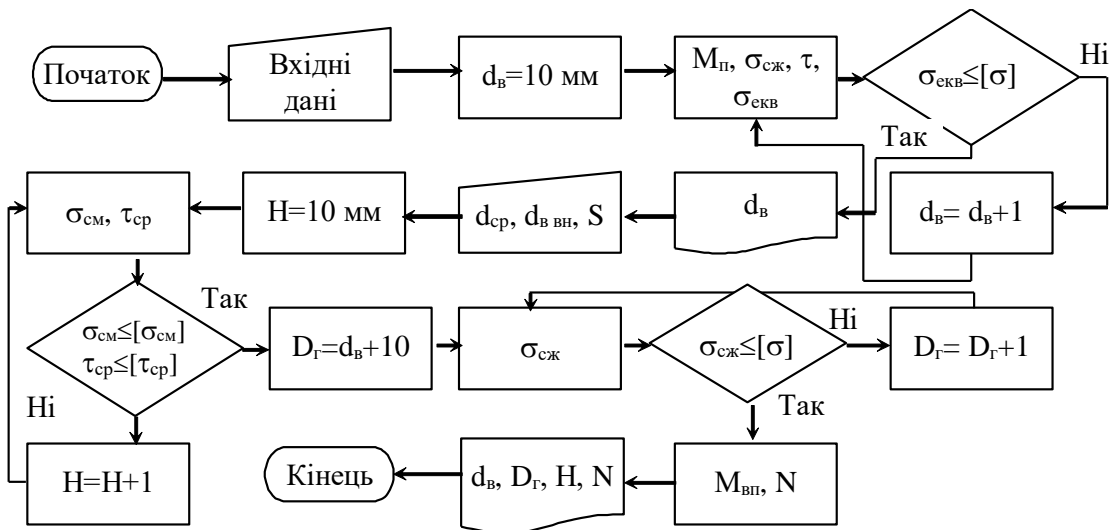
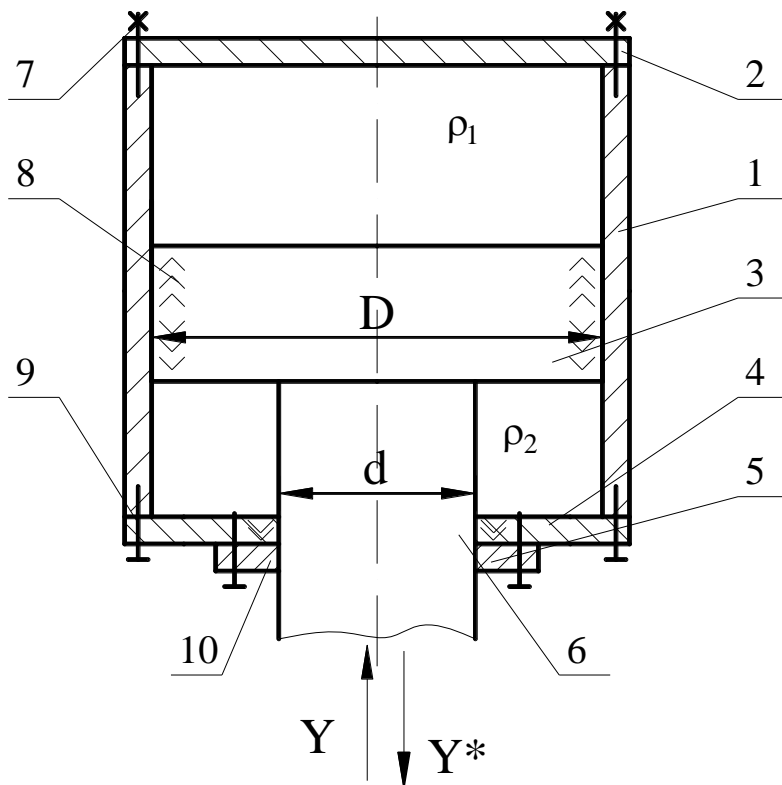


Рис.6.7 – Блок-схема алгоритму автоматизованого проєктування електромеханічних натискних пристроїв

## 6.6 Автоматизоване проєктування гідравлічних натискних механізмів

Існує кілька типів гідравлічних натискних механізмів: поршневі (двосторонньої дії), плунжерні (односторонньої дії) і сильфонні. У цій роботі буде розглянуто автоматизоване проєктування плунжерних гідравлічних пристроїв. Основними конструктивними елементами гідравлічних натискних механізмів є шток, поршень, система ущільнень і корпус (рис. 6.8). При автоматизованому проєктуванні гідравлічних натискних механізмів використовується таке інформаційне забезпечення:

- геометричні характеристики поршневих і штокової ущільнень (дод. Д);
- тиск робочої рідини  $\rho_1$  і  $\rho_2$ ;
- геометричні характеристики нарізних з'єднань;
- конструктивне виконання механізму.



