

Міністерство освіти і науки України

Запорізький національний університет

(повна найменування вищого навчального закладу)

Інженерний навчально-науковий інститут ім. Ю.М. Потебні

(назва факультету)

Кафедра металургійних технологій, екології та техногенної безпеки

(повна назва кафедри)

Пояснювальна записка

до кваліфікаційної магістерської роботи

рівень вищої освіти другий (магістерський)

(другий (магістерський) рівень)

на тему Визначення показників коефіцієнта
положення рівнодіючих сил при прокатуванні штаб

Виконав: студент 2 курсу, групи 8.1362-омт

Іванченко Денис Сергійович

(ПІІІ)

(підпис)

спеціальності

136 Металургія

(цифра і назва)

спеціалізація

(цифра і назва)

освітньо-професійна програма

обробка металів тиском

(цифра і назва)

Керівник к.т.н., доц. Бондаренко Ю.В.

(прізвище та ініціали)

(підпис)

Рецензент Белоконь Ю.О.

(прізвище та ініціали)

(підпис)

Запоріжжя – 2023 року

**МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
ЗАПОРІЗЬКИЙ НАЦІОНАЛЬНИЙ УНІВЕРСИТЕТ
ІНЖЕНЕРНИЙ НАВЧАЛЬНО-НАУКОВИЙ ІНСТИТУТ
ім. Ю.М. ПОТЕБНИ**

Кафедра металургійних технологій, екології та техногенної безпеки

Рівень вищої освіти другий магістерський рівень

Спеціальність 136 металургія

Освітньо-професійна програма обробка металів тиском

ЗАТВЕРДЖУЮ

Завідувач кафедри МТЕГБ

Ю.О. Белоконь

" 07 " 05 2023 року

**ЗАВДАННЯ
НА КВАЛІФІКАЦІЙНУ РОБОТУ (ПРОЕКТ) СТУДЕНТУ**

Іванченко Денис Сергійович

(прізвище, ім'я, по батькові)

1. Тема проекту (роботи) **Визначення показників коефіцієнта положення рівнодіючих сил при прокатуванні шматів**

керівник роботи (проекту) Бондаренко Юлія Володимирівна к.т.н, доцент

(прізвище, ім'я, по батькові, науковий ступінь, звання, звання)

затверджені наказом вищого навчального закладу від "07" 05 2023 року № 632с від 01.05.2023

2. Строк подання студентом роботи (проекту) 01.12.2023

3. Вихідні дані до роботи (проекту) дослідити осередок деформації при холодному прокатуванні шматів з метою визначення коефіцієнта положення рівнодіючої сили за різними методиками.

4. Зміст розрахунково-пояснювальної записки (перелік питань, які потрібно розробити) Реферат. Вступ. Аналітично-пошукова частина. Аналіз алгоритміє розрахунку коефіцієнта рівнодіючих сил. Експериментальна та розрахункова частина. Охорона праці та техногенна безпека, Висновки. Перелік джерел посилань.

5. Перелік графічного матеріалу (з точним зазначенням обов'язкових зреслень)
Креслення, презентаційний матеріал 17 слайдів (на 17 сторінках)

6. Консультанти розділів проекту (роботи)

Розділ	Прізвище, ініціали та посада консультанта	Підпис, дата
		завдання прийняв
<u>Розділ 1</u> <u>Дослідницько-</u> <u>розрахункова</u> <u>частина</u>	<u>Бондаренко Ю.В., доцент</u>	
<u>Розділ 2 Аналіз</u> <u>алгоритмів</u> <u>розрахунку</u> <u>коефіцієнта</u> <u>рівнодіючих сил</u>	<u>Бондаренко Ю.В., доцент</u>	
<u>Розділ 3</u> <u>Експериментальна</u> <u>та розрахункова</u> <u>частина</u>	<u>Бондаренко Ю.В. доцент</u>	
<u>Розділ 4 Охорона</u> <u>праці та</u> <u>техногенна</u> <u>безпека</u>	<u>Бондаренко Ю.В. доцент</u>	
<u>Нормоконтроль</u>	<u>Белоконь Ю.О. завідувач кафедри</u>	

7. Дата видачі завдання 07.05.2023

КАЛЕНДАРНИЙ ПЛАН

№ п/п	Назва етапів дипломного проекту (роботи)	Строк виконання етапів проекту (роботи)	Примітка
1	<u>Вступ</u>	<u>до 30.11.2023</u>	
2	<u>Реферат</u>	<u>до 30.11.2023</u>	
3	<u>Аналітично-пошукова частина</u>	<u>до 30.06.2023</u>	
4	<u>Аналіз алгоритмів розрахунку коефіцієнта рівнодіючих сил</u>	<u>до 19.11.2023</u>	
5	<u>Експериментальна та розрахункова частина</u>	<u>до 26.11.2023</u>	
6	<u>Охорона праці та техногенна безпека</u>	<u>до 30.11.2023</u>	
7	<u>Висновки</u>	<u>до 30.11.2023</u>	

Студент _____ Іванченко Д.С.
(підпис) (підписати та надіслати)

Керівник проекту (роботи) _____ Ю.В. Бондаренко
(підпис) (підписати та надіслати)

РЕФЕРАТ

Кваліфікаційна робота магістра: 99 с., 24 рисунки, 9 таблиці, 20 джерел посилання.

ШТАБА, ХОЛОДНА ПРОКАТКА, СТАН, КРУТНИЙ МОМЕНТ, ПРОКАТКИ, ОБТИСНЕННЯ, ОСЕРЕДОК ДЕФОРМАЦІЇ, РІВНОДІЮЧА СИЛА, СЕРЕДНЄ КОНТАКТНЕ НАПРУЖЕННЯ, КОЕФІЦІЄНТ, СИЛА ПРОКАТКИ, ОБТИСНЕННЯ, ОСЕРЕДОК ДЕФОРМАЦІЇ.

Об'єкт дослідження – коефіцієнт положення рівнодіючої сили.

Мета роботи – дослідити осередок деформації при прокатуванні штаб з метою визначити коефіцієнт положення рівнодіючих сил.

Проблемою прокатного виробництва є підвищення якості продукції і зниження витрат на енергоресурси. Коефіцієнт положення рівнодіючих сил є одним із найважливіших параметрів процесу прокатки. Знання його величини дозволяє правильно визначити потужність головного двигуна, розміри основних деталей головної лінії прокатного стану (хвостовик і шийка валка, шпindel, муфти), а також розраховувати раціональні режими деформації металу у валках. Раціональними можна вважати ті режими, яких забезпечуються необхідні розміри і форма штаби, мінімальні відхилення від розмірів прокату, мінімально можливі енерговитрати і витрати металу на одну тону готового прокату при високій продуктивності прокатного стану.

З отриманих даних встановлено, що метод визначення коефіцієнта рівнодіючих сил за методом В.О. Ніколаєва був найбільш точнішим і наближеним до експериментальних даних. Висока точність формули В. О. Ніколаєва досягається за рахунок врахування більшої кількості впливових коефіцієнтів при прокатуванні: показник тертя, початкова та кінцева висота штаби, фактора форми..

ЗМІСТ

ВСТУП.....	6
1. АНАЛІТИЧНО –ПОШУКОВА ЧАСТИНА	8
1.1. Аналіз теоретичних формул для розрахунку коефіцієнта положення рівнодіючих сил.....	8
1.2. Методи розрахунку крутного моменту і потужності двигуна.....	18
1.2.1. Визначення крутного моменту по силі прокатки.....	18
1.2.2. Визначення крутного моменту по силі тертя.....	22
1.2.3. Крутний момент при прокатуванні з натягом штаби.....	24
1.2.4. Аналіз формули В. О. Ніколаєва для розрахунку коефіцієнта ψ ..	26
1.2.5. Аналіз формули А.А. Корольова для розрахунку коефіцієнта ψ ..	27
1.3. Аналіз експериментальних даних по визначенню коефіцієнта рівнодіючих сил.....	29
2 АНАЛІЗ АЛГОРИТМІВ РОЗРАХУНКУ КОЕФІЦІЄНТА РІВНОДІЮЧИХ СИЛ.....	43
3. ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНА ТА РОЗРАХУНКОВА ЧАСТИНА КОЕФІЦІЄНТА РІВНОДІЮЧИХ СИЛ.....	51
3.1 Розрахунок коефіцієнта рівнодіючих сил на стані 1700 за різними формулами.....	51
3.2 Розрахунок питомого використання електроенергії.....	77
3.3 Аналіз отриманих розрахункових даних за коефіцієнтом рівнодіючих сил.....	85
4 ОХОРОНА ПРАЦІ ТА ТЕХНОГЕННА БЕЗПЕКА.....	86
4.1 Технічні способи захисту від ураження електричним струмом...	86
4.2 Занулення.....	92
ВИСНОВОК.....	97
ПЕРЕЛІК ДЖЕРЕЛ ПОСИЛАНЬ	98

ВСТУП

Найважливішою галуззю промисловості України є чорна металургія. Від об'єму виробництва і якості чорних металів залежить розвиток народного господарства. Не дивлячись на розвиток виробництва нових матеріалів - пластмас, полімерних смол і т.п. чорні метали зберігають роль конструкційного матеріалу.

В загальному об'ємі конструкційних матеріалів, чорні метали складають 60%. А це означає, що проблема розвитку чорної металургії України, яка займає певне місце в структурі промисловості залишається великою і на далі.

Металургійна промисловість України є базовою галуззю національної економіки, забезпечуючи левову частку бюджетних надходжень і представляючи велику кількість робочих місць.

Обробка металів тиском є остаточною ланкою в металургійному виробництві.

Через цехи по обробці металів тиском проходить більше 90% всієї сталі, що виплавляється, незначна частина сталі продається будучи ще заготівкою (слябом, блюмом), також піддається литву, безпосередньо для внутрішньої потреби заводу.

ВАТ «Запоріжсталь» є комбінатом з новим виробничим циклом.

На ВАТ «Запоріжсталь» розташовано 4 основні прокатні цехи в яких виробляються: сляби, гарячекатані рулони, холоднокатані рулони (жерсть біла, чорна, гнугий профіль), холоднокатані листи, і т.п.

В даний час розроблена програма розвитку гірничо-металургійного комплексу України, яка направлена на технічне переозброєння галузі, реконструкцію і модернізацію устаткування, упровадження нової техніки і

технологій, зокрема упровадження більш продуктивних станів прокатного виробництва. В 2006 році підприємство гірничо-металургійного комплексу України збільшили виробництво основних видів продукції в порівнянні з 2005 роком на 7-9%.

На ВАТ «Запоріжсталь» на підставі даної програми розроблена програма технічного переозброєння. Основними етапами програми модернізації до 2017 року стане будівництво конверторного цеху, реконструкція системи охолодження валків, реконструкція цеху холодного прокату №1.

АНАЛІТИЧНО – ПОШУКОВА ЧАСТИНА

1.1 Аналіз теоретичних формул для розрахунку коефіцієнта положення рівноваги

Прокаткою називається процес пластичного деформування тіл між обертовими привідними валками.

Процеси прокатки різноманітні і класифікувати їх можна за різними ознаками. Як і інші способи обробки металів тиском, прокатка буває гарячою і холодною; з точки зору наявності чи відсутності зовнішніх сил розрізняють вільну і невільну прокатку. По взаємному розташуванню осей оброблюваного тіла і валків прокату прийнято класифікувати на: повздовжню, поперечну і косу (кручені). Далі, процеси прокатки поділяють на симетричні і несиметричні.

Симетричною прокаткою називають такий процес, при якому вплив кожного з валків на обробляється тіло є абсолютно однаковим, ідентичним. Якщо ця умова порушується, то прокатка характеризується як несиметрична [1].

Повздовжню прокатку металу здійснюють в основному в двох робочих валках, один з яких обертається за годинниковою стрілкою, а другий проти. У ряді випадків застосовують кліті з трьома або чотирма робочими валками. Для здійснення пластичної деформації валки повинні мати необхідну міцність і твердість. Міцність валка забезпечується застосуванням відповідного хімічного складу матеріалу (чавунні, низьколегована і високолегований сталі), довжиною і діаметром його робочої частини (бочки). Залежно від розмірів і стану (температури) штаби застосовують робочі валки діаметром від 10 мм (прокатка фольги на багатовалкових

станах) до 1500 мм (прокатка злитків, товстих листів на дво- і чотирьохвалкових станах) [2]

У процесі прокатки відбувається пластична деформація штаби стискаюча сила з боку валків яка може бути як рівномірно., так і нерівномірною.

Рівномірна деформація - вважається такою, при якій швидкість течії металу в будь-якій точці однакова.

При повздовжньому прокатуванні одночасно пластичній деформації піддається не весь обсяг оброблюваного металу, а тільки його невелика частина, що знаходиться поблизу валків.

Цю частину металу називають осередком, зоною або поясом деформації [3].

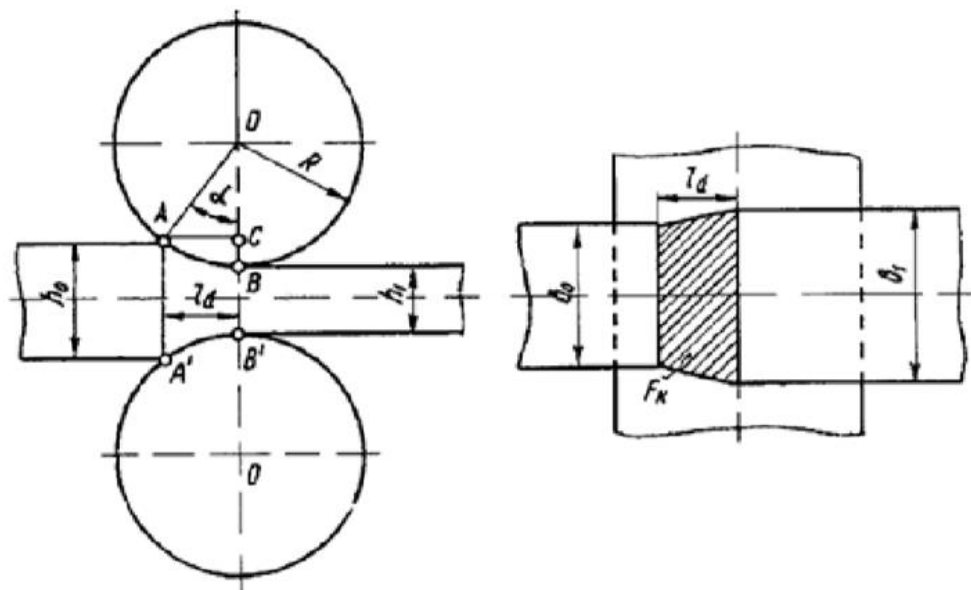


Рисунок 1.1 – Фактичний осередок деформації більше фізичного і включає в себе позаконтактні зони деформації. [1].

Як видно на Рисунок 1.1, при спрощеному описі процесу прокатки за осередок деформації приймають область, обмежену перерізами AA', BB' і

дугами кіл валків АВ, А'В'. Це так званий геометричний, (ідеалізований) осередок деформації. Експериментальні дослідження показують, що дійсні кордону осередку деформації можуть не збігатися з перетинами АА і ВВ. Наприклад, пластична деформація може починатися на лінії М, а закінчуватися на лінії N. Область, яка знаходиться між лініями М і N - це фізичний (фактичний) осередок деформації.

Протяжність фактичного осередку деформації залежить від багатьох факторів прокатки і, за даними досліджень ряду авторів, в 1,2 - 1,7 рази більше геометричного осередку деформації [3].

Для визначення коефіцієнта положення рівноваги, розглянемо і проведемо аналіз теоретичних формул для розрахунку крутного моменту.

Момент, необхідний для обертання валків при здійсненні деформації штаби, є найважливішим силовим параметром процесу прокатки. Знання його величини дозволяє правильно визначити потужність головного двигуна, розміри основних деталей головної лінії прокатного стану (хвостовик і шийка валка, шпindel, муфти), а також розраховувати раціональні режими деформації металу у валках. Раціональними можна вважати ті режими, яких забезпечуються необхідні розміри і форма штаби, мінімальні відхилення від розмірів прокату, мінімально можливі енерговитрати і витрати металу на одну тонну готового прокату при високій продуктивності прокатного стану [2].

Для простого (симетричного) випадку прокатки, коли умови деформації на нижньому і верхньому валках однакові (однакові діаметри валків і коефіцієнти тертя, штаба рівномірно прогріта по висоті тощо), момент прокатки визначається з виразу (для одного валка):

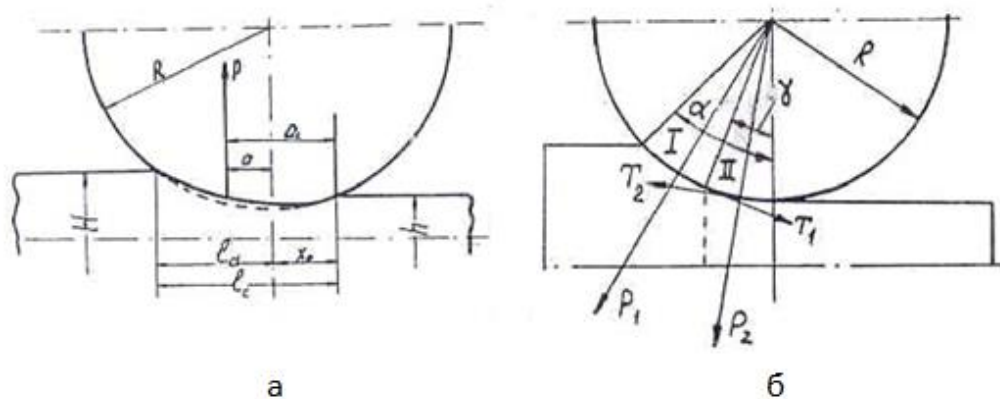
$$M = \alpha P = P\psi R\alpha; M = P\psi l_d, \quad (1.1)$$

де α - плече моменту; ψ - коефіцієнт плеча моменту, який представляє відношення плеча моменту " α " до довжини дуги захоплення l_d .

Експериментальним шляхом вимірюють крутний момент при використанні тензометричних датчиків, які наклеюють на шпинделі приводу робочих валків і спеціальної електронної апаратури, що фіксує показання датчиків. Якщо одночасно виміряна і сила прокатки, то за формулою 1.1, зворотним перерахунком, розраховують коефіцієнт ψ . Проте отримані таким чином залежності коефіцієнта ψ на одному конкретному стані не у всіх випадках відображають дійсні умови прокатки на інших станах [2].

Теоретичний розрахунок моменту прокатки за формулою 1.1 можливий при відомих величинах сили прокатки P і плеча моменту " α " або коефіцієнта ψ . Плече моменту можна визначити з епюри нормальних контактних напружень (Рисунок 1.3), допускаючи, що вертикальна складова сил проходить через їх центри ваги.

Відшукання центра ваги епюр відносно площини виходу не представляє особливих труднощів. Епюру нормальних напружень, розраховану за однією з теоретичних формул, розбивають на ряд фігур і графічним шляхом визначають місцезнаходження центру ваги кожної фігури.



а – за рівнодіючої тиску; б – по силам тертя

Рисунок 1.2 – Схеми до висновку крутного моменту

Коефіцієнт ψ плеча моменту визначають з умов збігу вертикального вектору рівнодійної сили і центру ваги епюри нормальних напружень за формулою [2]:

$$\psi = \frac{a}{l_d};$$

$$a = \frac{X_1 S_1 + X_2 S_2 + X_3 S_3 + X_4 S_4}{S_1 + S_2 + S_3 + S_4};$$

$$\left. \begin{aligned} X_1 &= 0,5l_d; & X_2 &= 0,67(l_\gamma + 0,5l_d); \\ X_3 &= 0,5l_\gamma; & X_4 &= 0,67l_\gamma; \\ S_1 &= \sigma_{\phi 0} l_d; \\ S_2 &= 0,5C_2 \cdot (p_\gamma - \sigma_{\phi 0})(l_d - l_\gamma); \\ S_3 &= (\sigma_{\phi 1} - \sigma_{\phi 0})l_\gamma; & S_4 &= 0,5C_4 l_\gamma (p_\gamma - \sigma_{\phi 1}); \end{aligned} \right\} \quad (1.2)$$

де l_γ - довжина зони випередження; p_γ - максимальне контактне нормальне напруження; C_2 і C_4 - коефіцієнти, що враховують зміну площ епюр внаслідок скривлення гілок; $\sigma_{\phi 0}$ - опір деформації металу в площині входу; $\sigma_{\phi 1}$ - опір металу в площині виходу штаби з валків; X_1 - X_4 - відстань від площини виходу до центру ваги фігур; S_1 - S_4 - геометричні площі фігур епюри (прямокутник, трапеція, трикутник).