1 – корпус; 2 – задня кришка; 3 – поршень; 4 – передня кришка;  
 5 – кришка штокових ущільнень; 6 – штокові ущільнення;  
 7 – болти кріплення задньої кришки; 8 – поршневе ущільнення;  
 9 – болтове кріплення передньої кришки; 10 – болтове кріплення кришки  
 штокового ущільнення

Рис.6.8 – Розрахункова схема гідравлічного натискного механізму

Автоматизований розрахунок гідравлічного механізму полягає у визначенні діаметра штока з умови міцності на стиск; визначенні діаметра поршня з умови подолання сили прокатки; визначенні типорозмірів болтових з'єднань з умов міцності та розрахунку товщини стінки.

Діаметр штока визначається з умови міцності

$$\sigma_{сж}^{штг} = \frac{4Y}{\pi d^2} \leq [\sigma_{сж}], \quad (6.37)$$

де  $Y$  – зусилля, що діє на шток, Н;

$d$  – діаметр штока, мм.

Діаметр поршня визначається з умов подолання діючих навантажень:

$$F_1 = \rho_1 \pi D^2 / 4 \geq Y; \quad F_2 = \rho_2 \pi (D^2 - d^2) / 4 > Y^*, \quad (6.38)$$

де  $Y^*$  – вага верхнього опорного валка, Н;

$D$  – діаметр поршня, мм.

Автоматизований вибір типорозмірів нарізних з'єднань здійснюється аналогічно методиці, викладеній в підрозд. 6.1. Причому сили, що діють на відповідні болтові з'єднання (див. рис. 6.8), дорівнюватимуть

$$F_7 = \rho_1 \frac{\pi D^2}{4n_7}; \quad F_9 = \rho_2 \frac{\pi(D^2 - d^2)}{4n_9}; \quad F_{10} = \rho_2 \frac{\pi(d_{\text{ушл}}^2 - d^2)}{4n_{10}} \quad (6.39)$$

де  $n_7, n_9, n_{10}$  – кількість болтів кріплення відповідної кришки;

$d_{\text{ушл}}$  – діаметр ущільнення передньої кришки, мм.

Діаметр стінки гідроциліндра визначається з такої умови міцності:

$$\sigma_{\theta} = \frac{2K^2}{1 - K^2} \rho_1 \leq [\sigma], \quad (6.40)$$

де  $K = D / (D + 2t)$  – коефіцієнт, що враховує співвідношення внутрішнього діаметра стінки до зовнішнього;

$t$  – товщина стінки, мм.

У цілому, представлені залежності складають повний алгоритм автоматизованого проектування гідравлічних натискних пристроїв, блок-схема якого подана на рисунку 6.9.