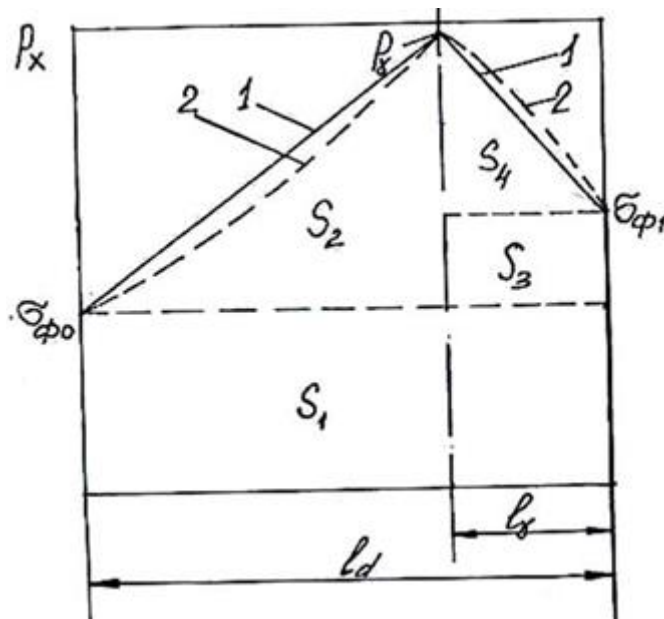


Рисунок 1.3 – Схема розподілу нормальної контактної напруги по довжині дуги контакту при $l_d > 1$

Вирішуючи спільно представлені формули (1.2) після перетворень отримаємо [4,5]:

зона відставання (для критичного перетину $m = \gamma / \alpha$)

$$\frac{p_\gamma}{\sigma_{\phi 0}} = 1 + 2n_\gamma(1 - m^2) + \left[1 + n_\gamma \left(1 + \frac{h}{\Delta h} \right) \right] \ln \frac{1 + m^2 \Delta h / h}{1 + \Delta h / h} -$$

$$- 2f_{\Pi} n_\gamma (1 - m) \sqrt{\frac{R}{\Delta h}} + 2f_{\Pi} \left(\operatorname{arctg} \sqrt{\frac{\Delta h}{h}} - \operatorname{arctg} m \sqrt{\frac{\Delta h}{h}} \right) \cdot \quad (1.3a)$$

$$\cdot \left[(1 + n_\gamma) \sqrt{\frac{R}{h}} + n_\gamma \frac{\sqrt{Rh}}{\Delta h} \right];$$

зона опереження (для критического сечения $m = \gamma / \alpha$)

$$\frac{p_X}{\sigma_{\phi 0}} = \frac{p_B}{\sigma_{\phi 0}} - \frac{\sigma_{\phi 1}}{\sigma_{\phi 0}} + [1 + n_\gamma(1 - m^2)] + \left[1 + n_\gamma \left(1 + \frac{h}{\Delta h}\right)\right] \cdot \ln \left(1 - m^2 \frac{\Delta h}{h}\right) - n_\gamma \cdot m^2 - 2f_\Pi \cdot n_\gamma \cdot m \sqrt{\frac{R}{\Delta h}} +$$

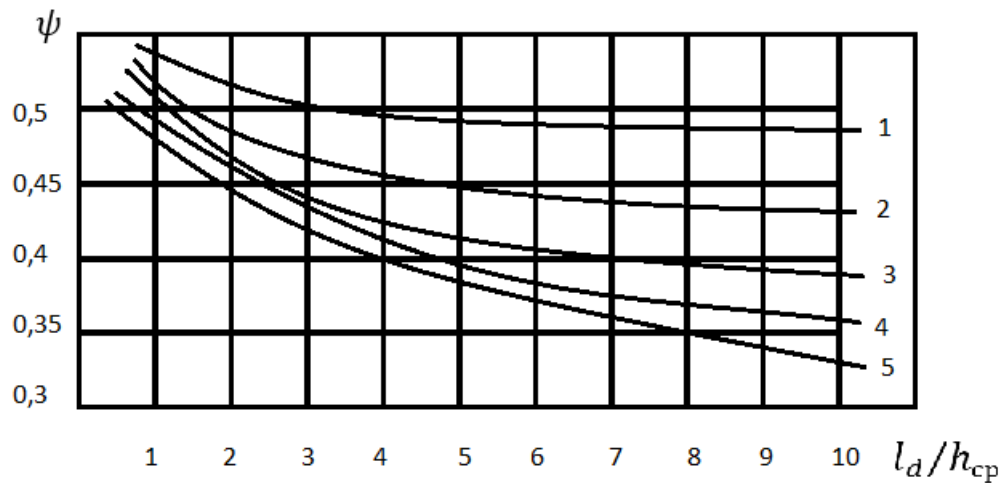
$$+ 2f_\Pi \left[(1 + n_\gamma) \sqrt{\frac{R}{h} + \frac{n_\gamma \sqrt{Rh}}{\Delta h}} \right] \operatorname{arctgm} \sqrt{\frac{\Delta h}{h}}. \quad (1.36)$$

де f_Π - показник тертя; n_γ - коефіцієнт, що враховує зміцнення металу:

$$n_\gamma = \frac{\sigma_{\phi 1}}{\sigma_{\phi 0}} - 1 \quad (1.4)$$

де p_γ - нормальне контактне напруження поблизу критичного перетину; $\sigma_{\phi 0}$ - опір металу деформації в площині входу в валки; n_γ - коефіцієнт зміцнення металу; h і Δh - кінцева товщина і абсолютне обтиснення штаби; R - фактичний радіус валків; α і γ - фактичні кути контакту і критичного перетину; f_Π - середнє значення показника тертя з умови Е.Зібеля.

З Рисунок 1.3 випливає, що при формі епюри, що відповідає процесу прокатки з $l_d/h_{cp} > 1$, в будь-якому випадку коефіцієнт ψ плеча моменту буде менше $\psi < 0,5$ ($a < 0,5l_d$; $k > 1$; $n > 1$). Якщо складові епюри мають контур з формою 2, то коефіцієнт ψ буде на 2 – 4 \% менше, ніж у разі наявності контуру 1. Розрахунки показують, що при $l_d/h_{cp} > 1$ коефіцієнт ψ плеча моменту знаходиться в межах $\psi = 0,38 - 0,47$. При прокатуванні високих штаб, коли $k < 1$, $m_1 > 0,5$ і $n_0 < 1$ коефіцієнт ψ виявляється рівним $\psi > 0,5$, що відповідає дійсності [2, 3].



1 - 5; 2 - 1,67; 3 - 1,0; 4 - 0,71; 5 - 0,55 (γ/α : 1 - 0,45; 2 - 0,35; 3 - 0,25; 4 - 0,15; 5 - 0,05)

Рисунок 1.4 – Залежність коефіцієнта плеча ψ від параметра параметра l_d/h_{cp} при f/α :

Встановлено, що, без урахування зміцнення металу, збільшення фактора форми осередку деформації l_d/h_{cp} (при $f/\alpha = \text{const}$) і зменшення параметра γ/α (при $l_d/h_{cp} = \text{const}$) сприяє зменшенню значень коефіцієнта ψ положення рівнодійної сил. Тобто точка прикладання рівнодійної сил (центр ваги епюри нормального напруження) зміщується до площини виходу штаби з осередку деформації, що обумовлено збільшенням нормальних контактних напружень в зоні випередження щодо напружень у зоні відставання. Дійсно, збільшення l_d/h_{cp} (за рахунок збільшення обтиснення або зменшення товщини штаби) призводить до більш інтенсивного збільшення підпираючих поздовжніх напружень σ_z в зоні випередження і, отже, нормальних напружень (Рисунок 1.4). З виразу (1.1) випливає, що величина крутного моменту визначається силою прокатки P , коефіцієнтом положення рівнодійної сил ψ і довжиною дуги контакту l_d (l_c).

Разом з тим, всі технологічні та геометричні фактори, що впливають на параметри P , ψ і l_d , в тому ж напрямку впливають і на крутний момент. Так, збільшення коефіцієнта тертя f викликає підвищення значень середнього контактного напруження і, отже, сили прокатки P . Крім цього, збільшуються значення коефіцієнта положення ψ , що також сприяє збільшенню крутного моменту. Збільшення довжини дуги контакту призводить (при $\psi = \text{const}$) до збільшення плеча «а» і самого крутного моменту.

Узагальнені дані досліджень коефіцієнта ψ за теоретичним епюрам нормальних напружень при прокатуванні. Їх можна використовувати для практичних розрахунків плеча моменту при прокатуванні в гладких валках, коли $l_d/h_{\text{cp}} > 1$. Коефіцієнт положення рівнодійної сил в осередку деформації визначається виразами:

$$\psi = (0,5 + 0,0067 \frac{f}{\alpha}) \left(\frac{l_d}{h_{\text{cp}}} \right)^{-(0,0145 + 0,097 \alpha / f)},$$

$$\psi = \left[0,744 \left(\frac{\gamma}{\alpha} \right)^2 - 0,332 \frac{\gamma}{\alpha} + 0,531 \left(\frac{l_d}{h_{\text{cp}}} \right)^{0,389 \frac{\gamma}{\alpha} - 0,209} \right];$$

Враховуючи, що в реальних умовах прокатки параметри y/a f/α змінюються, в невеликих межах коефіцієнт ψ рекомендується розраховувати за виразами:

$$\begin{aligned} \text{при } l_d/h_{\text{cp}} = 1 - 3,5 \quad - \psi &= 0,51 l_d/h_{\text{cp}}^{-0,10} \\ \text{при } l_d/h_{\text{cp}} > 3,5 \quad - \psi &= 0,51 l_d/h_{\text{cp}}^{-0,092} \end{aligned} \quad (1.5)$$

При прокатуванні тонких штаб з високими нормальними напруженнями відбувається сплюснення валків. В результаті цього

збільшується довжина дуги контакту, змінюється відношення f/α і збільшується площа епюри нормальних напружень. Оскільки сплющення в основному спостерігається на виході металу з осередку деформації, то збільшення площі епюри напруг відбувається головним чином вправо від критичного перерізу (рисунок 1.2). Це сприяє зміщенню центру тяжіння і, отже, точки прикладання рівнодіючих сил до площини виходу металу з валків і зменшення коефіцієнта плеча моменту відносно довжини дуги контакту. Величина зміщення точки прикладання рівнодійної тим більше, чим більше сплющення валків. Згідно з дослідними даними [М. М. Саф'яну та ін.], коефіцієнт ψ_c при наявності сплющення в деяких умовах прокатки може зменшитися до 0,05.

Розрахунок коефіцієнта плеча моменту для тонких штаб проводиться лише з тією різницею, що всі параметри осередку деформації повинні визначатися з урахуванням сплющення валків і пружних деформацій штаби. Знайдений таким чином коефіцієнт ψ дає ставлення плеча моменту до здавленого дузі контакту (рисунок 1.2.a), тобто:

$$\psi = \alpha_c/l_c$$

На підставі обробки епюр нормальних тисків коефіцієнт ψ щодо довжини дуги l_c , необхідний для розрахунку крутного моменту, дорівнює:

$$\psi_c = \psi (l_d/l_c)^2 \quad (1.6)$$

і достовірність цього виразу підтверджується дослідними даними.

При $(l_d/l_c) = 1$ коефіцієнт ψ відповідає прокатуванню без урахування пружних деформацій валків і штаби. У виразі (1.6) коефіцієнт ψ визначають за даними Рисунок 1.2 або за формулою (1.5) при $l_c/h_{cp} > 3,5$.

1.2. Методи розрахунку крутного моменту і потужності двигуна

1.2.1. Визначення крутного моменту по силі прокатки

Крутний момент при холодному прокатуванні штаб для одного валка визначають за виразом:

$$M = P\psi_c l_c \quad (1.7)$$

При прокатуванні штаб з $R_{cp} < 250$ Н/мм² (без пружного сплюснення валків) розраховують коефіцієнт ψ , а для прокатки штаб з урахуванням пружного деформування валків і штаби розраховують коефіцієнт ψ_c . Пружні деформації валків і штаби викликають збільшення крутного моменту, але лише в результаті збільшення контактних напружень. При цьому плече моменту відносно вертикальної осі валків дещо зменшується (Рисунок 1.5) і визначається з виразу:

$$\alpha = \psi \sqrt{R \Delta h + x_2^2} - x_2 (1 - \psi) \quad (1.8)$$

де R - радіус жорсткого валка; Δh - абсолютне обтиснення; x_2 - приріст дуги контакту за віссю валків; ψ - коефіцієнт плеча моменту в жорстких валках.

Оскільки $x_1 = \sqrt{R \Delta h + x_2^2}$, то вираз (1.8) представимо у вигляді:

$$\alpha = \psi x_1 - x_2 + \psi x_2,$$

але так як:

$$l_c = x_1 + x_2, \text{ то}$$

$$\alpha = \psi l_c - x_2;$$

чи

$$\psi_c = \frac{\alpha}{l_c} = \psi - \frac{x_2}{l_c} \quad (1.9)$$

Розміри параметра x_2 визначимо з використанням рівняння Хічкока:

$$l_c = \sqrt{R \Delta h + x_2^2} + x_2 \quad (1.10)$$

Вирішуючи вираз (1.10) щодо параметра x_2 після перетворень отримаємо:

$$\frac{x_2}{l_c} = 0,5 \left(1 - \frac{l_d^2}{l_c^2} \right) \quad (1.11)$$

Отже, параметр x_2 можна визначити при відомому (розрахунковому або дослідному) значенні довжини l_c з урахуванням пружних деформацій валків і штаби.

За даними А. А. Корольова коефіцієнт положення плеча моменту визначається з виразу:

$$\psi_c = \psi \frac{e^m}{e^{m_1-1}} - 1; m = f l_c / h_{cp}; \quad (1.12)$$

де f - коефіцієнт тертя; ψ - коефіцієнт положення рівнодіючої з виразу (1.5); h_{cp} - середня товщина штаби.

На малюнку 3.4 представлені дані по зміні коефіцієнта ψ_c плеча моменту, розраховані за виразами (1.9) і (1.12) при $l_d = 10$ мм, $h_{cp} = 1,0$ мм, $f = 0,05$ і $\psi = 0,5$. Там же представлені значення коефіцієнта ψ_c , отримані дослідним шляхом. На підставі дослідів автори отримали таку залежність:

$$\psi_c = 0,48 \frac{l_d}{l_c} \quad (1.13)$$

Як впливає з Рисунок 1.6, теоретична (точка 1) і експериментальна (точки 3) залежність дають однакові величини коефіцієнта ψ_c . Так як залежність (1.13) має більш простий вигляд, то розрахунок коефіцієнта ψ_c рекомендується виконувати за формулою (1.13). При використанні виразу (1.12) помилка в розрахунку коефіцієнта ψ_c при $l_c/l_d = 2,0$ становить – 56 % у бік збільшення.

У випадку пружних деформацій валків і штаби коефіцієнт ψ визначають за величинами l_c , γ_c , a_c (з урахуванням пружних деформацій валків і штаби, останні кліті ширококутових станів гарячої прокатки, стани холодної прокатки штаб).

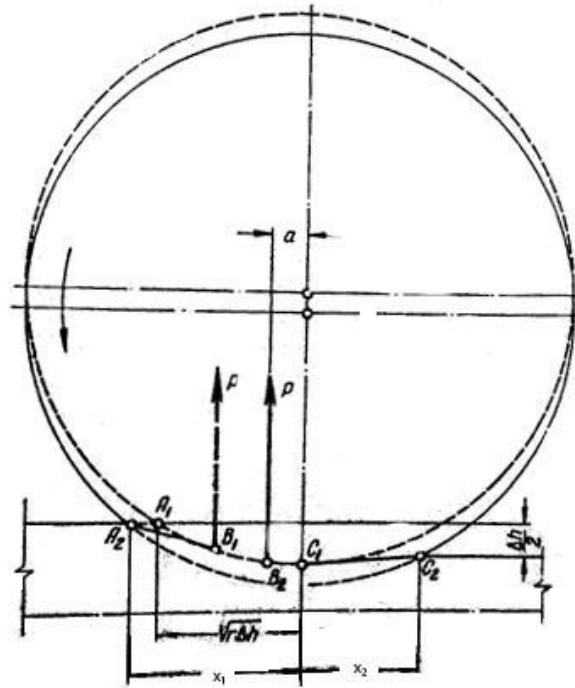


Рисунок 1.5 – Зміщення точки прикладання рівнодійної сили на валки при пружному стисненні валків і штаби.

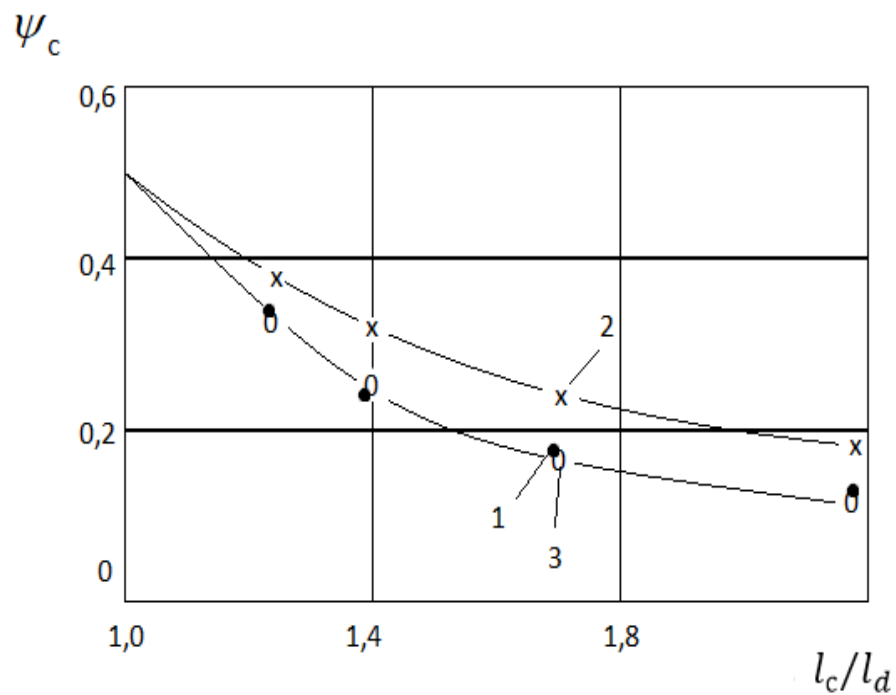


Рисунок 1.6 – Залежність коефіцієнта ψ плеча моменту від параметра l_c/l_d (при $\psi = 0,5$): 1 - за формулою (1.9); 2 - за формулою (1.12); 3 - експериментальні дані за виразом (1.13)

1.2.2. Визначення крутного моменту по силі тертя

Величину крутного моменту в сталому процесі можна визначити за силами тертя, що діє по контакту валків з штабою. Цей метод не використовують для практичних розрахунків, але він представляє певний інтерес.

Виходячи з сил тертя, що діють в осередку деформації, рівняння для розрахунку крутного моменту може бути знайдено наступним чином (рисунок 1.2, б). По довжині дуги контакту сили тертя в зонах відставання та випередження діють у протилежному напрямку, тому сили тертя в зонах відставання та випередження мають різні знаки. Повний момент вздовж дуги контакту дорівнює алгебричній сумі моментів у кожній зоні (для одного валка) (при умові рівномірної деформації):

$$M = B_{\text{cp}} \cdot R^2 \int_{\gamma}^{\alpha} f \cdot p \cdot d\varphi - B_{\text{cp}} \cdot R^2 \int_0^{\gamma} f \cdot p \cdot d\varphi \quad (1.14)$$

Приймаючи коефіцієнт тертя і нормальні напруження незмінними по дузі контакту, отримаємо для одного валка:

$$M = B_{\text{cp}} R^2 f p_{\text{cp}} (\alpha - \gamma) - B_{\text{cp}} R^2 f p_{\text{cp}} \gamma \quad (1.15)$$

Після перетворень отримаємо формулу В. Ф. Баюкова (для одного валка):

$$M = B_{\text{cp}} \cdot p_{\text{cp}} \cdot l_d \cdot f \cdot R (1 - 2\gamma/\alpha) \quad (1.16)$$

З виразу випливає, що збільшення сили прокатки $P = p_{\text{ср}} B_{\text{ср}} l_d$ і зменшення кута критичного перерізу сприяє збільшенню крутного моменту (в останньому випадку збільшуються сили тертя в зоні відставання).

Маючи на увазі вираз Эжелунда-Павлова і вирішуючи його з рівнянням (1.16), отримаємо для рівномірної деформації металу:

$$M = P \cdot \psi \cdot l_d \quad (1.17)$$

Повний крутний момент на валу головного приводу визначають за виразом (для двох валків):

$$M_0 = 2M + M_{\text{тр}} + M_{\text{тс}} + M_y - M_z \quad (1.18)$$

де M - відповідно крутний момент прокатки; $M_{\text{тр}}$ - момент тертя в шийках приводних валків; $M_{\text{тс}}$ - момент тертя ковзання в шийках опорних валків і на контакті з робочими валками; M_y та M_z - моменти прискорення і уповільнення валків.

Потужність, що витрачається на прокатку штаби, розраховують за формулою, кВт (для двох валків):

$$N = 960 \cdot M_0 \cdot v / R \quad (1.19)$$

де M_0 - повний крутний момент для двох валків, МНм; v - окружна швидкість валків, м/с; R - радіус жорсткого валка, м.

Потужність встановлюваного головного приводу визначають за формулою, кВт:

$$N_d = N / \eta \cdot i \cdot k_{\text{дв}} \quad (1.20)$$

де η - ККД передачі головної лінії стана; ($\eta = 0,92 - 0,95$); $k_{дв}$ - коефіцієнт припустимого короткочасного перевантажування головного двигуна ($k_{дв} = 2 - 2,5$ для блюмінгів і слябінгів; $k_{дв} = 1$ для всіх інших станів); i - передаточне число редуктора.

1.2.3. Крутний момент при прокатуванні з натягом штаби

В умовах гарячої і холодної прокатки штабу прокочують з натягом між клітями безперервного стана або між кліттю і моталкой (холодна прокатка). Наявність натягу штаби, як зазначено вище, впливає на напружений стан штаби в осередку деформації і, отже, знижує поздовжні підпираючі напруження і нормальні напруження. Без натягу неможливо отримати тонку штабу з високою якістю поперечного перерізу.

Вплив на штабу моталкой або кліттю порушує природне (без натягання) рівновагу сил на дузі контакту. Так, при прокатуванні штаби з заднім натягом (рисунок 1.7.а) на кожен валок діє додаткова сила $Q_3/2$, яка відхиляє вертикальну складову рівнодіючих сил проти напрямку прокатки. З рівноваги моментів, що діють на валок, маємо:

$$M = P \cdot \alpha + Q_3 \cdot c/2 \quad (1.21)$$

де c - плече складової $Q_3/2$ відносно центру валка.

З за невеликих кутів можна прийняти $P = P_n$ і $c = R$. Так як $\alpha = \psi \cdot l_d$,

отримаємо для одного валка:

$$M = P \cdot \psi \cdot l_d + Q_3 \cdot R/2 \quad (1.22)$$

З виразу випливає, що вплив на штабу заднього натягу викликає збільшення крутного моменту прокатки. Але, при цьому, одночасно зменшується сила прокатки, що в деякій мірі зменшує негативний вплив заднього натягу на крутний момент.

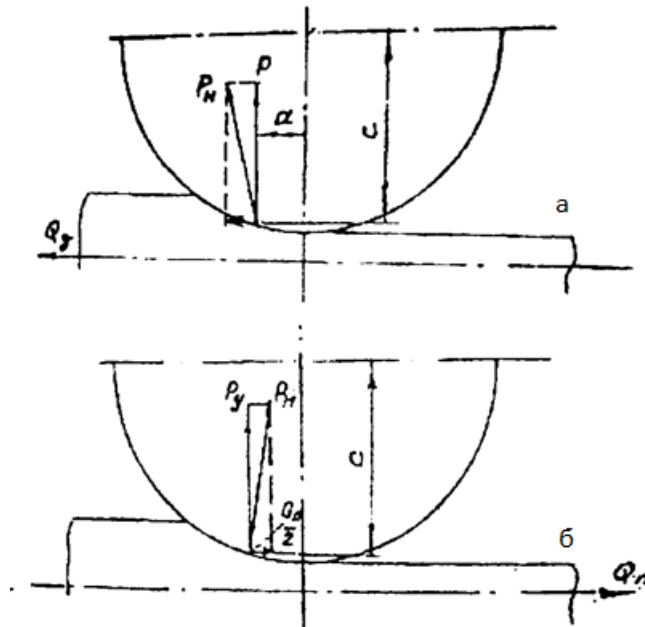


Рисунок 1.7 – Вплив натягу на крутний момент при задньому (а) і передньому (б) натягненні

За аналогією з попереднім, з умови рівноваги сил в осередку деформації для одного валка отримаємо вплив переднього натягу:

$$M = P \cdot \alpha - Q_n \cdot c/2 \quad (1.23)$$

$$M = P \cdot \psi \cdot l_d - Q_n \cdot R/2$$

З виразу слідує, що передній натяг штаби призводить до зниження загального крутного моменту і, отже, потужності головного приводу.

При дії на штабу переднього і заднього натягів формула для розрахунку крутного моменту приймає вигляд (для одного валка):

$$M = P \cdot \psi \cdot l_d + (Q_3 - Q_n) \cdot R/2 \quad (1.23)$$

Якщо $Q_3 = Q_n$, то другий доданок виразу виявляється рівним нулю, а величина крутного моменту у порівнянні з прокаткою без натягу зменшується, так як під впливом переднього і заднього натягів зменшується поздовжнє підпираюче напруження σ_3 , середнє нормальне контактне напруження і отже, сила прокатки P .

1.2.4. Аналіз формули В. О. Ніколаєва для розрахунку коефіцієнта ψ

Формула (1.25) і перевірена в експериментах формула (1.26) при $l_d/h_{cp} \geq 1$ дають практично однакові результати, а при $l_d/h_{cp} < 1$ за формулою (1.25), що враховує зсувні деформації у перерізі штаби, значення середнього нормального напруження дещо вище.

Для умов прокатки в гладких валках формула має вигляд:

$$p_{cp} = \sigma_{\phi} \frac{h}{2\psi \cdot H} (1 + 0,86 \cdot f_n \cdot \frac{l_d}{h_{cp}}) \quad (1.25)$$

де H - товщина заготовки; h - товщина штаби

$$p_{cp} = \sigma_{\phi} (1 + 0,48 \cdot f_n \cdot n_{\phi} \cdot \frac{l_d}{h_{cp}}) \quad (1.26)$$

Спільне рішення виразів (1.25) і (1.26) дає можливість отримати теоретичну формулу для розрахунку коефіцієнта ψ при прокатуванні в гладких валках з урахуванням висотної деформації штаби:

$$\psi = \frac{h(1+0,86 \cdot f_{\text{п}} \cdot l_c / h_{\text{ср}})}{2H(1+0,48 \cdot f_{\text{п}} \cdot l_c / h_{\text{ср}})} \quad (1.27)$$

На відміну від відомих формул для гладких валків, вираз (1.27) враховує прямий вплив на коефіцієнт ψ товщини штаби до і після прокатки і в меншій мірі вплив показника тертя. У зв'язку з цим вважаємо, що вираз (1.27) дає більш об'єктивну оцінку впливу параметрів прокатки на коефіцієнт ψ і на величину крутного моменту.

1.2.5. Аналіз формули А. А. Корольова для розрахунку коефіцієнта ψ

При ідеальному процесі прокатки рівнодіюча P спрямована вертикально через центр ваги епюри тисків p_x ; значить, абсциса центру ваги епюри x_c відповідає плечу a приложення рівнодіючої щодо центру валка. Момент прокатки (для одного, валка) можна виразити як момент елементарних складових ($p_x dx$) і прирівняти його до моменту всій площі епюри p_x :

$$M_1 = \int_0^l (p_x dx) x = Pa = p_{\text{ср}} la = p_{\text{ср}} l(\psi l) = p_{\text{ср}} \psi l^2 \quad (1.28)$$

тому точна формула для визначення коефіцієнта плеча прикладення рівнодіючої має наступний вигляд:

$$\psi = \frac{1}{p_{cp} l^2} \left[\int_0^{l^H} (p_x dx) x + \int_0^{l^H} (p_x dx) x + \right] \quad (1.29)$$

Після деяких перетворень, отримаємо формулу для визначення плеча прикладення рівнодіючої:

$$\psi = \frac{a}{l} = \frac{1}{2-\varepsilon} \left[1 - \varepsilon \left(\frac{e^m}{e^m - 1} - \frac{1}{m} \right) \right] \quad (1.30)$$

Для $m < 0,5$ можна взяти з достатньою точністю, що $e^m = 1 + m + \frac{m^2}{2}$, тоді

формула (1.31) спрощується і приймає вигляд:

$$\psi = \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{1-\frac{\varepsilon}{2}} \left(1 - \varepsilon \frac{1+m}{2+m} \right) < \frac{1}{2} \quad (1.31)$$

Очевидно, що при $\varepsilon \approx 0$, $\psi = 0,5$, тобто рівнодіюча прикладена посередині дуги захоплення. Із збільшенням ε і m коефіцієнт плеча зменшується незначно. Так, для $m = 2,5$ отримаємо: при $\varepsilon = 0,2$; $\psi = 0,47$, а при $\varepsilon = 0,5$; $\psi = 0,43$.

Аналіз цих формул і відповідні експериментальні дані показують, що плече прикладання рівнодійної за своєю величиною дорівнює (трохи більше) абсцисі нейтрального перерізу, тобто $\alpha \approx l_H$ і $\psi = \psi_H \leq 0,5$. [5]

Момент прокатки для двох валків дорівнює:

$$M_{\text{пр}} = 2Pa = 2P\psi l \quad (1.32)$$

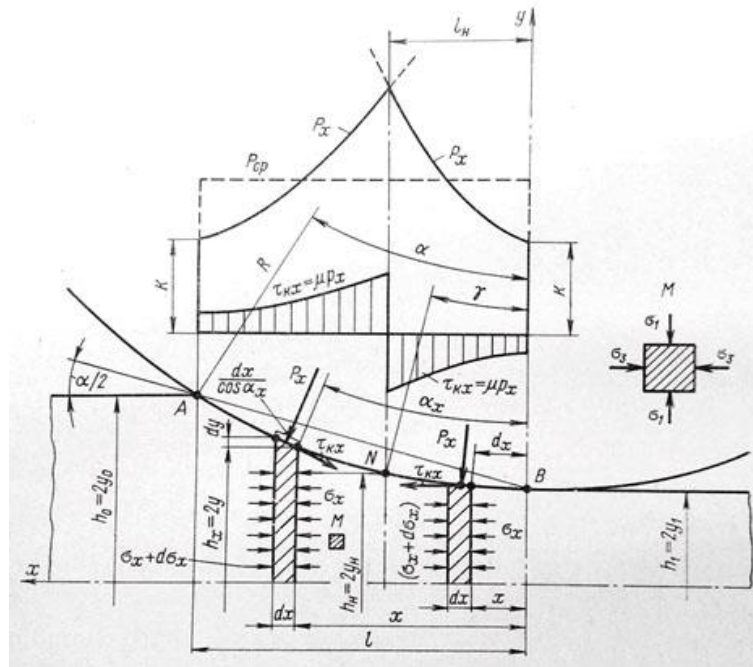


Рисунок 1.8 – Епюра розподілу p_x і τ_k по дугі захвату (по її проекції на горизонталь) при ідеальному процесі прокатки

1.3 Аналіз експериментальних даних по визначенню коефіцієнта рівнодіючих сил

Кожен несиметричний процес прокатки супроводжується виникненням в осередку деформації напруги розтягнення, які зменшують силовий вплив на валки [6]. До такого процесу ставитися холодна прокатка штаб в валках з різношерховатими поверхнями [7]. Теоретичні положення цього процесу розроблені ще недостатньо. Для визначення нормальних контактних напружень в несиметричному осередку деформації використовуються різний положення б], в тому числі і диференціальне рівняння прокатки із праці Целікова А. І., Нікітіна Г. С., Рокотян С. Е., Теорія прокатки [6].

У даній роботі аналіз розподілу нормальних контактних напружень в несиметричному осередку деформації також виконаний із залученням диференціального рівняння прокатки. Несиметричні граничні умови на кожному валку задані через показник тертя $f_{1\sigma}, f_{2\sigma}$ і абсолютного обтиску $\Delta h_1, \Delta h_2$ (індекс 1 відноситься до валку з більшою шорсткістю, а індекс 2 – до валку з меншою шорсткістю).

При симетричному прокатуванні в грубошероватих валках крім зон ковзання можливе існування зони прилипання. Однак в умовах несиметричною прокатки в валках з різношероватими поверхнями при наявності примусового ковзання металу на контактних поверхнях існування зони прилипання проблематично. Тому завдання визначення контактних напружень в осередку деформації вирішуємо без урахування зони прилипання.

В роботі Тарановського А. А. Теорія обробки металів тиском [6] показано, що умова тертя Е. Зібеля фізично більш обґрунтована, так як механізм контактного тертя при деформації полягає в пластичному зсуві частинок металу в тонкому приконтатному шарі. Тоді:

$$\tau_x = 2k_x f_\sigma, \quad (1.33)$$

де τ_x – контактні дотичні напруження; $2k_x$ – змінна по довжині дуги контакту опір металу деформації; f_σ – показник тертя.

Відповідно до даних Третякова А. В. Теорія, розрахунок і дослідження станів холодної прокатки [6-10] приймаємо параболічний закон зміни опору металу деформації по дузі контакту:

$$2k_x = 2k_0[1 + n_y(1 - x^2/l^2)]; \quad (1.34)$$

де $2k_0$ – опір металу деформації на вході в валки; l – фактична довжина дуги контакту; x – поточна координата уздовж осередку деформації; $n_y = 2k_1 / 2k_0 - 1$ – коефіцієнт, що враховує ступінь зміцнення металу ($2k_1$ – опір металу деформації на виході з валків).

З урахуванням виразу (1.33) і (1.34) закон тертя в зонах відставання і випередження приймають вид:

$$\tau_x = 2k_0 f_\sigma [1 + n_y (1 - x^2/l^2)]. \quad (1.35)$$

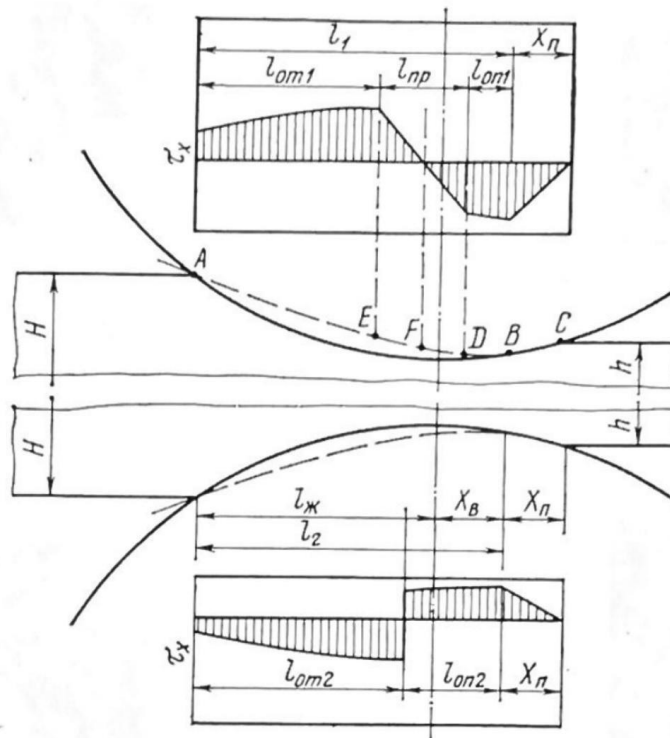


Рисунок 1.9 – Осередок деформації і розподіл контактних дотичних напружень при прокатуванні в валках з різно шорсткими поверхнями (l_{on} , l_{om} , l_n – довжини зон відповідно випередження, відставання і прилипання; $l_{ж}$, l_1 , l_2 – довжини дуги контакту відповідно на жорсткому і деформованому (шорсткуватому і шліфованій) валках; x_b , x_n – довжина контакту за рахунок відповідно пружного сплющування валка і пружного відновлення штаби.

У зоні пружного відновлення штаби в точці відриву штаби від валків (див. Рисунок 1.9, точка С) нормальні і дотичні напруження відсутні, а максимальні їх величини зосереджені в точці В. Зважаючи на невеликі розміри дуги x_n замінимо хордою і прийнемо лінійний закон тертя у вигляді:

$$\tau_x = f_0 2k_1 x/x_n. \quad (1.36)$$

Запишемо диференціальне рівняння прокатки:

$$\frac{d(p_x - 2k_x)}{dx} - \frac{2k_x}{y} \frac{dy}{dx} \pm \frac{\tau_x}{y} = 0, \quad (1.37)$$

де y – половина висоти штаби в перерізі.

Перед останнім членом у зоні відставання приймається знак плюс, а в зоні випередження – знак мінус. З невеликими похибками виробляємо заміну:

$$\frac{dy}{dx} = \operatorname{tg} \varphi \approx \varphi; \quad \varphi = \frac{x}{R}; \quad y = \frac{1}{2R} (x^2 + Rh).$$

Рішення рівняння (1.37) виконаємо аналогічно до наведеного раніше [8], використовуємо рівняння (1.33) - (1.34) і при граничних умовах в зоні відставання: $x=l$; $2k_x=2k_0$; $p_x=2k_0\xi_0$; в зоні випередження: $x=0$; $2k_x=2k_l$; $p_x=p_v$ (ξ_0 – коефіцієнт, що враховує вплив зовнішніх і внутрішніх задніх поздовжніх напруг, що розтягують).

Після рішення рівняння (1.37) і перетворень, отримаємо:

в зоні відставань

$$p_x = 2k_0 \left\{ \left[\xi_0 + n_y \left(1 - \frac{x^2}{l^2} \right) \right] + \left[1 + n_y \left(1 + \frac{h}{\Delta h} \right) \right] \ln \frac{1 + \frac{x^2 \Delta h}{l^2 h}}{1 + \frac{\Delta h}{h}} + n_y \left(1 - \frac{x^2}{l^2} \right) - \right. \\ \left. 2f_\sigma n_y \left(1 - \frac{x}{l} \right) \sqrt{\frac{R}{\Delta h}} + 2f_\sigma \left[\left(1 + n_y \right) \sqrt{\frac{R}{h}} + \frac{n_y \sqrt{Rh}}{\Delta h} \right] \left(\arctg \sqrt{\frac{\Delta h}{h}} - \arctg \frac{x}{l} \sqrt{\frac{\Delta h}{h}} \right) \right\}; \quad (1.38)$$

в зоні випередження:

$$p_x = p_B - 2k_1 + 2k_0 \left[1 + n_y \left(1 - \frac{x^2}{l^2} \right) \right] + 2k_0 \left\{ \left[1 + n_y \left(1 + \frac{h}{\Delta h} \right) \right] \times \right. \\ \left. \ln \left(1 + \frac{x^2 \Delta h}{l^2 h} \right) - n_y \frac{x^2}{l^2} - 2f_\sigma n_y \frac{x}{l} \sqrt{\frac{R}{h}} + 2f_\sigma \left[\left(1 + n_y \right) \sqrt{\frac{R}{h}} + \frac{n_y \sqrt{Rh}}{\Delta h} \right] \arctg \frac{x}{l} \sqrt{\frac{\Delta h}{h}} \right\}.$$

З використанням рівняння (1.37) встановимо вплив зовнішнього тертя на нормальні напруги в зоні пружного відновлення штаби (гранична умова $p_x = 2k_1 \xi_l$ при $x_n = 0$).