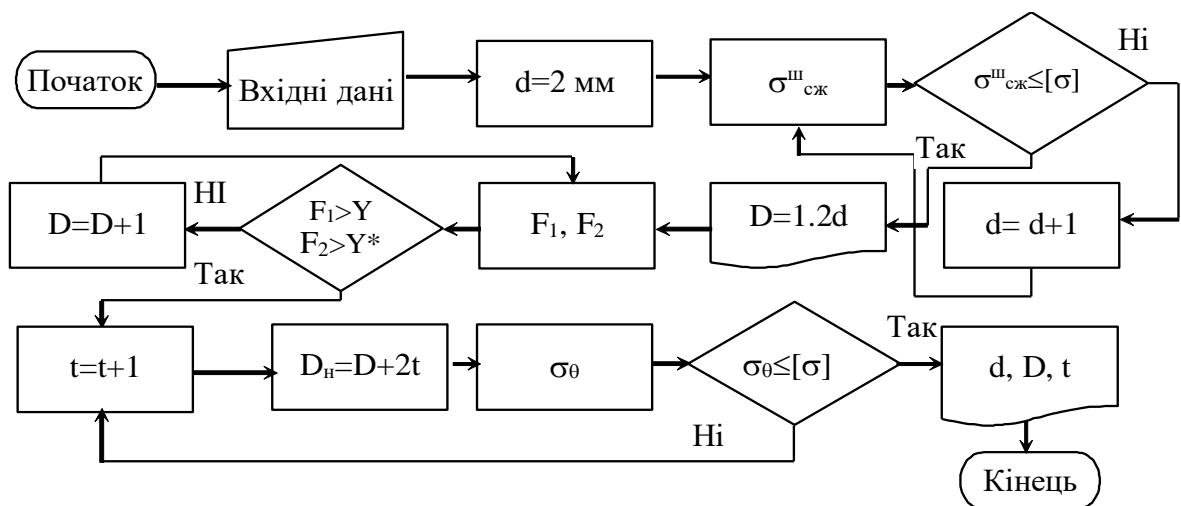


Рис.6.9 – Блок-схема алгоритму автоматизованого проєктування гідравлічних натискних пристроїв

## 6.7 Автоматизоване проєктування вузла станин з умови рівномірності

Станина є основним конструкційним елементом робочої кліті, що сприймає силу прокатки. Для розрахунків станини закритого типу застосовують спрощену розрахункову схему у вигляді замкненої прямокутної рами, розміри якої збігаються з розмірами нейтральної лінії стійок і поперечок (рис. 6.10), яка навантажена вертикальною силою  $Y$ . Розміри і перерізи верхньої і нижньої поперечок беруть однаковими.

Така система статично невизначена, тому її замінюють статично визначною еквівалентною системою шляхом врізання шарнірів у вузлах рами і враховуючи взаємодію стійок і поперечок статично невизначеними моментами  $M_0$ . Їхню величину визначають за допомогою прийомів рішення статично невизначених рам з курсу опору матеріалів. У загальному випадку формула для статично невизначеного моменту  $M_0$  має вигляд

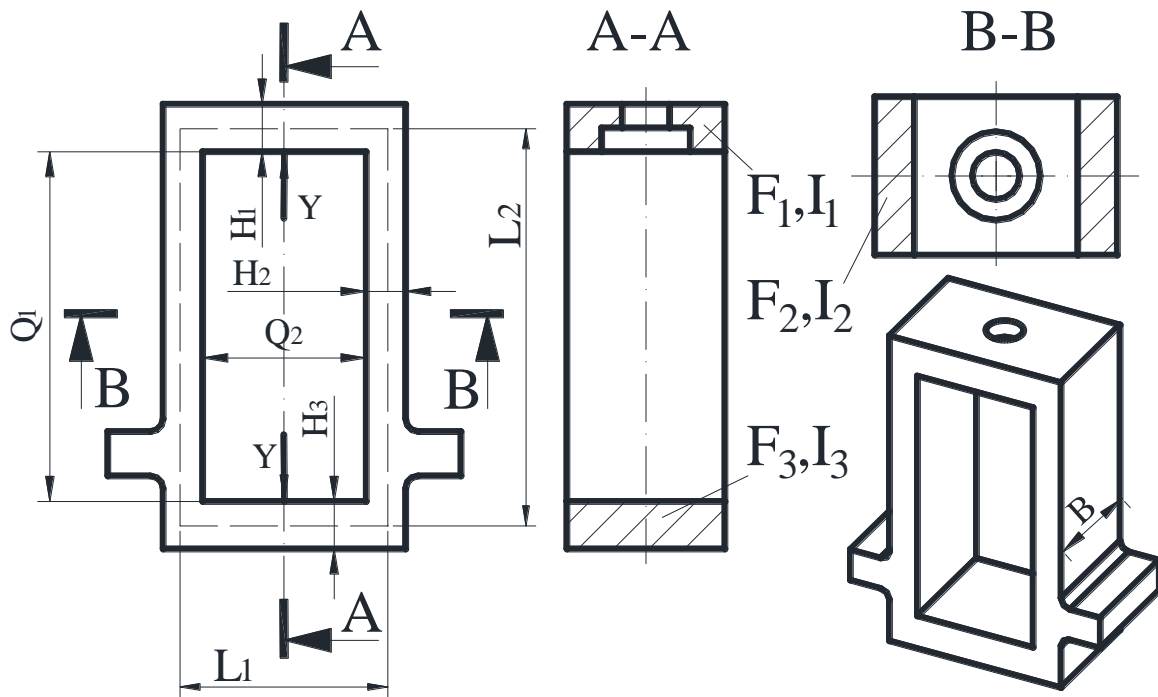


Рис.6.10 – Розрахункова схема станини

$$M_o = \frac{YL_1}{4} \frac{1}{2 \left( 1 + \frac{L_2}{L_1} \frac{I_1}{I_2} \right)}, \quad (6.41)$$

де  $L_1, L_2$  – довжина верхньої і нижньої поперечок за нейтральною лінією;

$I_1, I_2$  – моменти інерції перерізів поперечки та стійки.

Величини  $L_1, L_2$  дорівнюють:

$$L_1 = Q_1 + (H_1 + H_3)/2; \quad L_2 = Q_2 + H_2. \quad (6.42)$$

Моменти інерції перерізів поперечок та стійок:

$$I_1 = \frac{BH_1^3}{12}; \quad I_2 = \frac{BH_2^3}{12}; \quad I_3 = \frac{BH_3^3}{12}. \quad (6.43)$$

Під дією сили прокатки поперечки одержують деформацію згину з максимальним моментом по середині:

$$M_1 = \frac{YL_1}{4} - M_0. \quad (6.44)$$

Напруження згину по середині поперечки

$$\sigma_1 = \frac{M_1}{W_1}, \quad (6.45)$$

де  $W_1$  – момент опору згиніві перерізу верхньої або нижньої поперечок,

$$W_1 = \frac{BH_1^2}{6}.$$

На стійку діє розтягання від сили  $Y$  і прогин від статично невизначеного моменту  $M_0$ , який викликає розтягання стійки з боку вікна і стиск із зовнішньої сторони. Напруження у стійці:

$$\sigma_{ст} = \frac{Y}{2 \cdot F_2} \pm \frac{M_0}{W_2}, \quad (6.46)$$

де  $F_2$  – площа перерізу стійки;

$W_2$  – момент опору згиніві перерізу стійки,

$$W_2 = \frac{BH_2^2}{6}.$$

Знак (+) відноситься до напружень у стійці з боку вікна, де вони максимальні, знак(-) – до зовнішньої сторони стійки.

З урахуванням математичного забезпечення автоматизованому проектуванню конструктивних параметрів станини підлягають товщина поперечки  $H_1$  і товщина стійки  $H_2$ , що забезпечують такі техніко-економічні показники:

- забезпечення необхідної міцності;
- забезпечення мінімальної металоємності;
- забезпечення напружень у стійці та поперечки на одному рівні, що підвищує несучу здатність станини.

З урахуванням цього задача оптимізації є двопараметричною. При використанні співвідношення  $S = H_1 / H_2$  дану задачу можна звести до однопараметричної, а саме: до визначення раціонального значення величини  $S$ , що забезпечує рівномірність при мінімальній металоємності.

При використанні параметру  $S$  можна використати такі вирази:

$$H_2 = \frac{1}{4S} \left[ \sqrt{(SQ_2 + Q_1)^2 + 4Sm / (\rho B 10^9)} - (SQ_2 + Q_1) \right]; \quad H_1 = H_2 / S, \quad (6.47)$$

де  $m$  – маса станини, кг;

$\rho$  – щільність матеріалу станини,  $\text{кг/м}^3$  ( $\rho=7820 \text{ кг/м}^3$ ).

Схема рішення зводиться до визначення  $S$  за умовою рівномірності  $[\sigma_1 = \sigma_2]$  з подальшим зіставленням напружень з допустимим і покроковим збільшенням маси  $m$  в разі невиконання умови міцності. Блок-схема алгоритму з автоматизованого проектування вузла станин з умови рівномірності зображена на рисунку 6.11.