Після рішення рівняння (1.37) і перетворень отримаємо:

$$p_x = 2k_1 \left[\xi_1 + \frac{x}{h} \left(f_0 \frac{x}{x_n} - \frac{\delta_y}{2} \right) \right],$$

де δ_y – кут, відповідний хорді x_n ; ξ_l – коефіцієнт, що враховує вплив зовнішніх і внутрішніх передніх поздовжніх напруг, що розтягують. При $x = x_n$ і $\delta_y \approx 0$ матимемо:

$$p_B = 2k_1 \left(\xi_1 + f_\sigma \frac{x_n}{h} \right). \quad (1.40)$$

У рівнянні (1.38) і (1.40):

$$\left. \begin{aligned} \xi_0 &= \xi'_0 \xi_{0a}; \quad \xi_1 = \xi'_1 \xi_{1a}; \\ \xi'_0 &= 1 - \sigma_3 / 2k_0; \quad \xi_{0a} = 1 - \sigma'_3 / 2k_0; \\ \xi'_1 &= 1 - \sigma_n / 2k_1; \quad \xi_{1a} = 1 - \sigma'_n / 2k_1. \end{aligned} \right\} \quad (1.41)$$

де ξ'_0 і ξ'_1 – коефіцієнти, що враховують вплив відповідно заднього і переднього зовнішніх поздовжніх напружень; ξ_{0a} і ξ_{1a} – коефіцієнти, що враховують вплив внутрішніх поздовжніх напружень в результаті дій не симетрії деформації металу; σ_n і σ_3 – переднє і заднє зовнішні напруження розтягу штаб; σ'_n і σ'_3 – розтягують внутрішня напруга відповідно в зоні випередження, виникає в результаті впливу валків з більшою шорсткістю, і в зоні відставання, що виникає в результаті впливу валка з меншою шорсткістю.

Облік впливу зони пружного відновлення штаби на нормальні контактні напруги в осередку деформації отримано раніше в роботі Полухина

В. П. Математичне моделювання і розрахунків на ЕОМ листових прокатних станів [6].

Положення критичного перетину встановимо з рівності нормальних контактних напружень на кордоні зон відставання і випередження. Прирівняємо праві частини виразу (1.38) і (1.39), після рішення щодо $\frac{l_y}{l} \left(\frac{\gamma}{\alpha} \right)$ і перетворень, отримаємо:

$$\frac{\gamma}{\alpha} = \frac{B \arctg \sqrt{\frac{\Delta h}{h}} - n_y \left(2f_{\sigma} \sqrt{\frac{R}{\Delta h}} - 1 \right) - A \ln \left(1 + \frac{\Delta h}{h} \right)}{2B \sqrt{\frac{\Delta h}{h}} - 4f_{\sigma} n_y \sqrt{\frac{R}{h}}} - \frac{\frac{2k_1}{2k_0} \left(f_{\sigma} \frac{x_{\Pi}}{h} + \xi_1 \xi_{1a} - 1 \right) + \xi_0' \xi_{0a} - 1}{2B \sqrt{\frac{\Delta h}{h}} - 4f_{\sigma} n_y \sqrt{\frac{R}{h}}}; \quad (1.42)$$

$$A = 1 + n_y \left(1 + \frac{h}{\Delta h} \right); \quad B = 2f_{\sigma} \left[(1 + n_y) \sqrt{\frac{R}{h}} + \frac{n_y \sqrt{Rh}}{\Delta h} \right],$$

де γ – кут критичного перетину.

Вирази (1.42) дозволяє розрахувати середній кут критичного перетину в несиметричному процесі прокатки, якщо відомі коефіцієнти ξ_{0a} і ξ_{1a} , середнє значення показника тертя f_{σ} і радіусу валків, а також абсолютне обтиснення. При відомих ξ_{0a} , ξ_{1a} , $f_{1\sigma}$ і $f_{2\sigma}$ за формулою (1.42) можна визначити кути критичного перетину γ_1 на валках з великим показниками тертя $f_{1\sigma}$ і кут γ_2 на валку з меншим показником тертя. При розрахунку γ_1 у формулі (1.42) приймають $\xi_{1a} = 1$, а при розрахунку γ_2 $\xi_{0a} = 1$. Однак, якщо відомі величини абсолютного обтиску з боку кожного валка, то коефіцієнти ξ_{0a} і ξ_{1a} виключаються і формула (1.42) набуває вигляду:

$$\frac{\gamma_i}{\alpha_i} = \frac{B_i \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{2\Delta h_i}{h}} - n_y \left(2f_{i\sigma} \sqrt{\frac{R_i}{2\Delta h_i}} - 1 \right)}{2B_i \sqrt{\frac{2\Delta h_i}{h}} - 4f_{i\sigma} n_y \sqrt{\frac{R_i}{2\Delta h_i}}} - \frac{A_i \ln \left(1 + \frac{2\Delta h_i}{h} \right) - \frac{2k_1}{2k_0} \left(f_{0\sigma} \frac{x_{\Pi}}{h} + \xi'_1 - 1 \right) - \xi'_0 + 1}{2B_i \sqrt{\frac{2\Delta h_i}{h}} - 4f_{i\sigma} n_y \sqrt{\frac{R_i}{2\Delta h_i}}}. \quad (1.43)$$

У виразі (1.43) маємо:

$$A_i = 1 + n_y \left(1 + \frac{h}{2\Delta h_i} \right); \quad B_i = 2f_{i\sigma} \left[(1 + n_y) \sqrt{\frac{R_i}{h}} + \frac{n_y \sqrt{R_i h}}{2\Delta h_i} \right]$$

де $i=1$ для валка з більшою шорсткістю, $i=2$ для валка з меншою шорсткістю.

Маючи на увазі, що формули (1.42) і (1.43) для γ_2 дають однакові результати, прирівнюючи їх праві частини і вирішуючи щодо ξ_{1a} після перетворень, одержимо ($\xi_{0a} = 1; f_{\sigma} = f_{2\sigma}$):

$$\begin{aligned}
\xi'_{1a} \xi_{1a} = & 1 + \frac{2k_0}{2k_1} \left\{ 2f_{2\sigma} \sqrt{\frac{R}{h}} \left[1 + n_y \left(1 + \frac{h}{\Delta h} \right) \right] \arctg \sqrt{\frac{\Delta h}{h}} - n_y \left(2f_{2\sigma} \sqrt{\frac{R}{\Delta h}} - 1 \right) - \right. \\
& \left[1 + n_y \left(1 + \frac{h}{\Delta h} \right) \right] \ln \left(1 + \frac{\Delta h}{h} \right) - \frac{2k_1 x_{\pi}}{2k_0 h} f_{2\sigma} + \xi'_0 - 1 - \\
& \frac{\sqrt{2\Delta h_2/\Delta h} \{ \sqrt{\Delta h/h} [1+n_y(1+h/\Delta h)] - n_y \sqrt{h/\Delta h} \}}{\sqrt{2\Delta h_2/h} [1+n_y(1+h/2\Delta h_2)] - n_y \sqrt{h/2\Delta h_2}} \times \\
& \left[2f_{2\sigma} \sqrt{\frac{R_2}{h}} \left[1 + n_y \left(1 + \frac{h}{2\Delta h_2} \right) \right] \arctg \sqrt{\frac{2\Delta h_2}{h}} - n_y \left(2f_{2\sigma} \sqrt{\frac{R_2}{2\Delta h_2}} - 1 \right) - \right. \\
& \left. \left. \left[1 + n_y \left(1 + \frac{h}{2\Delta h_2} \right) \right] \ln \left(1 + \frac{2\Delta h_2}{h} \right) - \frac{2k_1}{2k_0} \left(f_{2\sigma} \frac{x_{\pi}}{h} + \xi'_1 - 1 \right) + \xi'_0 - 1 \right] \right\}.
\end{aligned} \tag{1.44}$$

Розрахунки показують, що дріб перед фігурними дужками в вираженні (1.44) дорівнює 1,01 ÷ 1,02, а вплив зміцнення металу (коефіцієнт n_y) незначно. Тоді після перетворень отримаємо ($R = R_2$, $\xi'_1 = \xi'_0 = 1$):

$$\begin{aligned}
\xi_{1a} = & 1 + 2f_{2\sigma} \left(\sqrt{\frac{R_2}{h}} \arctg \sqrt{\frac{\Delta h}{h}} - \sqrt{\frac{R_2}{h}} \arctg \sqrt{\frac{2\Delta h_2}{h}} \right) \\
& + \ln \frac{1+2\Delta h_2/h}{1+\Delta h/h}, \tag{1.45}
\end{aligned}$$

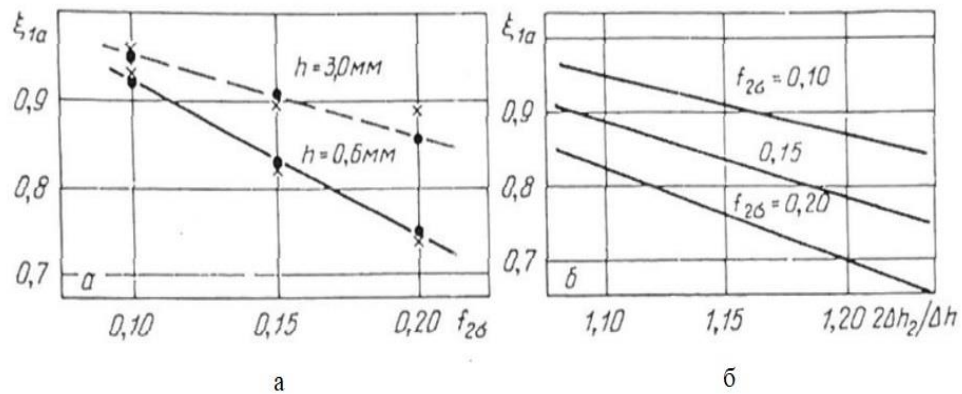
де Δh – загальне обтиснення в несиметричному процесі, Δh_2 – обтиснення з боку валка з меншою шорсткістю поверхні.

Так як горизонтальні зусилля від внутрішніх напружень, що розтягують в зонах осередку деформації врівноважені, то

$$\xi_{0a} = 1 - (1 - \xi_{1a}) \frac{h}{H} \frac{2k_1}{2k_0}. \tag{1.46}$$

В ході проведення аналізу отримано всі необхідні компоненти для оцінки впливу різних умов тертя на поверхнях валків на розподіл нормальних контактних напружень уздовж осередку деформації, зміна величин кутів критичного перетину і внутрішніх напруг, що розтягують.

В роботі [9] показано, що при нормальних контактних напругах при прокатуванні в валках з різношерховатими поверхнями залежить також від виникаючих при цьому внутрішніх напруг, що розтягують.



а – $2\Delta h_2/\Delta h=1,155$, $n_y=0$ (●), $n_y=0,76$ (x), б – $h=0,6$ мм, $n_y=0$

Рисунок 1.10 – Зміна коефіцієнта ξ_{1a} при прокатуванні штаб в різношерховатих валках $R_2 = 300$ мм.

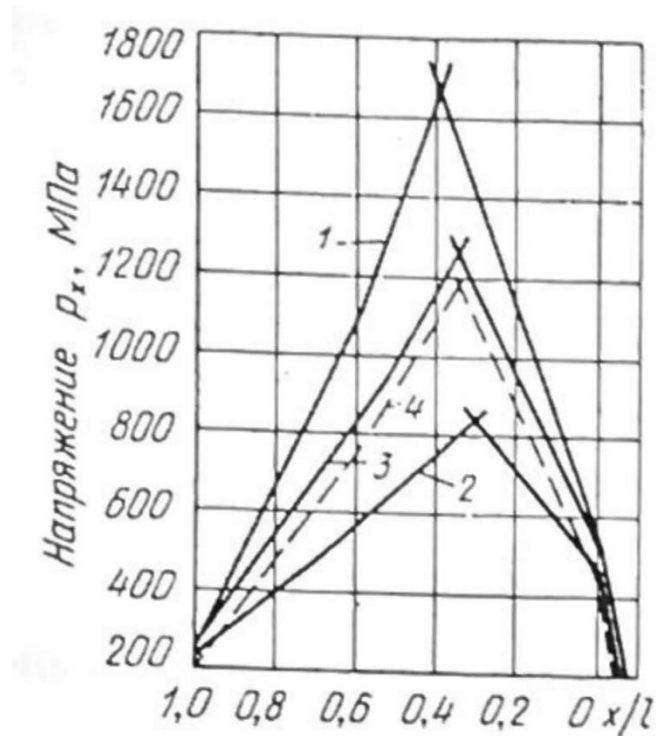
Зміна коефіцієнта ξ_{1a} , характеризує інтенсивність впливу напруг, що розтягують, представлених на Рисунок 1.10 Як випливає з даних, збільшення показника тертя $f_{2\sigma}$ і зменшення товщини штаби, при всіх інших незмінних параметрах, викликає зменшення коефіцієнта ξ_{1a} і, отже, збільшення внутрішніх напружень, що розтягують в осередку деформації. Цьому також сприяє збільшення частки обтиску Δh_2 з боку валків з меншою шорсткістю. подібний вплив $f_{2\sigma}$ і Δh_2 обумовлено підвищенням ступені не симетричності деформації штаби між різношерховатими валками. Вплив товщини штаби пов'язано зі збільшенням ролі зовнішнього тертя в процесі деформації.

Ступінь зміцнення металу практично не впливає на величину коефіцієнта ξ_{1a} (Рисунок 1.10.а), але відповідно збільшує коефіцієнт ξ_{0a} (формула (1.46). [8]), тобто знижує вплив не симетрії на нормальні контактні напруги. Це дає підставу зробити висновок, що розглянуті несиметричний процес найбільш ефективний у випадку застосування його в останніх клітках безперервного стану холодної прокатки. З рівняння (1.45) праці [8] також випливає, що мінімальна величина ξ_{1a} забезпечується при $\Delta h_2 = \Delta h$, тобто коли все обтиску припадають на один валок з меншою шорсткістю. величину обтиску Δh_2 з достатньою для практики точністю можна визначити з роботи Ніколаєва В. О. *Металургія і коксохімія* [9].

На Рисунок 1.11 представлені епюри нормальних контактних напружень при симетричному (епюр 1-3) і несиметричному (епюр 4) прокатуванні, розраховані за виразами (1.38) і (1.39) з роботи [8]. Епюри 1 і 2 показують зміни нормальних контактних напружень при симетричному прокатуванні відповідно з показником тертя $f_{\sigma} = 0,33$ (насичені валки) і $f_{\sigma} = 0,11$ (шліфовані валки), а епюр 3 - з показником тертя $f_{\sigma} = 0,22$ (насичені і шліфовані валки), але без урахування впливу внутрішніх напруг, що розтягують. Під дією напруг, що розтягують ($\xi_{1a}=0,86$ і $\xi_{0a}=0,77$) нормальні напруги по довжині контакту зменшення на 6-15% (епюр 4). Таким чином, при прокатуванні в валках з різношерховатими поверхнями (насиченої і шліфованій) нормальні контактні напруги, в порівнянні з прокаткою в несичених валках, знижуються в результаті зменшення впливу сил тертя (в нашому випадку зменшення показника тертя з $f_{\sigma} = 0,33$ до 0,22) і впливу внутрішніх поздовжніх напруг, що розтягують.

Відповідно до [12], для розглянутого прикладу отримаємо $\Delta h_1/\Delta h=0,41$, а $\Delta h_2/\Delta h=0,59$. Застосування на станах холодної прокатки робочих валків з різношерховатими поверхнями замість валків з насиченими поверхнями забезпечує зменшення витрат електроенергії на деформацію металу [7]. Так, за дослідними даними [7], використання валків з різношерховатими поверхнями дозволяє знизити середні нормальні контактні напруги на 13-

16%. Розрахунок по рівняння (1.45) і (1.46) з роботи [8] показує, що з них на частку внутрішніх напруг, що розтягують припадати 3-5%. У меншій мірі (на 2-4%) зменшується крутний момент, що обумовлено деяким збільшенням коефіцієнта положення рівнодіючих сил при прокатуванні в різношерховатих валках [10].



1 - з боку валків з більшою шорсткістю; 2 - з боку валків з меншою шорсткістю; 3, 4 - середні в осередку деформації

Рисунок 1.11 – Розподіл нормальних контактних напружень в осередку деформації

Застосування переднього або заднього натягу (коефіцієнти ξ_0^1 і ξ_1^1 [9]) змінюють кількість розглянутих параметрів, але не впливає на якісну картину впливу внутрішніх напруг, що розтягують.

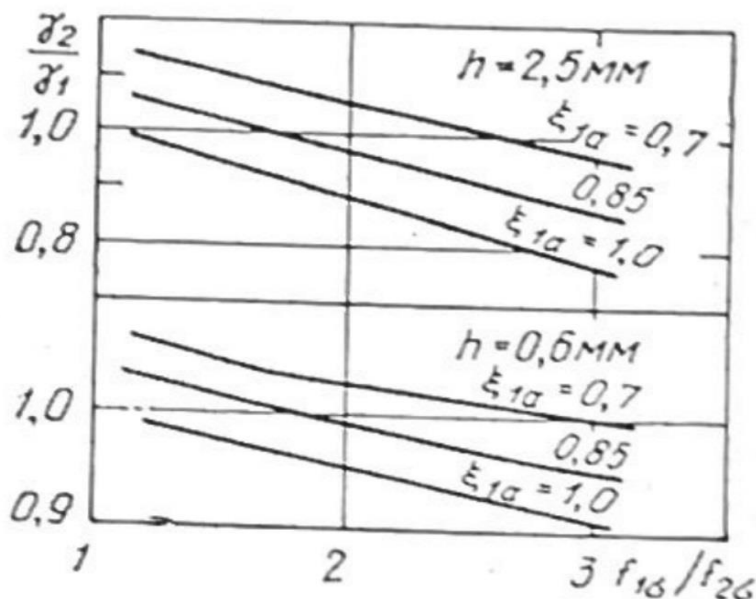


Рисунок 1.12 – Залежність γ_2/γ_1 від відношення $f_{1\sigma}/f_{2\sigma}$ при $R=300$ мм, $\Delta h/h=0,4$, $n_y=0,76$, $f_{1\sigma}=0,25$.

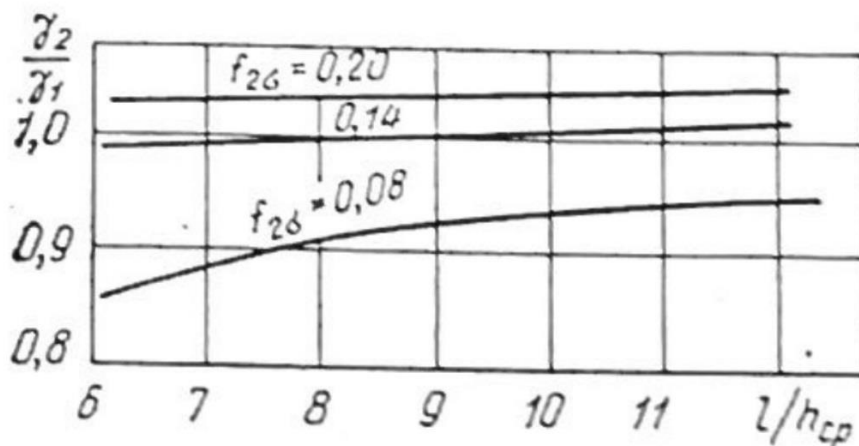


Рисунок 1.13 – Зміна γ_2/γ_1 в залежності від l/h_{cp} при $f_{1\sigma}=0,25$, $R=300$ мм, $\Delta h/h=0,4$, $n_y=0,76$, $\xi_{1a}=0,85$ и $\xi_{0a}=0,811$.

На Рисунок 1.12, 1.13 представлені залежності відношення кутів критичного перетину від різних параметрів осередку деформації. Розрахунки, виконані за рівнянням (1.43) роботи [8], показують, що при $f_{1\sigma}/f_{2\sigma} \geq 3$ має місце значна різниця між кутами критичного перетину γ_2 і γ_1 . Максимальна різниця (мінімальне значення γ_2/γ_1) спостерігається при $\xi_{1a} = \xi_{0a} = 1$, коли існує

симетричне умова деформації металу. Зменшення коефіцієнта внутрішніх поздовжніх напружень ξ_{1a} і, відповідно, ξ_{0a} при проході до несиметричного процесу викликає збільшення відносини γ_2/γ_1 за рахунок зменшення кута γ_1 на валках з меншим коефіцієнтом тертя. Зменшення різниці в умовах тертя на верхньому і нижньому валках (зменшення $f_{1\sigma}/f_{2\sigma}$) сприяє збільшенню відносини γ_2/γ_1 . Зменшення ξ_{1a} (ξ_{0a}), тобто, збільшення несиметричності деформації металу верхнім і нижнім валками, створює умови, коли кут критичного перетину γ_2 виявляється більшим, ніж γ_1 ($\gamma_2/\gamma_1 > 1$). Такі співвідношення γ_2/γ_1 можливі, наприклад, при значному розходженні обтиску з боку верхнього і нижнього валка.

З Рисунок 1.11 випливає, що зі збільшенням фактора форми вогнища деформації l/h_{cp} відбувається вирівнювання кутів γ_1 і γ_2 ($f_{2\sigma} = 0,08$; $f_{1\sigma} = 0,25$). Це узгоджується з результатами експериментів [14].