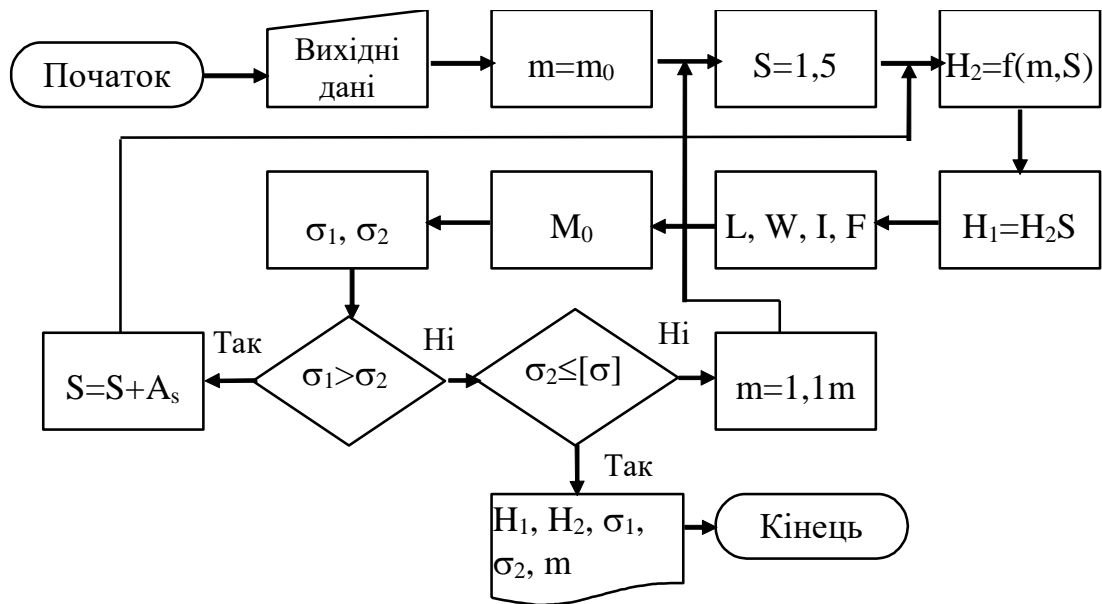


Рис.6.11 – Блок-схема алгоритму з автоматизованого проєктування вузла станин з умови рівномірності


## 6.8 Автоматизоване проєктування вузла станин з умови забезпечення необхідної жорсткості

Методика розрахунку напружень в станині закритого типу розглянута в попередній темі.

Крім розрахунку напружень виконують розрахунок деформацій поперечок і стійок станини за вертикальною віссю. Горизонтальну деформацію станини вважають незначною і в наближених розрахунках не враховують. Деформацію стійок розраховують за формулою

$$\delta_2 = \frac{Y L_2}{2 E F_2}, \quad (6.48)$$

де  $E$  – модуль пружності матеріалу станини. Для литої сталі приймають  $E = 2 \times 10^5$  МПа.



Деформацію поперечок розраховують від згинального моменту і сили, що перерізує.

Деформація поперечок від згинального моменту

$$\delta_1 = \frac{L_1^2}{8EI_1} \left( \frac{YL_1}{6} - M_o \right), \quad (6.49)$$

від сили, що перерізує,

$$\delta_3 = k \frac{YL_1}{4GF_1}, \quad (6.50)$$

де  $G$  – модуль пружності другого роду (модуль зрушення). Для сталевого лиття  $G = 8 \times 10^4$  МПа;

$k$  – коефіцієнт форми перерізу, для прямокутного перерізу дорівнює 1.2

Сумарна вертикальна деформація станини

$$\delta = 2\delta_1 + 2\delta_3 + \delta_2. \quad (6.51)$$

Модуль жорсткості станини

$$G_{st} = Y/\delta. \quad (6.52)$$

З урахуванням математичного забезпечення автоматизованому проектуванню конструктивних параметрів станини підлягають товщина поперечки  $H_1$  і товщина стійки  $H_2$ , що забезпечують такі техніко-економічні показники:

- забезпечення необхідної міцності;
- забезпечення мінімальної металоємності;

– забезпечення необхідної жорсткості, що гарантує отримання кінцевої різнотовщинності прокату згідно із стандартами.

Схема рішення зводиться до визначення  $S$  за умови забезпечення необхідної жорсткості з подальшим зіставленням напружень з допустимим і покроковим збільшенням маси  $m$  в разі невиконання умови міцності. Блок-схема алгоритму з автоматизованого проектування вузла станин з умови забезпечення необхідної жорсткості подана на рисунку 6.12.

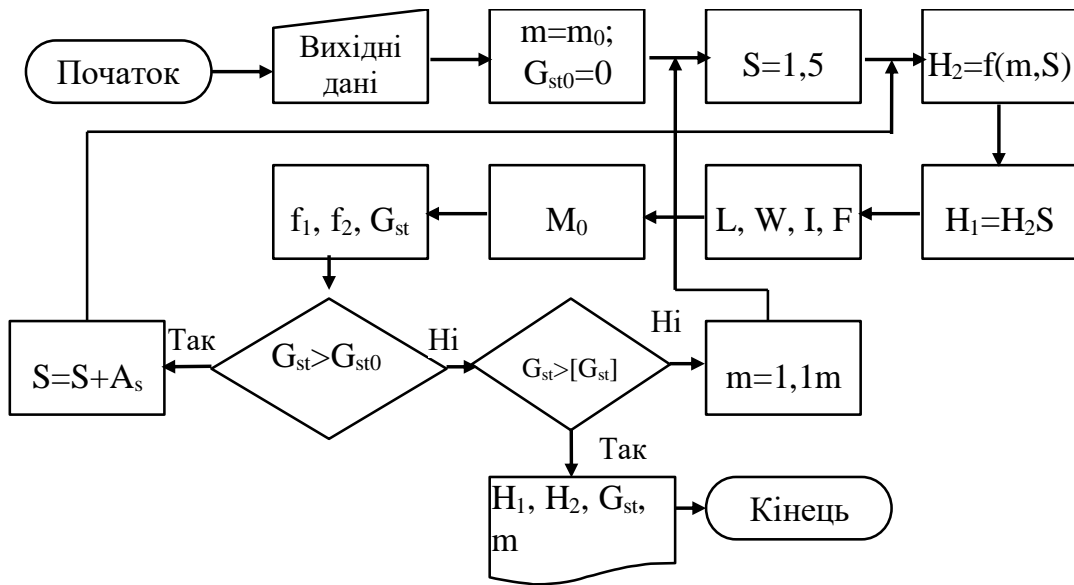


Рис.6.12 – Блок-схема алгоритму з автоматизованого проектування вузла станин з умови забезпечення необхідної жорсткості

## ЛІТЕРАТУРА

- 1 Іванченко Ф.К. та ін. Розрахунок машин і механізмів прокатних цехів: Навч. посібник / Ф.К. Іванченко, В.М. Гребеник, В.І. Ширяєв. – К.: Вища школа. – 1995. – 455 с.
- 2 Основи автоматизованого проектування технологічного обладнання. Лабораторний практикум : посібник [для студентів технічних спеціальностей] / Е. П. Грибков. – Краматорськ : ДДМА, 2021. – 67 с. -978-617-7889-21-1
- 3 Бережна О. В. Комп'ютерне моделювання та оптимальне проектування: *навч. посіб.* / Бережна О. В., Малигіна С. В., Грибков Е. П. –Краматорськ : ДДМА, 2020. – 132 с. – 978-966-379-932-2.
- 4 Бережна О. В. Системи автоматизованого проектування: *навч. посіб.* / Бережна О. В., Малигіна С. В., Грибков Е. П. – Краматорськ : ДДМА, 2020. – 96 с – 978-966-379-933-9.
- 5 Грибкова С. М. Дослідження процесів виготовлення плющеної стрічки та її використання для електроконтактного наплавлення : *монографія* / [С. М. Грибкова, О. В. Бережна, Е. П. Грибков, В. Д. Кассов]; *Донбас. держ. машинобуд. акад. (ДДМА)*. – Краматорськ : ДДМА, 2018. – 161 с. : *рис., табл.* – *Бібліогр.*: С. 152–161. – 978-966-379-850-9.
- 6 Isola F., Igunnov L. Dynamics, Strength of Materials and Durability in Multiscale Mechanics. - Springer Cham. – 2020 – 403 p.
- 7 Pittner J., Simaan M.A. Tandem Cold Metal Rolling Mill Control. Using Practical Advanced Methods. Springer London – 2011. – 210 p