В ході аналізу зображено вплив несиметричних умов тертя на закономірності зміни контактних напружень і відносини кутів критичного перетину на верхній і нижній поверхнях штаби.

2. АНАЛІЗ АЛГОРИТМІВ РОЗРАХУНКУ КОЕФІЦІЄНТА РІВНОДІЮЧИХ СИЛ

Визначимо коефіцієнт тертя за формулами роботи [12].

Коефіцієнт тертя дорівнює:

$$f=f_0 \cdot k_d \cdot k_{II} \cdot k_B \cdot k_{CM} \cdot k_t, \quad (2.1)$$

де f_0 – базовий коефіцієнт тертя; k_d , k_n , k_{cm} , k_t – поправочні коефіцієнти, що враховують відповідно величину обтиснення, шорсткість поверхні штаби, тип технологічного мастила і температуру смуги.

Базовий коефіцієнт тертя дорівнює:

$$f_0 = 0,076 - 0,0019 \cdot v + 0,031 \cdot (R_a - 0,6) \cdot [(1,07 - 0,14 \cdot v)^3 + 0,54 \cdot v - 0,26] \quad (2.2)$$

$$f_0 = k_v \cdot [0,062 + 0,005 \cdot (R_a - 0,6)] \quad (2.3)$$

Коефіцієнт k_v дорівнює: при $v < 8,0$ - $k_v = 1$, а при $v > 8,0$ м/с

$$k_v = 0,56 + 0,7(1 - 0,025v)^2. \quad (2.4)$$

Коефіцієнт k_d дорівнює:

$$k_d = 0,5 + 1,77 \varepsilon + 0,165 R_a (1 - 3,33 \varepsilon). \quad (2.5)$$

Коефіцієнт k_n дорівнює:

$$k_n = 1,09 - 0,05 \cdot R_{an} . \quad (2.6)$$

де R_{an} – шорсткість поверхні смуги, мкм;

Коефіцієнт k_t визначаємо за формулою

$$k_t = a + c (1,11 - 0,0044 \cdot t_H)^n \quad (2.7)$$

де t_H – температура металу перед осередком деформації, $^{\circ}\text{C}$; a , c , n - коефіцієнти, дорівнюють:

для мінеральної емульсії, масел: ИС – 20, ПКС – 1

$$\left. \begin{array}{l} a = 0,31 + 1,7 \cdot \varepsilon; \\ c = 1,2 - 2,8 \cdot \varepsilon; \\ n = 3,84 - 5,7 \cdot \varepsilon; \end{array} \right\} \quad (2.8)$$

Розрахуємо напруження течії металу використовуючи дані [11]:

Вуглецевий еквівалент для вуглецевої сталі в загальному випадку дорівнює:

$$C_{\text{э}} = C + \frac{Si}{24} + \frac{Mn}{6} + \frac{Ni}{40} + \frac{Cr}{5} + \frac{Mo}{4} + \frac{V}{14} + \frac{W}{4} . \quad (2.9)$$

Базове (вихідне після гарячої прокатки) напруження течії і прирощення відповідно дорівнюють:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{T0} &= 210 + 263C_9; \\ \Delta\sigma_T &= 209 + 460C_9. \end{aligned} \right\} \quad (2.10)$$

Коефіцієнт, що враховує обтиснення дорівнює:

$$\left. \begin{aligned} \text{для } \varepsilon_\Sigma = 0 \dots 0,4 \quad k_\varepsilon &= 1 - \left(1 - \frac{\varepsilon_\Sigma}{0,4}\right)^{1,5+C}; \\ \text{для } \varepsilon_\Sigma > 0,41 \quad k_\varepsilon &= 1 + 0,87(\varepsilon_\Sigma - 0,4)^{0,5}. \end{aligned} \right\} \quad (2.11)$$

Напруження течії металу після кліті визначають по формулі

$$\sigma_{T1} = \sigma_{T0} + \Delta\sigma_T \cdot k_\varepsilon \quad (2.12)$$

У результаті впливу швидкості і температури деформації напруження течії металу при прокатці змінюється порівняно з отриманим по формулі (2.12). Відповідно з дослідженнями Ю. Б. Сігалова і А. П. Грудєва врахувати цей вплив пропонується спеціальними коефіцієнтами [12].

Оскільки досліджували зміни напруження течії, тобто без врахування ступеня деформації, вираз для визначення σ_T в кінці осередку деформації слід записати таким чином:

$$\sigma_{T1} = n_u \cdot n_t \cdot \sigma_{T0} + \Delta\sigma_T \cdot k_\varepsilon \quad (2.13)$$

Напруження течії металу на міжвалковому проміжку (перед наступним проходом) визначимо по формулі

$$\sigma_{T(i-1)} = n_t \cdot \sigma_{T0} + \Delta\sigma_T \cdot k_{\varepsilon(i-1)} . \quad (2.14)$$

Середній опір металу в осередку деформації дорівнює

$$\sigma_\phi = 1,15 \left[\sigma_{T(i-1)} + 0,67 (\sigma_{T1} - \sigma_{T(i-1)}) \right] \quad (2.15)$$

де $\sigma_{T(i-1)}$ – напруження течії металу перед проходом; σ_{T1} – напруження течії металу після проходу; n_u и n_t визначаються з формул:

$$\left. \begin{aligned} n_u &= 1 + 0,38 \left(0,5 + \frac{\ln u}{13,8} \right)^2 ; \\ n_t &= 0,8 + 0,23 \left(1 - \frac{t_H}{300} \right)^2 \end{aligned} \right\} \quad (2.16)$$

Швидкість деформації визначаємо по виразу

$$u = v \cdot \varepsilon / l_C ,$$

де l_C – довжина дуги контакту з урахуванням пружних деформацій валків і штаби; v – швидкість мм/с.

Оскільки довжина дуги l_C поки не відома визначаємо її за формулою

$$l_C = \left[1,3 + 4,1(\varepsilon_\Sigma - 0,2)^3 \right] \cdot \sqrt{R \cdot \Delta h}. \quad (2.17)$$

Довжина дуги контакту з урахуванням пружних деформацій валків і штаби дорівнює:

$$l_C^l = \frac{C + \sqrt{C^2 + 4R\Delta h \left(1 - C \frac{f_{II}}{2h_{cp}} \right)}}{2 \left(1 - C \frac{f_{II}}{2h_{cp}} \right)} \quad (2.18)$$

$$\left. \begin{aligned} C &= n_{cp} \cdot \sigma_\phi \frac{R}{47500}; \\ x_2 &= n_1 \cdot \sigma_{\phi 1} \frac{R}{95000}; \end{aligned} \right\} \quad (2.19)$$

$$l_C = l_C^l + x_2, \quad (2.20)$$

де R – радіус жорсткого валка; n_{cp} і n_1 – коефіцієнти, що враховують вплив середніх напружень натягу і напружень натягу переднього кінця штаби

$$n_{CP} = 1 - \frac{\sigma_n + \sigma_3}{2\sigma_\phi}; \quad n_1 = 1 - \frac{\sigma_n}{\sigma_1}, \quad (2.21)$$

де σ_n, σ_3 – напруження переднього і заднього натягів.

Напруження натягу змінюються в широких межах. Для реверсивного стана перед першим і наступними проходами напруження:

$$\sigma_n = (0,1 \dots 0,2) \sigma_{T1}, \quad \sigma_3 = (0,1 \dots 0,2) \sigma_{T(i-1)}$$

Знаходимо енергосилові параметри прокатки. Середнє нормальне контактне напруження дорівнює:

$$p'_{cp} = \sigma_{cp} (1 + C_{\Pi} \cdot f_{\Pi} \cdot l_c / h_{cp}) \quad (2.22)$$

і з урахуванням натягу:

$$p_{cp} = p'_{cp} \left(1 - \frac{\sigma_n + \sigma_3}{2p'_{cp}} \right) \quad (2.23)$$

Сила прокатки:

$$P = p_{cp} \cdot l_c \cdot B; \quad (2.24)$$

Момент прокатки з урахуванням натягу дорівнює (на двох валках):

$$M = 2\psi P l_c + HBR\sigma_3 \cdot 10^{-6} \left(1 - \frac{h}{HB} \frac{b}{\sigma_n} \right) \quad (2.25)$$

де ψ - коефіцієнт положення рівнодіючих сил.

Виконаємо розрахунок коефіцієнта положення рівнодіючих сил за формулами В. О. Ніколаєва (2.26, 2.28), А. А. Корольова (2.27):

$$\psi = 0,5 \left(\frac{l_d}{l_c} \right)^{-0,092} \quad (2.26)$$

$$\psi = \frac{1}{2-\varepsilon} \left[1 - \varepsilon \left(\frac{e^m}{e^m - 1} - \frac{1}{m} \right) \right]; \quad (2.27)$$

$$\text{де } m = f \frac{l}{h_{\text{ср}}};$$

$$\psi = \frac{h(1+0,86 \cdot f_{\text{п}} \cdot l_c / h_{\text{ср}})}{2H(1+0,48 \cdot f_{\text{п}} \cdot l_c / h_{\text{ср}})}; \quad (2.28)$$

Коефіцієнт положення рівнодіючих сил з урахуванням пружного стиснення валків

$$\psi_c = \psi \left(\frac{l_d}{l_c} \right)^2; \quad (2.29)$$

Потужність на бочці валків (для двох валків):

$$N = 960 \cdot P \cdot \frac{v}{R}. \quad (2.30)$$

Визначимо температуру штаби t_{κ} на виході з кліті за формулою [12]:

$$t_K = \varphi t_H + \Delta t, \quad (2.31)$$

де φ – коефіцієнт, що враховує охолодження штаби ($\varphi = 0,6 \dots 1,0$). В першому проході коефіцієнт $\varphi = 1$, Δt – приріст температури в осередку деформації за формулою А. П. Чекмарьова та ін.[12]:

$$\Delta t = 0,05m \cdot (p_{cp} + \sigma_{cp}) \ln H / h, \quad (2.32)$$

де m – коефіцієнт, для низьковуглецевої сталі:

$$m = 2,2 - 0,65 \left(\frac{t_H}{480} - 0,042 \right)^{1,4} \quad (2.33)$$

3. ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНА ТА РОЗРАХУНКОВА ЧАСТИНА КОЕФІЦІЄНТА РІВНОДІЮЧИХ СИЛ

3.1 Розрахунок коефіцієнта рівнодіючих сил на стані 1700 за різними формулами

Таблиця 3.1 – Характерні режими прокатки на п'ятиклітвівом стані 1700

Сталь	Кліть	H, мм	h, мм	Δh , мм	ε , %	V, м/с
08кп (B = 1015, h = 0,5)	1	2,5	1.85	0,65	26	2,8
	2	1,85	1,31	0,54	29,2	3,7
	3	1,31	0,9	0,41	31,3	5,38
	4	0,9	0,65	0,25	27,8	7,46
	5	0,65	0,5	0,149	23	9,69

Прохід №1

Визначимо базовий коефіцієнт тертя, поправочні коефіцієнти, що враховують відповідно величину обтиснення, шорсткість поверхні штаби, тип технологічного мастила і температуру штаби. Для наведених вихідних даних за формулами (2.3) – (2.8) ($k_{cm} = 1,0$; $R_a = 5$ мкм; $R_{an} = 2,5$ мкм;) отримаємо:

$$f_0 = 1,164 \cdot (0,062 + 0,005(5 - 0,6)) = 0,098;$$

$$k_v = 0,56 + 0,7(1 - 0,025 \cdot 2,82)^2 = 1,164$$

$$k_d = 0,5 + 1,77 \cdot 0,26 + 0,165 \cdot 5 (1 - 3,33 \cdot 0,26) = 1,07;$$

$$k_{\pi} = 1,09 - 0,05 \cdot 2,5 = 0,965.$$

Для розрахунку коефіцієнта k_t в проході 1 початкову температуру штаби можна приймати в межах 20...300С. У наступних проходах початкову температуру штаби перед кліттю слід приймати рівною кінцевій температурі t_k попереднього проходу з урахуванням втрат температури $\Delta t_{\pi} = 10...20^{\circ} \text{C}$

Для нашого розрахунку в кліті 1 приймаємо $t_{\pi} = 25^{\circ} \text{C}$ і коефіцієнт k_t із формули (2.7) дорівнює:

$$a = 0,31 + 1,7 \cdot 0,26 \approx 0,752;$$

$$c = 1,2 - 2,8 \cdot 0,26 \approx 0,472;$$

$$n = 3,84 - 5,7 \cdot 0,26 \approx 2,358;$$

$$k_t = 0,752 + 0,472 \cdot (1,11 - 0,0044 \cdot 25)^{2,358} = 1,22$$

Загальна величина коефіцієнта тертя з формули (2.3) складає:

$$f = 0,098 \cdot 1,07 \cdot 0,965 \cdot 1,22 = 0,124$$

Показник тертя дорівнює:

$$f_{\pi} = 1,6f - 0,018$$

$$f_{\pi} = 1,6 \cdot 0,124 - 0,018 = 0,18$$

Розрахуємо напруження течії металу використовуючі формули (2.9-2.16). Напруження течії розраховуємо при максимальному вмісті хімічних елементів в сталі.

Сталь марки Ст.08кп містить наступні хімічні елементи (%): (0,09 – 0,15) С; $\leq 0,03$ Si; (0,35...0,5) Mn. Вуглецевий еквівалент для вуглецевої сталі в загальному випадку дорівнює:

$$C_{\Sigma} = 0,08 + \frac{0,01}{24} + \frac{0,38}{6} + \frac{0,06}{40} + \frac{0,02}{5} = 0,149;$$

Базове (вихідне після гарячої прокатки) напруження течії і прирощення відповідно дорівнюють:

$$\sigma_{T0} = 210 + 263 \cdot 0,149 = 249,2 \text{ Н/мм}^2;$$

$$\Delta\sigma_T = 209 + 460 \cdot 0,149 = 277,5 \text{ Н/мм}^2;$$

Напруження течії металу після кліті визначають по формулі

$$k_{\varepsilon} = 1 - \left(1 - \frac{0,26}{0,4}\right)^{1,58} = 0,82$$

$$\sigma_{T1} = 249,2 + 277,5 \cdot 0,82 = 476,75 \text{ Н/мм}^2$$

У результаті впливу швидкості і температури деформації напруження течії металу при прокатці змінюється порівняно з отриманим по формулі (2.12). Відповідно з дослідженнями Ю. Б. Сігалова і А. П. Грудєва врахувати цей вплив пропонується спеціальними коефіцієнтами [15].

Оскільки досліджували зміни напруження течії, тобто без врахування ступеня деформації, вираз для визначення σ_T в кінці осередку деформації слід записати таким чином:

Для першого проходу довжина l_c буде:

$$l_c = [1,3 + 4,1 \cdot (0,26 - 0,2)^3] \cdot \sqrt{300 \cdot 0,65} = 18,17 \text{ мм},$$

А швидкість деформації:

$$u = 2820 \cdot 0,26 / 18,17 = 40,36 \text{ с}^{-1}.$$

З формул (2.16) отримаємо:

$$n_u = 1 + 0,38 \cdot \left(0,5 + \frac{\ln 40,36}{13,8}\right)^2 = 1,224;$$

$$n_t = 0,8 + 0,23 \cdot \left(1 - \frac{25}{300}\right)^2 = 0,993.$$

Тоді з формул (2.13) і (2.14) отримаємо:

$$\sigma_{T1} = 1,223 \cdot 0,993 \cdot 249,2 + 277,5 \cdot 0,82 = 531,371 \text{ Н/мм}^2;$$

$$\sigma_{T(i-1)} = \sigma_{T0} = 249,2 \text{ Н/мм}^2.$$

З виразу (2.15) отримаємо:

$$\sigma_\Phi = 1,15 \cdot [249,2 + 0,67 \cdot (531,371 - 249,2)] = 503,988 \text{ Н/мм}^2$$

Визначимо довжину дуги контакту з урахуванням пружних деформацій

валків і штаби:

$$\sigma_3 = 0,15 \cdot \sigma_{T0} = 0,15 \cdot 249,2 = 37,38 \text{ Н/мм}^2;$$

$$\sigma_{II} = 0,15 \cdot \sigma_{T1} = 0,15 \cdot 531,371 = 79,71 \text{ Н/мм}^2.$$

З виразу (2.21) знайдемо:

$$n_{\text{ср}} = 1 - \frac{79,71 + 37,38}{2 \cdot 503,988} = 0,884;$$

$$n_1 = 1 - \frac{79,71}{531,371} = 0,85.$$

З формули (2.19) знаходимо параметри C і x_2 :

$$C = 0,884 \cdot 503,988 \cdot \frac{300}{47500} = 2,81 \text{ мм};$$

$$x_2 = 0,85 \cdot 503,988 \cdot \frac{300}{95000} = 1,35 \text{ мм}.$$

Частина дуги контакту з виразу (2.18) дорівнює:

$$l'_c = \frac{2,81 + \sqrt{2,81^2 + 4 \cdot 300 \cdot 0,65 \cdot \left(1 - 2,81 \cdot \frac{0,18}{2 \cdot 2,175}\right)}}{2 \cdot \left(1 - 2,81 \cdot \frac{0,18}{2 \cdot 2,175}\right)} = 16,53 \text{ мм}.$$

Повна довжина дуги контакту дорівнює:

$$l_c = 16,53 + 1,35 = 17,886 \text{ мм}.$$

Знаходимо енергосилові параметри прокатки. Середнє нормальне контактне напруження дорівнює за формулами (2.22-2.23), при $f_{\pi} = 0,144$ ($f_{\pi} > 0,12$) коефіцієнт $C_H = 0,48$.

Всі параметри відомі, отримаємо:

$$p'_{\text{ср}} = 503,988 \cdot \left(1 + 0,48 \cdot 0,18 \cdot \frac{17,886}{2,175}\right) = 862,106 \text{ Н/мм}^2;$$

$$p_{\text{ср}} = 862,106 \cdot \left(1 - \frac{37,38 + 79,7}{2 \cdot 862,106}\right) = 803,564 \text{ Н/мм}^2.$$

Сила прокатки за формулою (2.24) дорівнює:

$$P = 803,564 \cdot 0,17886 \cdot 1,015 = 14,588 \text{ МН.}$$

Момент прокатки з урахуванням натягу визначимо за формулами (3.1-3.13).