## ДОДАТКИ

### Додаток А. Механічні властивості різних матеріалів при гарячій прокатці

Таблиця А.1 – Значення коефіцієнтів, що характеризують рівень механічних властивостей металів під час гарячої прокатки, МПа

№	Сталь	$\sigma_{T0}$	$a_1$	$a_2$	$a_3$	№	Сталь	$\sigma_{T0}$	$a_1$	$a_2$	$a_3$
1	Зкп	68,9	0,164	0,135	-2,80	14	65Г	73,2	0,222	0,166	-3,02
2	Зсп	87,1	0,167	0,124	-2,54	15	У7А	74,2	0,197	0,150	-2,87
3	10	81,8	0,266	0,125	-2,46	16	У12А	74,0	0,180	0,173	-3,26
4	15Г	86,7	0,188	0,126	-2,74	17	СОС2	96,7	0,197	0,153	-3,46
5	23Г2А	94,8	0,229	0,123	-3,23	18	ШХ15	80,4	0,220	0,137	-4,07
6	35ГС	97,4	0,187	0,136	-2,70	19	12Х2Н4А	94,2	0,226	0,100	-3,20
7	30ХГСА	92,0	0,140	0,116	-3,42	20	30Х2Б8Ф	145,0	0,113	0,110	-3,04
8	15ХГНСА	100,6	0,257	0,108	-3,23	21	20Х13	122,4	0,210	0,132	-3,26
9	45	87,4	0,173	0,103	-3,05	22	12Х18Н10Т	183,2	0,088	0,112	-4,35
10	40Х	85,7	0,170	0,130	-3,82	23	Х23Н18	178,9	0,105	0,093	-3,10
11	4СХН2МА	89,5	0,175	0,125	-3,40	24	25Х2М1Ф	181,6	0,107	0,108	-3,94
12	12ХР8А	88,4	0,261	0,095	-2,84	25	0Х20Н75-Т3	255,8	0,037	0,158	-4,32
13	20ХГСНМ	85,2	0,253	0,085	-3,80						

**Додаток Б. Механічні властивості різних матеріалів при холодній прокатці**

Таблиця Б.1 – Значення коефіцієнтів регресії опису інтенсивності деформаційного зміцнення різних металів і сплавів при їх холодній прокатці, МПа

<b>№</b>	<b>Матеріал</b>	<b>a<sub>0</sub></b>	<b>a<sub>1</sub></b>	<b>a<sub>2</sub></b>	<b>a<sub>3</sub></b>
1	Сталь 0	278,9	1224,7	-1516,9	710,4
2	Сталь 2	301,5	1147,3	-1213,1	632,1
3	Сталь 08кп	241,2	1133,4	-1195,2	525,6
4	Сталь 10сп	294,4	1346,5	-1561,9	629,2
5	Сталь 20сп	388,0	1205,3	1143,9	487,0
6	Сталь 40	382,4	3051,7	-3821,4	1304,2
7	Сталь 45	397,9	1913,9	-2165,4	1057,9
8	Сталь 50	434,8	2481,1	-3457,1	1741,4
9	Сталь 55	555,7	3020,1	-3924,2	1965,2
10	Сталь 12Г2А	564,5	1427,6	-2057,1	1047,2
11	Сталь 65Г	459,4	2893,5	-4565,1	2734,6
12	Сталь У8А	380,2	1388,9	-989,6	329,4
13	Сталь У10А	412,4	2480,9	-3244,2	1693,9
14	Сталь У12	543,7	1633,0	-1358,4	460,0
15	Сталь 30ХГСА	487,3	2053,5	-2861,6	1485,0
16	Сталь 2Х18Н9	529,1	2371,3	-2488,9	1041,2
17	Сталь 0Х20Н4ФГ10	498,3	2216,5	-1231,9	1021,8
18	Сталь 0Х17Н5Г9АБ	610,3	3028,2	-3297,2	1375,3
19	Мідь технічна	87,6	1144,9	-1594,4	794,3
20	Латунь Л58	112,0	1484,7	-1555,0	643,9
21	Латунь Л63	149,9	1295,8	-1257,3	548,8
22	Бронза Бр.Мн20	126,7	1740,0	-1867,1	803,8
23	Мельхіор МН19	146,8	1517,1	-2168,1	1080,2
24	Сплав ВТ5-1	759,1	644,6	-920,0	450,3
25	Сплав АМГ3	100,3	973,5	-1723,1	930,8