Виконаємо розрахунок коефіцієнта положення рівнодіючих сил за формулами В. О. Ніколаєва (2.26, 2.28),

$$\psi = 0,5(17,886/2,175)^{-0,092} = 0,412$$

$$\psi = \frac{1,85(1+0,86 \cdot 0,18 \cdot 17,886/2,175)}{2 \cdot 2,5 \cdot (1+0,48 \cdot 0,18 \cdot 17,886/2,175)} = 0,492$$

Виконаємо розрахунок коефіцієнта положення рівнодіючих сил за формулами А. А. Корольова (2.27):

$$m = 0,124 \frac{17,886}{2,175} = 1,02;$$

$$\psi = \frac{1}{2-0,26} \left[1 - 0,26 \left(\frac{2,718^{1,02}}{2,718^{1,02}-1} - \frac{1}{1,02} \right) \right] = 0,488;$$

Коефіцієнт положення рівнодіючих сил з урахуванням пружного стиснення валків за формулами:

В. О. Ніколаєва:

$$\psi_c = 0,412 \cdot \left(\frac{\sqrt{\frac{600}{2} \cdot 0,65}}{17,886} \right)^2 = 0,251; \quad (2.34)$$

А. А. Корольова:

$$\psi_c = 0,488 \cdot \left(\frac{\sqrt{300 \cdot 0,65}}{17,886} \right)^2 = 0,297; \quad (2.35)$$

П. І. Полухіна:

$$\psi_c = 0,48 \cdot \left(\frac{\sqrt{300 \cdot 0,65}}{17,886} \right)^2 = 0,293; \quad (2.36)$$

О. І. Целікова:

$$\psi_c = \psi - x_2/l_c; \quad (2.37)$$

$$\psi_c = 0,412 - 1,35/17,886 = 0,336;$$

В. О. Ніколаєва:

$$\psi_c = 0,492 \cdot \left(\frac{\sqrt{300 \cdot 0,65}}{17,886} \right)^2 = 0,3; \quad (2.38)$$

Крутний момент з формули (2.25) на двох валках, з різними значеннями коефіцієнта положення рівнодіючих сил з урахуванням пружного стиснення валків за формулами:

В. О. Ніколаєва

$$M = 2 \cdot 0,251 \cdot 14,588 \cdot 0,17886 + 2,5 \cdot 1015 \cdot 300 \cdot 37,38 \cdot 10^{-6} \cdot \left(1 - \frac{1,86}{2,5} \cdot \frac{79,7}{37,38} \right) / 1000 = 0,131 \text{ МН} \cdot \text{м}$$

А.А. Корольова:

$$M = 2 \cdot 0,297 \cdot 14,588 \cdot 0,17886 + 2,5 \cdot 1015 \cdot 300 \cdot 37,38 \cdot 10^{-6} \cdot \left(1 - \frac{1,86}{2,5} \cdot \frac{79,7}{37,38} \right) / 1000 = 0,1551 \text{ МН} \cdot \text{м}$$

П. І. Полухіна:

$$M = 2 \cdot 0,293 \cdot 14,588 \cdot 0,17886 + 2,5 \cdot 1015 \cdot 300 \cdot 37,38 \cdot 10^{-6} \\ \cdot \left(1 - \frac{1,86}{2,5} \cdot \frac{79,7}{37,38}\right) / 1000 = 0,1527 \text{ МН} \cdot \text{м}$$

О. І. Целікова:

$$M = 2 \cdot 0,336 \cdot 14,588 \cdot 0,17886 + 2,5 \cdot 1015 \cdot 300 \cdot 37,38 \cdot 10^{-6} \\ \cdot \left(1 - \frac{1,86}{2,5} \cdot \frac{79,7}{37,38}\right) / 1000 = 0,1755 \text{ МН} \cdot \text{м}$$

В. О. Ніколаєва:

$$M = 2 \cdot 0,3 \cdot 14,588 \cdot 0,17886 + 2,5 \cdot 1015 \cdot 300 \cdot 37,38 \cdot 10^{-6} \\ \cdot \left(1 - \frac{1,86}{2,5} \cdot \frac{79,7}{37,38}\right) / 1000 = 0,1564 \text{ МН} \cdot \text{м}$$

Потужність на бочці валків (для двох валків):

$$N = 960 \cdot 0,131 \cdot \frac{2,82}{0,3} = 1182,17 \text{ кВт.}$$

$$N = 960 \cdot 0,1551 \cdot \frac{2,82}{0,3} = 1399,27 \text{ кВт.}$$

$$N = 960 \cdot 0,1527 \cdot \frac{2,82}{0,3} = 1377,67 \text{ кВт.}$$

$$N = 960 \cdot 0,1755 \cdot \frac{2,82}{0,3} = 1583,28 \text{ кВт.}$$

$$N = 960 \cdot 0,1564 \cdot \frac{2,82}{0,3} = 1411,19 \text{ кВт.}$$

Визначимо температуру штаби t_k на виході з кліти за формулами (2.30-2.32):

Коефіцієнт, для низьковуглецевої сталі дорівнює:

$$m = 2,2 - 0,65 \cdot \left(\frac{25}{480} - 0,042 \right)^{1,4} = 2,2;$$

Приріст температури в осередку деформації за формулою А. П. Чекмарьова:

$$\Delta t = 0,05 \cdot 2,5 \cdot (803,564 + 503,988) \cdot \ln(2,5/1,85) = 43,28 \text{ }^\circ\text{C.}$$

Температуру штаби:

$$t_k = 1 \cdot 25 + 43,28 = 68,288 \text{ }^\circ\text{C.}$$

Прохід №2

Визначимо базовий коефіцієнт тертя, поправочні коефіцієнти, що враховують відповідно величину обтиснення, шорсткість поверхні штаби, тип технологічного мастила і температуру штаби. Для наведених вихідних даних за формулами (2.3) – (2.8) ($k_{cm} = 1,0$; $R_a = 5 \text{ мкм}$; $R_{an} = 2,5 \text{ мкм}$;) отримаємо:

$$f_0 = 1,1364 \cdot (0,062 + 0,005(5 - 0,6)) = 0,095;$$

$$k_v = 0,56 + 0,7(1 - 0,025 \cdot 3,7)^2 = 1,1364$$

$$k_d = 0,5 + 1,77 \cdot 0,292 + 0,165 \cdot 5 (1 - 3,33 \cdot 0,292) = 1,04;$$

$$k_{\pi} = 1,09 - 0,05 \cdot 2,5 = 0,965.$$

Для розрахунку коефіцієнта k_t в проході 1 початкову температуру штаби можна приймати в межах 20...300С. У наступних проходах початкову температуру штаби перед кліттю слід приймати рівною кінцевій температурі t_k попереднього проходу з урахуванням втрат температури $\Delta t_{II} = 10...20^{\circ}C$

Для нашого розрахунку в кліті 1 приймаємо $t_{II} = 25^{\circ}C$ и коефіцієнт k_t из формулы (2.7) дорівнює:

$$a = 0,31 + 1,7 \cdot 0,292 = 0,8064;$$

$$c = 1,2 - 2,8 \cdot 0,292 = 0,382;$$

$$n = 3,84 - 5,7 \cdot 0,292 = 2,358;$$

$$k_t = 0,8064 + 0,38 \cdot (1,11 - 0,0044 \cdot 68,288)^{2,176} = 1,05$$

Загальна величина коефіцієнта тертя з формули (2.3) складає:

$$f = 0,095 \cdot 1,04 \cdot 0,965 \cdot 1,05 = 0,1$$

Показник тертя дорівнює:

$$f_{\pi} = 1,6f - 0,018$$

$$f_{\pi} = 1,6 \cdot 0,1 - 0,018 = 0,143$$

Напруження течії металу після кліті визначають по формулі

$$k_{\varepsilon} = 1 + 0,87(0,476 - 0,4)^{0,5} = 1,24$$

Для другого проходу довжина l_c буде:

$$l_c = [1,3 + 4,1 \cdot (0,476 - 0,2)^3] \cdot \sqrt{300 \cdot 0,54} = 17,64 \text{ мм},$$

А швидкість деформації:

$$u = 4000 \cdot 0,476 / 17,64 = 61,22 \text{ с}^{-1}.$$

З формул (2.16) отримаємо:

$$n_u = 1 + 0,38 \cdot \left(0,5 + \frac{\ln 61,22}{13,8}\right)^2 = 1,24;$$

$$n_t = 0,8 + 0,23 \cdot \left(1 - \frac{68,288}{300}\right)^2 = 0,937.$$

Тоді з формул (2.13) і (2.14) отримаємо:

$$\sigma_{T1} = 1,258 \cdot 0,91 \cdot 249,2 + 277,5 \cdot 1,366 = 634,216 \text{ Н/мм}^2;$$

$$\sigma_{T(i-1)} = n_t \cdot \sigma_{T0} + \Delta\sigma_T \cdot k_{\varepsilon(i-1)} = 461,934 \text{ Н/мм}^2.$$

З виразу (2.15) отримаємо:

$$\sigma_{\Phi} = 1,15 \cdot [461,934 + 0,67 \cdot (634,216 - 461,934)] = 663,967 \text{ Н/мм}^2$$

Визначимо довжину дуги контакту з урахуванням пружних деформацій валків і штаби:

$$\sigma_3 = 0,15 \cdot \sigma_{T0} = 0,15 \cdot 461,934 = 69,29 \text{ Н/мм}^2;$$

$$\sigma_{II} = 0,15 \cdot \sigma_{T1} = 0,15 \cdot 634,216 = 95,13 \text{ Н/мм}^2.$$

З виразу (2.21) знайдемо:

$$n_{cp} = 1 - \frac{69,29 + 95,13}{2 \cdot 663,967} = 0,876;$$

$$n_1 = 1 - \frac{95,13}{634,216} = 0,85.$$

З формули (2.19) знаходимо параметри C і x_2 :

$$C = 0,876 \cdot 663,967 \cdot \frac{300}{47500} = 3,674 \text{ мм};$$

$$x_2 = 0,85 \cdot 663,967 \cdot \frac{300}{95000} = 1,78 \text{ мм}.$$

Частина дуги контакту з виразу (2.18) дорівнює:

$$l'_c = \frac{3,67 + \sqrt{3,67^2 + 4 \cdot 300 \cdot 0,5 \cdot \left(1 - 2,78 \cdot \frac{0,143}{2 \cdot 1,58}\right)}}{2 \cdot \left(1 - 3,67 \cdot \frac{0,143}{2 \cdot 1,58}\right)} = 16,31 \text{ мм.}$$

Повна довжина дуги контакту дорівнює:

$$l_c = 16,31 + 1,78 = 18,095 \text{ мм.}$$

Знаходимо енергосилові параметри прокатки. Середнє нормальне контактне напруження дорівнює за формулами (2.22-2.23), при $f_n = 0,144$ ($f_n > 0,12$) коефіцієнт $C_H = 0,48$.

Всі параметри відомі, отримаємо:

$$p'_{cp} = 663,96 \cdot \left(1 + 0,48 \cdot 0,143 \cdot \frac{18,095}{1,58}\right) = 1184,42 \text{ Н/мм}^2;$$

$$p_{cp} = 1184,42 \cdot \left(1 - \frac{69,29 + 95,13}{2 \cdot 1184,42}\right) = 1102,206 \text{ Н/мм}^2.$$

Сила прокатки за формулою (2.24) дорівнює:

$$P = 1102,206 \cdot 0,18095 \cdot 1,015 = 20,244 \text{ МН.}$$

Момент прокатки з урахуванням натягу визначимо за формулами (2.25-2.38).

Виконаємо розрахунок коефіцієнта положення рівнодіючих сил за формулами В. О. Ніколаєва (2.26, 2.28),

$$\psi = 0,5(18,096/1,58)^{-0,092} = 0,4$$

$$\psi = \frac{1,31(1+0,86 \cdot 0,143 \cdot 18,096/1,58)}{2 \cdot 1,43 \cdot (1+0,48 \cdot 0,143 \cdot 18,096/1,58)} = 0,477$$

Виконаємо розрахунок коефіцієнта положення рівнодіючих сил за формулами А.А. Корольова (2.27):

$$m = 0,092 \frac{18,096}{1,58} = 1,15;$$

$$\psi = \frac{1}{2-0,292} \left[1 - 0,292 \left(\frac{2,718^{1,15}}{2,718^{1,15}-1} - \frac{1}{1,15} \right) \right] = 0,484;$$

Коефіцієнт положення рівнодіючих сил з урахуванням пружного стиснення валків за формулами:

В. О. Ніколаєва:

$$\psi_c = 0,4 \cdot \left(\frac{\sqrt{\frac{600}{2} \cdot 0,54}}{18,096} \right)^2 = 0,198;$$

А. А. Корольова:

$$\psi_c = 0,484 \cdot \left(\frac{\sqrt{300 \cdot 0,54}}{18,096} \right)^2 = 0,24;$$

П. І. Полухіна:

$$\psi_c = 0,48 \cdot \left(\frac{\sqrt{300 \cdot 0,54}}{18,096} \right)^2 = 0,238;$$

О. І. Целікова:

$$\psi_c = \psi - x_2/l_c;$$

$$\psi_c = 0,4 - 1,78/18,096 = 0,301;$$

В. О. Ніколаєва:

$$\psi_c = 0,477 \cdot \left(\frac{\sqrt{300 \cdot 0,54}}{18,096} \right)^2 = 0,236;$$

Крутний момент з формули (2.25) на двох валках, з різними значеннями коефіцієнта положення рівнодіючих сил з урахуванням пружного стиснення валків за формулами:

В. О. Ніколаєва

$$M = 2 \cdot 0,198 \cdot 18,095 \cdot 20,244 + 1,85 \cdot 1015 \cdot 300 \cdot 69,29 \cdot 10^{-6}$$

$$\cdot \left(1 - \frac{1,31}{1,85} \cdot \frac{95,13}{69,29} \right) / 1000 = 0,1449 \text{ МН} \cdot \text{м}$$

А. А. Корольова:

$$M = 2 \cdot 0,24 \cdot 18,095 \cdot 20,244 + 1,85 \cdot 1015 \cdot 300 \cdot 69,29 \cdot 10^{-6} \\ \cdot \left(1 - \frac{1,31}{1,85} \cdot \frac{95,13}{69,29}\right) / 1000 = 0,1755 \text{ МН} \cdot \text{м}$$

П. І. Полухіна:

$$M = 2 \cdot 0,238 \cdot 18,095 \cdot 20,244 + 1,85 \cdot 1015 \cdot 300 \cdot 69,29 \cdot 10^{-6} \\ \cdot \left(1 - \frac{1,31}{1,85} \cdot \frac{95,13}{69,29}\right) / 1000 = 0,1449 = 0,1741 \text{ МН} \cdot \text{м}$$

О. І. Целікова:

$$M = 2 \cdot 0,301 \cdot 18,095 \cdot 20,244 + 1,85 \cdot 1015 \cdot 300 \cdot 69,29 \cdot 10^{-6} \\ \cdot \left(1 - \frac{1,31}{1,85} \cdot \frac{95,13}{69,29}\right) / 1000 = 0,1449 = 0,2206 \text{ МН} \cdot \text{м}$$

В. О. Ніколаєва:

$$M = 2 \cdot 0,236 \cdot 18,095 \cdot 20,244 + 1,85 \cdot 1015 \cdot 300 \cdot 69,29 \cdot 10^{-6} \\ \cdot \left(1 - \frac{1,31}{1,85} \cdot \frac{95,13}{69,29}\right) / 1000 = 0,1730 \text{ МН} \cdot \text{м}$$

Потужність на бочці валків (для двох валків):

$$N = 960 \cdot 0,1449 \cdot \frac{3,7}{0,3} = 1715,29 \text{ кВт.}$$

$$N = 960 \cdot 0,1755 \cdot \frac{3,7}{0,3} = 2077,77 \text{ кВт.}$$

$$N = 960 \cdot 0,1741 \cdot \frac{3,7}{0,3} = 2060,77 \text{ кВт.}$$

$$N = 960 \cdot 0,2206 \cdot \frac{3,7}{0,3} = 2611,37 \text{ кВт.}$$

$$N = 960 \cdot 0,173 \cdot \frac{3,7}{0,3} = 2048,52 \text{ кВт.}$$

Визначимо температуру штаби t_k на виході з кліті за формулами (2.30-2.32):

Коефіцієнт, для низьковуглецевої сталі дорівнює:

$$m = 2,2 - 0,65 \cdot \left(\frac{68,288}{480} - 0,042 \right)^{1,4} = 2,17;$$

Приріст температури в осередку деформації за формулою А. П. Чекмарьова:

$$\Delta t = 0,05 \cdot 2,17 \cdot (663,967 + 1102,206) \cdot \ln(1,85/1,31) = 66,295 \text{ }^\circ\text{C.}$$

Температуру штаби:

$$t_k = 0,7 \cdot 68,288 + 66,295 = 114,096 \text{ }^\circ\text{C.}$$

Аналогічно виконаємо розрахунки для третього, четвертого, п'ятого проходів. Всі розрахункові параметри занесено до таблиці 3.3.

Таблиця 3.3 – Розрахункові параметри прокатки штаби на стані 1700

№ проходу	H, мм	h, мм	Δh , мм	ε , %	σ_{ϕ} , Н/мм ²	l_c , мм	P_{cp} , Н/мм ²	P, МН	V, м/с	t_k , °C	f	f_{II}
1	2,5	1,85	0,65	26	503,988	17,886	803,564	14,588	2,82	68,288	0,124	0,180
2	1,85	1,31	0,54	29,2	663,967	18,095	1102,206	20,244	3,7	114,096	0,100	0,143
3	1,31	0,9	0,41	31,3	734,566	17,379	1303,593	22,995	5,38	161,501	0,086	0,119
4	0,9	0,65	0,25	27,8	760,490	15,416	1381,225	21,612	7,46	185,695	0,073	0,099
5	0,65	0,5	0,149	23	774,495	13,720	1399,503	19,489	9,69	188,329	0,062	0,082

Таблиця 3.4 – Коефіцієнт положення рівнодіючих сил за різними формулами

№ проходу	ψ – по формулі	ψ – по формулі	ψ – по формулі
	В. О. Ніколаєва	А. А. Корольова	В. О. Ніколаєва
1	0,412	0,488	0,492
2	0,4	0,484	0,477
3	0,388	0,48	0,472
4	0,38	0,481	0,5
5	0,373	0,484	0,532

Таблиця 3.5 - Коефіцієнт положення рівнодіючих сил з урахуванням пружного стиснення валків за різними формулами

№ проходу	ψ_c – по	ψ_c – по	ψ_c – по	ψ_c – по	ψ_c – по
	формулі В. О. Ніколаєва (2.34)	формулі А. А. Корольова (2.35)	формулі П. І. Полухіна (2.36)	формулі О. І. Целікова (2.37)	формулі В. О. Ніколаєва (2.38)
1	0,251	0,297	0,293	0,336	0,3
2	0,198	0,24	0,238	0,301	0,236
3	0,158	0,195	0,195	0,275	0,192
4	0,12	0,152	0,152	0,247	0,158
5	0,089	0,115	0,114	0,222	0,127

Таблиця 3.6 – Крутний момент з урахуванням за різними формулами

№ проходу	М, МН · м ψ_c – по формулі В. О. Ніколаєва (2.34)	М, МН · м ψ_c – по формулі А. А. Корольова (2.35)	М, МН · м ψ_c – по формулі П. І. Полухіна (2.36)	М, МН · м ψ_c – по формулі О. І. Целікова (2.37)	М, МН · м ψ_c – по формулі В. О. Ніколаєва (2.38)
1	0,131	0,1551	0,1527	0,1755	0,1564
2	0,1449	0,1755	0,1741	0,2206	0,173
3	0,1263	0,1561	0,1562	0,2195	0,1538
4	0,0799	0,1012	0,101	0,1648	0,1052
5	0,0476	0,0617	0,0611	0,1187	0,0678

Таблиця 3.7 – Потужність з урахуванням ψ_c за різними формулами

№ проходу	Н, кВт ψ_c – по формулі В. О. Ніколаєва (2.34)	Н, кВт ψ_c – по формулі А. А. Корольова (2.35)	Н, кВт ψ_c – по формулі П. І. Полухіна (2.36)	Н, кВт ψ_c – по формулі О. І. Целікова (2.37)	Н, кВт ψ_c – по формулі В. О. Ніколаєв а (2.38)
1	1182,17	1399,27	1377,67	1583,28	1411,19
2	1715,29	2077,77	2060,77	2611,37	2048,52
3	2174,37	2688,08	2689,67	3778,2	2647,14
4	1907,57	2416,74	2411,23	3934,26	2510,57
5	1474,82	1913,25	1895,62	3679,73	2102,09

Порівняємо отриманні результати за різними формулами для безперервного п'ятиклітового стану 1700 з експериментальними даними безперервного п'ятиклітового стану 1700 «Arselor Mittal Timirtau» (г. Темиртау, Казахстан) [13].

Таблиця 3.8. – Експериментальні параметри прокатки штаби на стані 1700 «Arselor Mittal Timirtau» (г. Темиртау, Казахстан)

№ проходу	H, мм	h, мм	ε , %	l_c , мм	P_{cp} , Н/мм ²	P, МН	V, м/с	t_k , °C	f	N, кВт	M, МН·м
1	2,5	1,85	26	17,23	684	11,96	2,82	83	0,111	737	0,0512
2	1,85	1,31	29,2	16,09	709	11,59	3,7	119	0,072	1933	0,167
3	1,31	0,9	31,3	15,03	905	13,80	5,38	156	0,07	2551	0,1245
4	0,9	0,65	27,8	12,94	978	12,84	7,46	182	0,068	2477	0,0844
5	0,65	0,5	23	12,41	1242	11,66	9,69	209	0,092	2312	0,0774

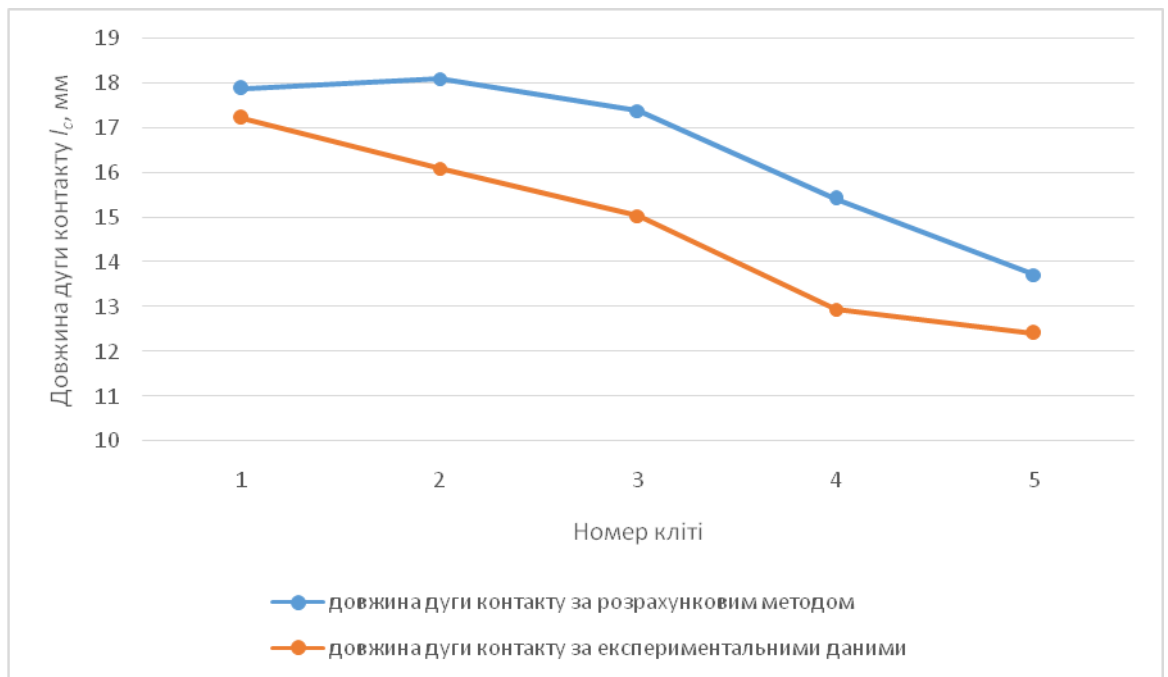


Рисунок 3.1. – Показник довжини дуги контакту в усіх клітках в порівнянні з експериментальними даними.

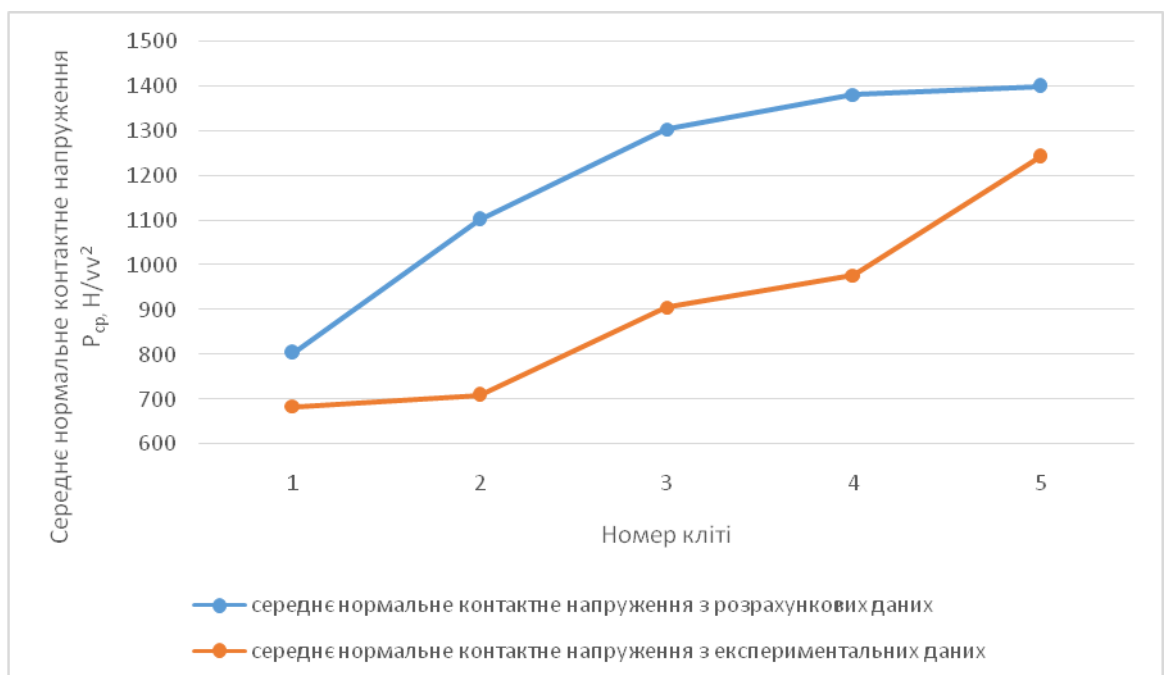


Рисунок 3.2. – Показник середнього нормального контактного напруження в усіх клітках в порівнянні з експериментальними даними.

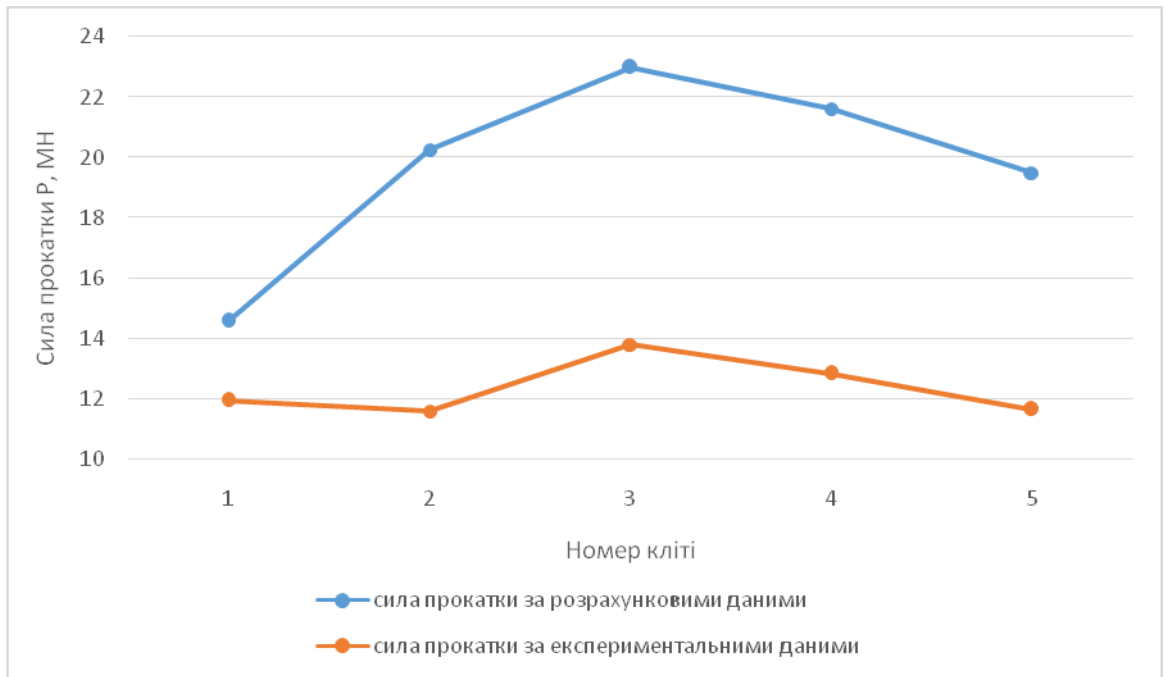


Рисунок 3.3. – Показник сили прокатки в усіх клітях в порівнянні з експериментальними даними

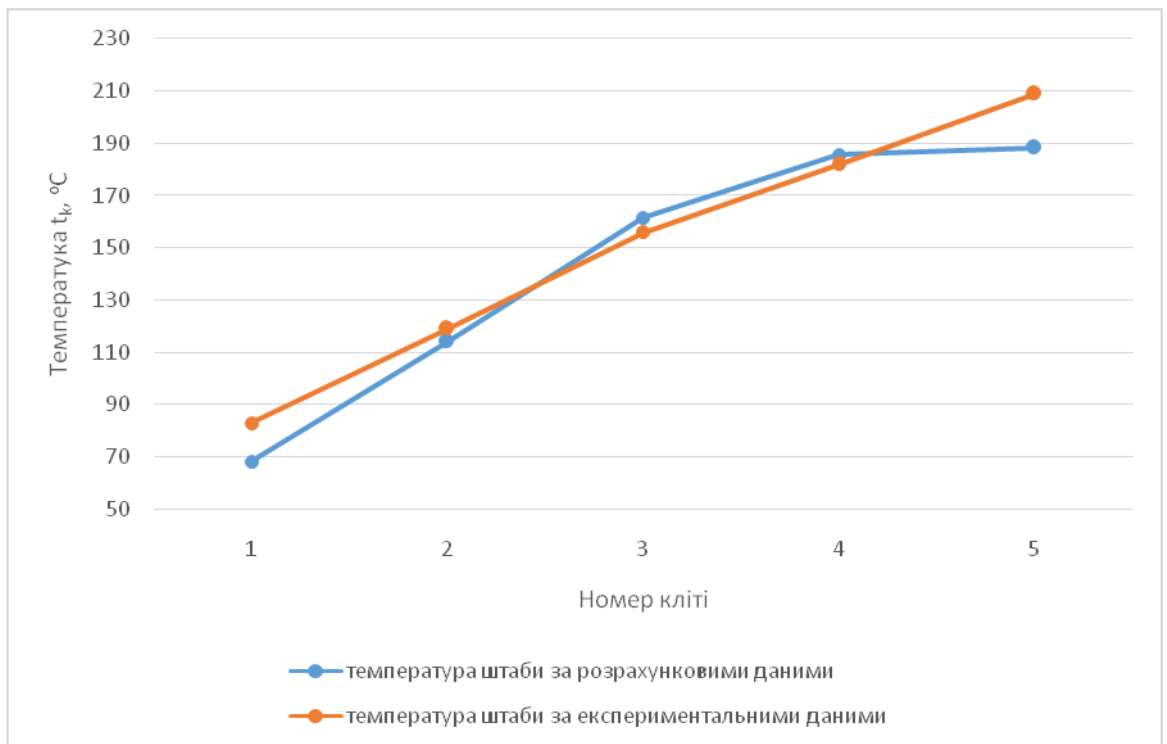


Рисунок 3.4. – Показник температури штаби в усіх клітях в порівнянні з експериментальними даними

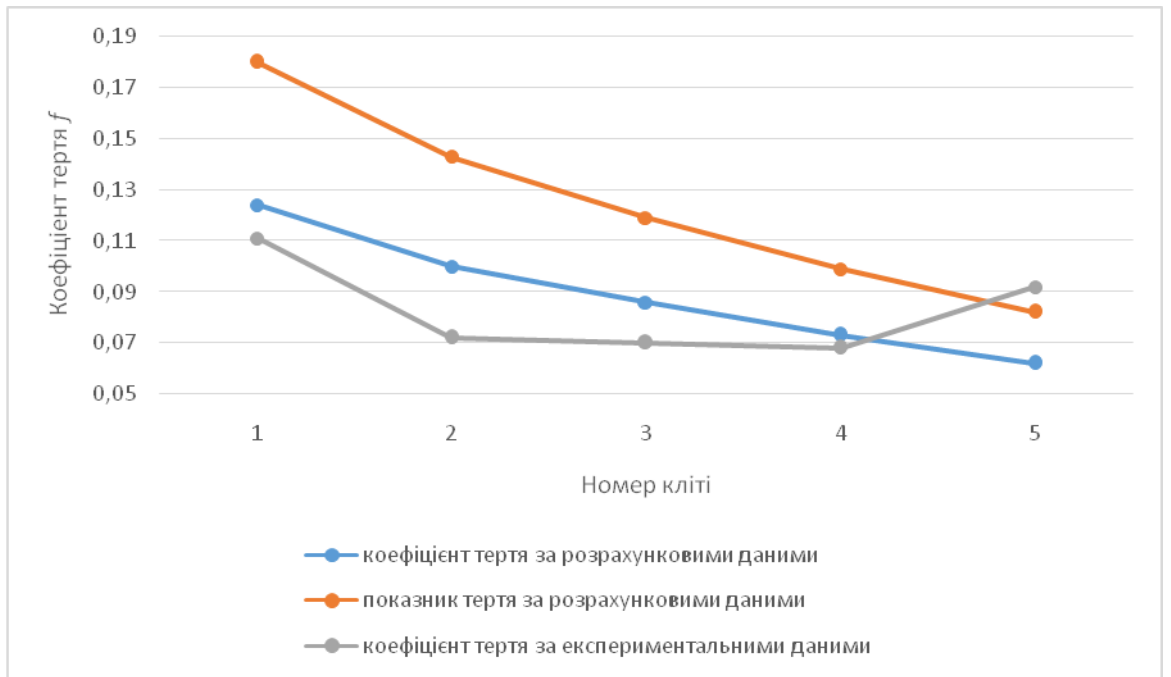


Рисунок 3.5. – Показники коефіцієнта тертя в усіх клітях в порівнянні з експериментальними даними.

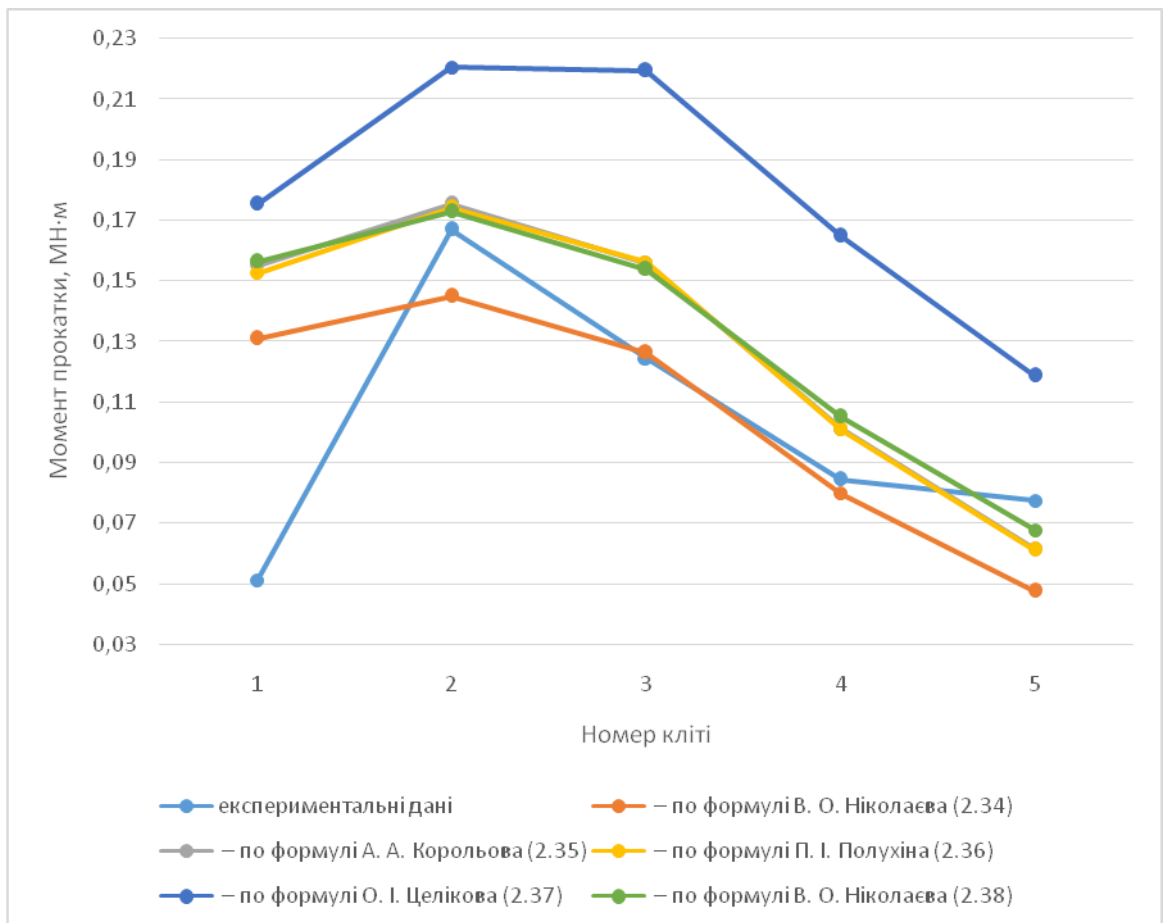


Рисунок 3.6. – Показники моменту прокатки в усіх клітях за різними формулами в порівнянні з експериментальними даними.

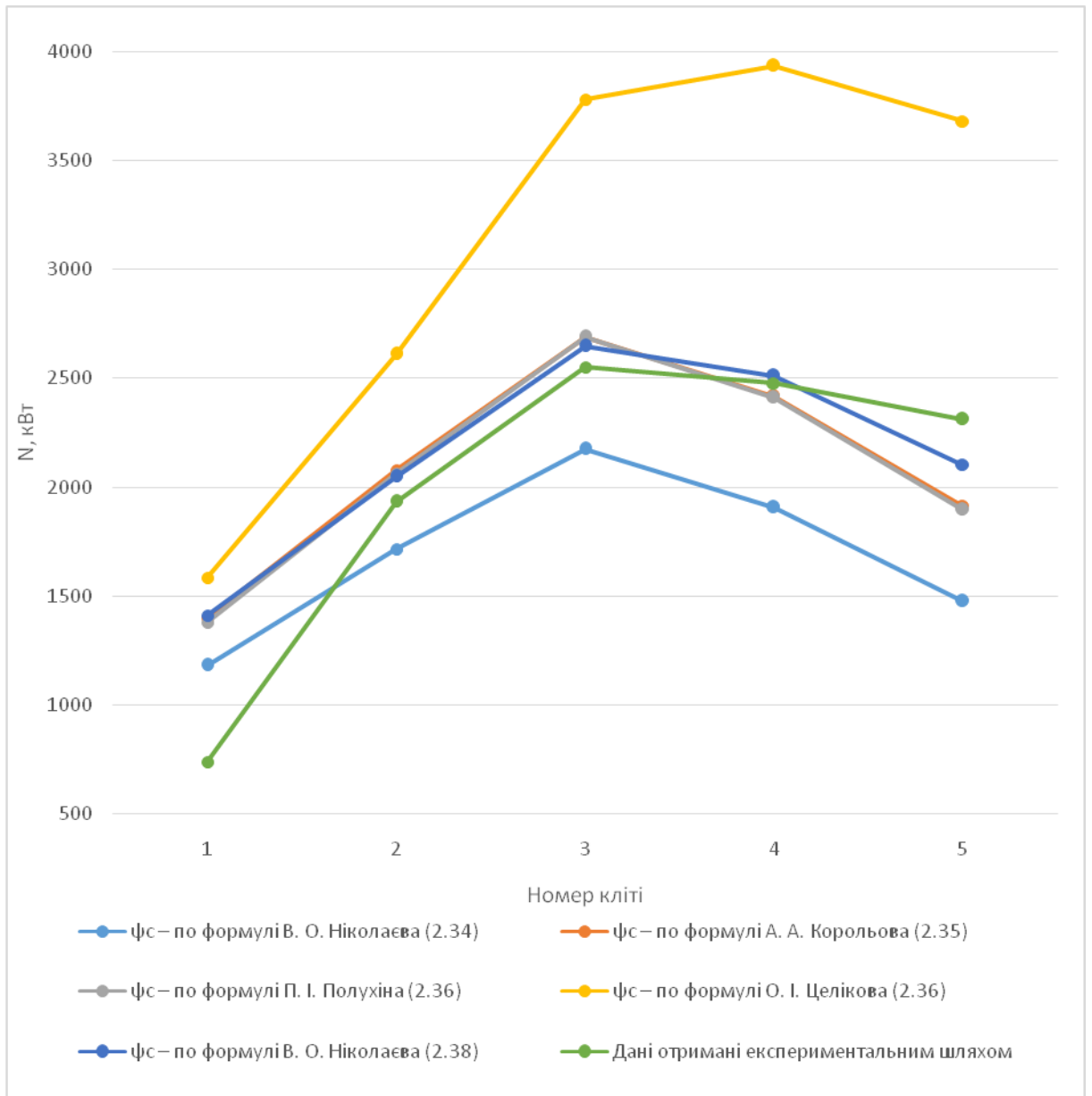


Рисунок 3.8. – Графік потужності за різними формулами в порівнянні з експериментальними даними в проходах

3.2 Розрахунок питомого використання електроенергії

По отриманим даним режиму деформації та енергосилових параметрів розрахуємо питому витрату електроенергії на стані 1700, порівняємо дані отримані розрахунковим методом з експериментальними даними отриманими на стані 1700 «Arselor Mittal Timirtau» (г. Темиртау, Казахстан). Розрахунок питомої витрати електроенергії зробимо по формулі:

$$W_{\text{п}} = \frac{M_{\text{пр}}/h}{3600 \cdot \gamma \cdot R \cdot B} \quad (2.39)$$

$M_{\text{пр}}$ – момент прокатки, МН·м;

$$\gamma = 7,85;$$

R – радіус валків, м;

B – ширина розкату, м.