## Додаток В. Типорозміри різей

Таблиця В.1 – Типорозміри різей згідно з ГОСТ 24705-2004 (ISO 724:1993) (крок – 2 мм, висота профілю – 1,082 мм), мм

Діаметр різі					
зовнішній	середній	внутріш- ній	зовнішній	середній	внутріш- ній
(18)	16,701	15,835	(76)	74,701	73,835
20	18,701	17,835	80	78,701	77,835
(22)	20,701	19,335	(85)	83,701	82,835
24	22,701	21,835	90	88,701	87,835
(27)	25,701	24,835	(95)	93,701	92,835
30	28,701	27,835	100	98,701	97,835
(33)	31,701	30,835	(105)	103,701	102,835
36	34,701	33,835	110	108,701	107,835
(39)	37,701	36,835	(115)	113,701	112,835
42	40,701	39,335	(120)	118,701	117,835
(45)	43,701	42,835	125	123,701	122,835
48	46,701	45,835	(130)	128,701	127,835
(52)	50,701	49,335	140	138,701	137,835
58	54,701	53,835	(150)	148,701	147,835
(60)	58,701	57,835	160	158,701	157,835
64	62,701	61,835	(170)	168,701	167,835
(68)	66,701	65,835	180	178,701	177,835
72	70,701	69,335	(190)	188,701	187,835
–	–	–	200	198,701	197,835

## Додаток Г. Основні розміри натискних гвинтів

Таблиця Г.1 – Основні розміри натискних гвинтів, мм

Діаметр натискного гвинта	Шаг різі для ряду			Діаметр натискного гвинта	Шаг різі для ряду		
	1-го	2-го	3-го		1-го	2-го	3-го
100	2	–	12	320	8	20	40
120	3	8	16	340	–	–	40
140	–	–	16	360	10	24	48
160	4	10	20	400	10	24	48
180	–	–	20	440	10	24	48
200	5	12	24	480	12	–	–
220	–	–	24	520	12	–	–
240	6	16	32	560	12	–	–
260	–	–	32	600	16	–	–
280	6	16	32	630	16	–	–
300	–	–	40	670	16	–	–

Примітка. Залежно від типу прокатного стану і його призначення крок різі вибирають з 1, 2 або 3-го ряду.

## Додаток Д. Типорозміри ущільнень

Таблиця Д.1 – Типорозміри ущільнень згідно з ГОСТ 9833-73 (кільце перерізом 5,8 мм), мм

Позначення типорозміру кільця	Номінальне значення внутрішнього діаметра кільця	Позначення типорозміру кільця	Номінальне значення внутрішнього діаметра кільця	Позначення типорозміру кільця	Номінальне значення внутрішнього діаметра кільця
053-063-58	52,0	125-135-58	122,5	220-230-58	216,0
055-065-58	54,0	130-140-58	127,5	225-235-58	221,0
056-066-58	55,0	135-145-58	132,5	230-240-58	226,0
060-070-58	59,0	140-150-58	137,5	235-245-58	231,0
061-071-58	60,0	145-155-58	142,5	240-250-58	236,0
063-073-58	61,0	150-160-58	147,5	245-255-58	241,0
065-075-58	63,5	155-165-58	152,0	250-260-58	245,5
070-080-58	68,5	160-170-58	157,0	255-265-58	250,5
071-081-58	70,0	165-175-58	162,0	260-270-58	255,5
075-085-58	73,5	170-180-58	167,0	265-275-58	260,5
080-090-58	78,5	175-185-58	172,0	270-280-58	265,5
085-095-58	83,5	180-190-58	177,0	275-285-58	270,5
090-100-58	88,5	185-195-58	182,0	280-290-58	275,0
095-105-58	93,0	190-200-58	187,0	285-295-58	280,0
100-110-58	98,0	195-205-58	191,0	290-300-58	295,0
105-115-58	103,0	200-210-58	196,5	295-305-58	290,0
110-120-58	108,0	205-215-58	201,5	300-310-58	294,5
115-125-58	113,0	210-220-58	206,5	310-320-58	304,5
120-130-58	118,0	215-225-58	211,5	—	—