Визначаємо питому витрату електроенергії за експериментальними даними:

$$W_{\text{п}(1)} = \frac{5,12/0,00185}{3600 \cdot 7,85 \cdot 0,3 \cdot 1,015} = 0,3216 \text{ кВт} \cdot \text{годин}/\text{т};$$

$$W_{\text{п}(2)} = \frac{16,7/0,0013}{3600 \cdot 7,85 \cdot 0,3 \cdot 1,015} = 1,4814 \text{ кВт} \cdot \text{годин}/\text{т};$$

$$W_{\text{п}(3)} = \frac{12,45/0,0009}{3600 \cdot 7,85 \cdot 0,3 \cdot 1,015} = 1,6076 \text{ кВт} \cdot \text{годин}/\text{т};$$

$$W_{\text{п}(4)} = \frac{8,44/0,0007}{3600 \cdot 7,85 \cdot 0,3 \cdot 1,015} = 1,5089 \text{ кВт} \cdot \text{годин}/\text{т};$$

$$W_{\text{п}(5)} = \frac{7,74/0,0005}{3600 \cdot 7,85 \cdot 0,3 \cdot 1,015} = 1,7989 \text{ кВт} \cdot \text{годин}/\text{т}.$$

Визначаємо сумарну питому витрату електроенергії на стані 1700 за експериментальними даними:

$$\sum W_{\Pi} = W_{\Pi(1)} + W_{\Pi(2)} + W_{\Pi(3)} + \dots + W_{\Pi(N)} \quad (2.40)$$

$$\sum W_{\Pi} = 0,3216 + 1,4814 + 1,6075 + 1,5089 + 1,7989 = 6,7185 \text{ кВт}\cdot\text{годин/т.}$$

Визначаємо питому витрату електроенергії використовуючи момент прокатки з урахуванням пружного стиснення валків по формулі В. О. Ніколаєва (2.34):

$$W_{\Pi(1)} = \frac{13,1/0,00185}{3600 \cdot 7,85 \cdot 0,3 \cdot 1,015} = 0,8228 \text{ кВт}\cdot\text{годин/т};$$

$$W_{\Pi(2)} = \frac{14,49/0,0013}{3600 \cdot 7,85 \cdot 0,3 \cdot 1,015} = 1,2854 \text{ кВт}\cdot\text{годин/т};$$

$$W_{\Pi(3)} = \frac{12,65/0,0009}{3600 \cdot 7,85 \cdot 0,3 \cdot 1,015} = 1,6308 \text{ кВт}\cdot\text{годин/т};$$

$$W_{\Pi(4)} = \frac{7,99/0,0007}{3600 \cdot 7,85 \cdot 0,3 \cdot 1,015} = 1,4285 \text{ кВт}\cdot\text{годин/т};$$

$$W_{\Pi(5)} = \frac{4,476/0,0005}{3600 \cdot 7,85 \cdot 0,3 \cdot 1,015} = 1,1063 \text{ кВт}\cdot\text{годин/т.}$$

Визначемо сумарну питому витрату електроенергії по даним В. О. Ніколаєва:

$$\sum W_{\Pi} = 0,8228 + 1,2854 + 1,6308 + 1,4284 + 1,1063 = 6,2738 \text{ кВт}\cdot\text{годин/т.}$$

Визначимо різницю між сумарними питомими витратами електроенергії розрахунковими і експериментальними:

$$\sum \Delta W_{\Pi} = \sum W_{\Pi(\text{до})} - \sum W_{\Pi(\text{після})} \quad (2.41)$$

$$\sum \Delta W_{II} = 6,2738 - 6,7184 = 0,4446 \text{ кВт}\cdot\text{годин/т.}$$

Визначаємо питому витрату електроенергії використовуючи момент прокатки отриманий з урахуванням пружного стиснення валків по формулі А. А. Корольова (2.35):

$$W_{п(1)} = \frac{15,51/0,00185}{3600 \cdot 7,85 \cdot 0,3 \cdot 1,015} = 0,9742 \text{ кВт}\cdot\text{годин/т.};$$

$$W_{п(2)} = \frac{17,55/0,0013}{3600 \cdot 7,85 \cdot 0,3 \cdot 1,015} = 1,5568 \text{ кВт}\cdot\text{годин/т.};$$

$$W_{п(3)} = \frac{15,61/0,0009}{3600 \cdot 7,85 \cdot 0,3 \cdot 1,015} = 2,0155 \text{ кВт}\cdot\text{годин/т.};$$

$$W_{п(4)} = \frac{10,12/0,0007}{3600 \cdot 7,85 \cdot 0,3 \cdot 1,015} = 1,8057 \text{ кВт}\cdot\text{годин/т.};$$

$$W_{п(5)} = \frac{6,17/0,0005}{3600 \cdot 7,85 \cdot 0,3 \cdot 1,015} = 1,434 \text{ кВт}\cdot\text{годин/т.}$$

Визначемо сумарну питому витрату електроенергії по даним А. А. Корольова:

$$\sum W_{II} = 0,9742 + 1,5568 + 2,0155 + 1,8057 + 1,434 = 7,79 \text{ кВт}\cdot\text{годин/т.}$$

Визначимо різницю між сумарними питомими витратами електроенергії розрахунковими і експериментальними:

$$\sum \Delta W_{II} = 7,79 - 6,7185 = 1,0715 \text{ кВт}\cdot\text{годин/т.}$$

Визначаємо питому витрату електроенергії використовуючи момент прокатки з урахуванням пружного стиснення валків по формулі П. І. Полухін (2.36):

$$W_{п(1)} = \frac{15,27/0,00185}{3600 \cdot 7,85 \cdot 0,3 \cdot 1,015} = 0,9592 \text{ кВт} \cdot \text{годин/т};$$

$$W_{п(2)} = \frac{17,41/0,0013}{3600 \cdot 7,85 \cdot 0,3 \cdot 1,015} = 1,5444 \text{ кВт} \cdot \text{годин/т};$$

$$W_{п(3)} = \frac{15,62/0,0009}{3600 \cdot 7,85 \cdot 0,3 \cdot 1,015} = 2,0155 \text{ кВт} \cdot \text{годин/т};$$

$$W_{п(4)} = \frac{10,1/0,0007}{3600 \cdot 7,85 \cdot 0,3 \cdot 1,015} = 1,8057 \text{ кВт} \cdot \text{годин/т};$$

$$W_{п(5)} = \frac{6,11/0,0005}{3600 \cdot 7,85 \cdot 0,3 \cdot 1,015} = 1,42 \text{ кВт} \cdot \text{годин/т}.$$

Визначемо сумарну питому витрату електроенергії по даним П.І. Полухін:

$$\sum W_{п} = 0,9592 + 1,5444 + 2,0155 + 1,8057 + 1,42 = 7,7463 \text{ кВт} \cdot \text{годин/т}.$$

Визначимо різницю між сумарними питомими витратами електроенергії розрахунковими і експериментальними:

$$\sum \Delta W_{п} = 7,7463 - 6,7185 = 1,0278 \text{ кВт} \cdot \text{годин/т}.$$

Визначаємо питому витрату електроенергії використовуючи момент прокатки отриманий з урахуванням пружного стиснення валків по формулі О. І. Целіков (2.37):

$$W_{п(1)} = \frac{17,55/0,00185}{3600 \cdot 7,85 \cdot 0,3 \cdot 1,015} = 1,1024 \text{ кВт} \cdot \text{годин/т};$$

$$W_{п(2)} = \frac{22,06/0,0013}{3600 \cdot 7,85 \cdot 0,3 \cdot 1,015} = 1,9569 \text{ кВт} \cdot \text{годин/т};$$

$$W_{п(3)} = \frac{21,95/0,0009}{3600 \cdot 7,85 \cdot 0,3 \cdot 1,015} = 2,8342 \text{ кВт} \cdot \text{годин/т};$$

$$W_{п(4)} = \frac{16,48/0,0007}{3600 \cdot 7,85 \cdot 0,3 \cdot 1,015} = 2,9463 \text{ кВт} \cdot \text{годин/т};$$

$$W_{п(5)} = \frac{11,87/0,0005}{3600 \cdot 7,85 \cdot 0,3 \cdot 1,015} = 2,7588 \text{ кВт} \cdot \text{годин/т}.$$

Визначемо сумарну питому витрату електроенергії по даним О. І. Целіков:

$$\sum W_{п} = 1,1024 + 1,9569 + 2,8342 + 2,9463 + 2,7588 = 11,59872 \text{ кВт} \cdot \text{годин/т}.$$

Визначимо різницю між сумарними питомими витратами електроенергії розрахунковими і експериментальними:

$$\sum \Delta W_{п} = 11,59872 - 6,7185 = 4,88 \text{ кВт} \cdot \text{годин/т}.$$

Визначаємо питому витрату електроенергії використовуючи момент прокатки отриманий з урахуванням пружного стиснення валків по формулі В. О. Ніколаєва (2.38):

$$W_{п(1)} = \frac{15,64/0,00185}{3600 \cdot 7,85 \cdot 0,3 \cdot 1,015} = 0,9824 \text{ кВт} \cdot \text{годин/т};$$

$$W_{п(2)} = \frac{17,3/0,0013}{3600 \cdot 7,85 \cdot 0,3 \cdot 1,015} = 1,5346 \text{ кВт} \cdot \text{годин/т};$$

$$W_{п(3)} = \frac{15,38/0,0009}{3600 \cdot 7,85 \cdot 0,3 \cdot 1,015} = 1,9869 \text{ кВт} \cdot \text{годин/т};$$

$$W_{п(4)} = \frac{10,52/0,0007}{3600 \cdot 7,85 \cdot 0,3 \cdot 1,015} = 1,8808 \text{ кВт} \cdot \text{годин/т};$$

$$W_{п(5)} = \frac{6,78/0,0005}{3600 \cdot 7,85 \cdot 0,3 \cdot 1,015} = 1,5758 \text{ кВт} \cdot \text{годин/т.}$$

Визначемо сумарну питому витрату електроенергії по даним В. О. Ніколаєва:

$$\sum W_{п} = 0,9824 + 1,5346 + 1,9869 + 1,8808 + 1,5758 = 7,9596 \text{ кВт} \cdot \text{годин/т.}$$

Визначимо різницю між сумарними питомими витратами електроенергії розрахунковими і експериментальними:

$$\sum \Delta W_{п} = 7,9596 - 6,7184 = 1,2412 \text{ кВт} \cdot \text{годин/т.}$$

Таблиця 3.9. – Питома витрата електроенергії в усіх проходах

№ проходу	W _п , кВт·год ин/т Експери менталь ні данні	W _п , кВт·годин/т По формулі В. О. Ніколаєв (2.34)	W _п , кВт·годин/т По формулі А. А. Корольова (2.35)	W _п , кВт·годин/т По формулі П. І. Полухіна (2.36)	W _п , кВт·годин/ т По формулі О. І. Целікова (2.37)	W _п , кВт·годин/ т По формулі В. О. Ніколаєв (2.38)
1	0,3216	0,8229	0,9743	0,9592	1,1024	0,9824
2	1,4814	1,2854	1,5568	1,5444	1,9569	1,5347
3	1,6076	1,6308	2,0156	2,0169	2,8342	1,9859
4	1,5089	1,4285	1,8093	1,8057	2,9464	1,8808
5	1,7989	1,1063	1,4340	1,4201	2,7588	1,5758
Сума	6,7185	6,2739	7,79	7,7463	11,5987	7,9596

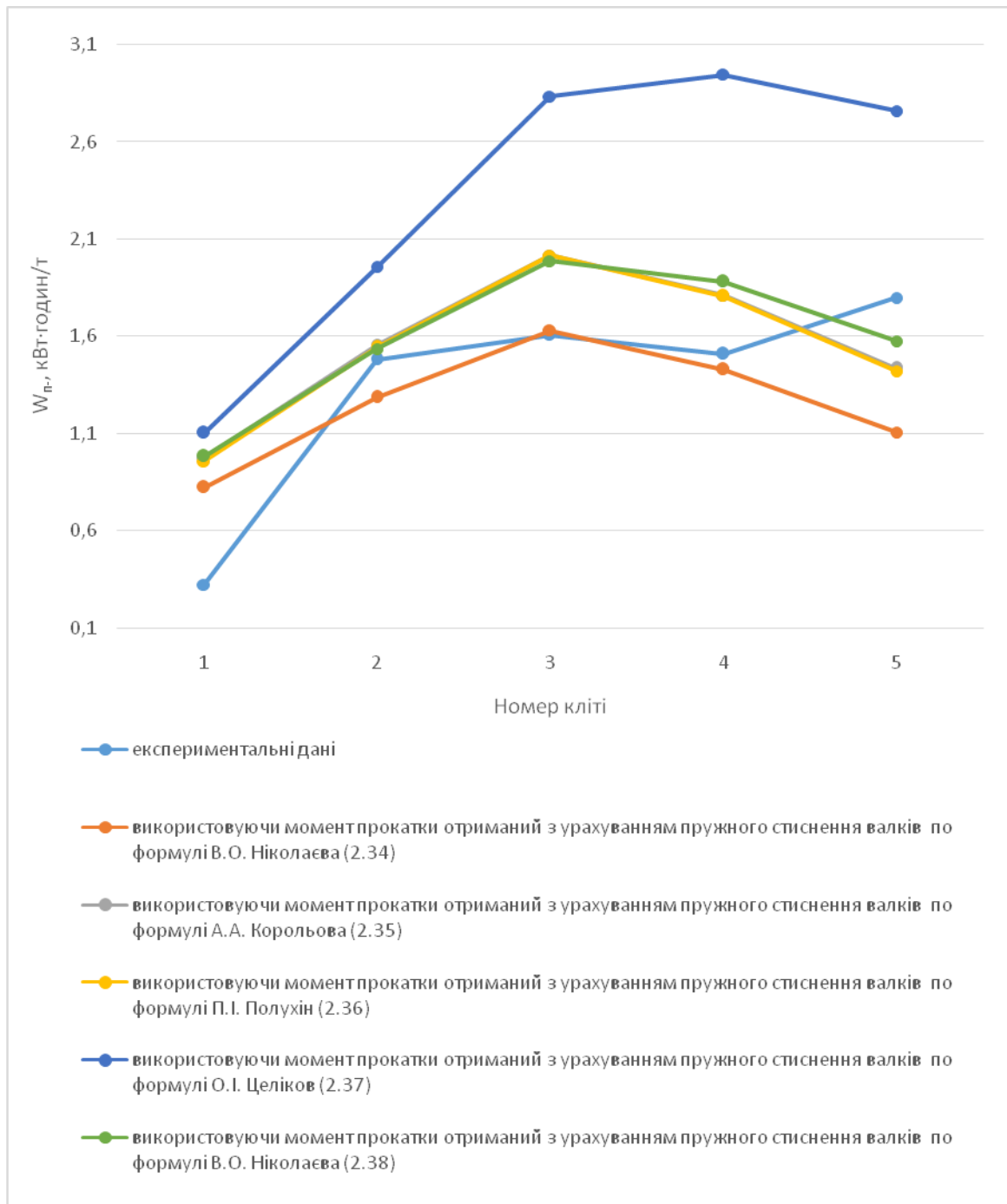


Рисунок 3.9. – Графік питомої електроенергії в усіх клітях.

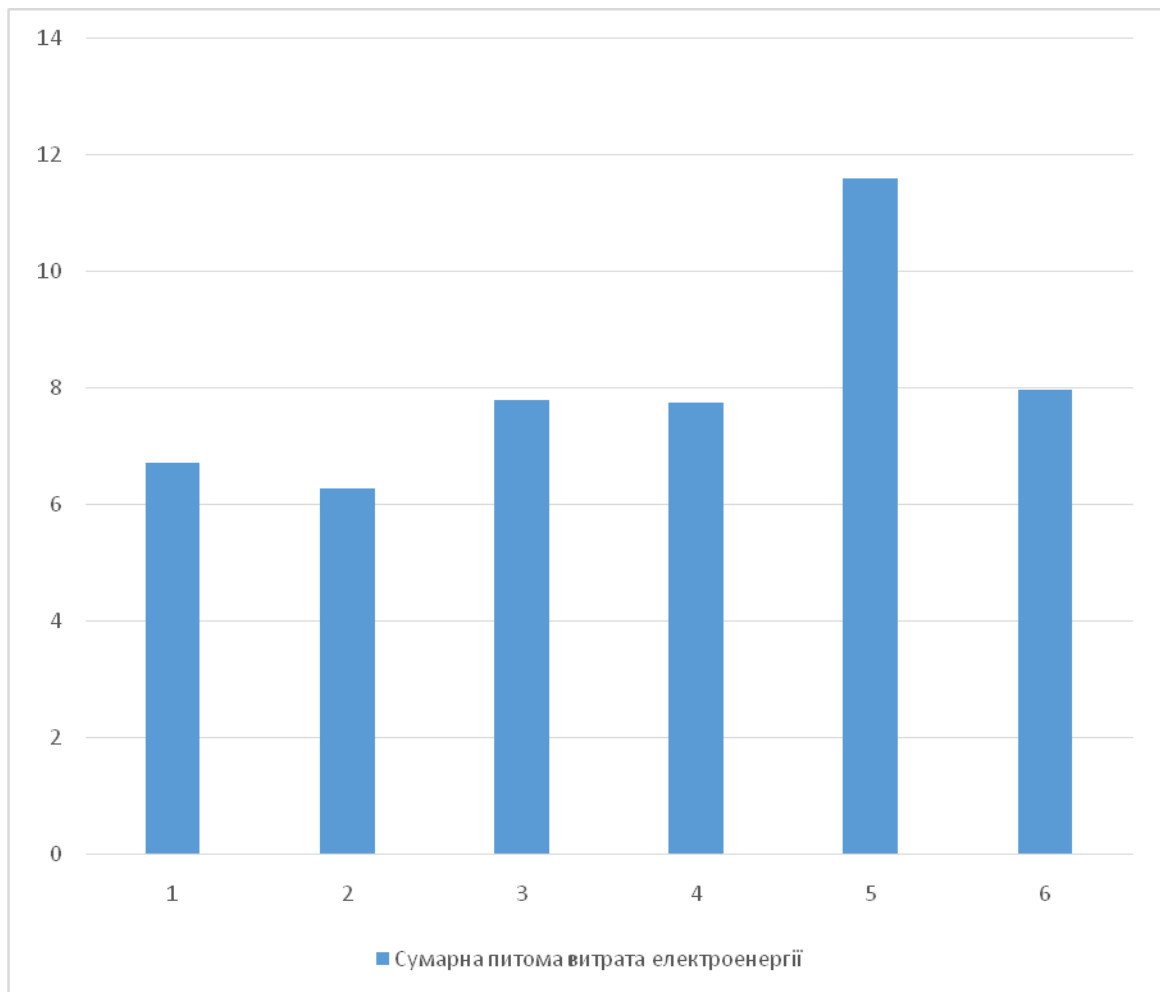


Рисунок 3.10. – Діаграма сумарного питомого використання електроенергії, де:

1. Сумарне питоме використання електроенергії на стані 1700 «Arselor Mittal Timirtau» (г. Темиртау, Казахстан) експериментальним шляхом;
2. Сумарне питоме використання електроенергії використовуючи момент прокатки отриманий з урахуванням пружного стиснення валків по формулі В. О. Ніколаєва (2.34);
3. Сумарне питоме використання електроенергії використовуючи момент прокатки отриманий з урахуванням пружного стиснення валків по формулі А. А. Корольова (2.35);
4. Сумарне питоме використання електроенергії використовуючи момент прокатки отриманий з урахуванням пружного стиснення валків по формулі П. І. Полухін (2.36);

5. Сумарне питоме використання електроенергії використовуючи момент прокатки отриманий з урахуванням пружного стиснення валків по формулі О. І. Целікова (2.37);

6. Сумарне питоме використання електроенергії використовуючи момент прокатки отриманий з урахуванням пружного стиснення валків по формулі В. О. Ніколаєва (2.38).

3.3 Аналіз отриманих розрахункових даних за коефіцієнтом рівнодіючих сил

В результаті проведення розрахунку коефіцієнта рівнодіючих сил на стані 1700 за формулами В. О. Ніколаєва (2.34, 2.38), А. А. Корольова (2.35), П. І. Полухіна (2.36), О. І. Целікова (2.37). Були розраховані сила прокатки і потужність в усіх клітках, отримані дані занесенні в таблицю 2.6 і 2.7. Отримані дані були порівняні з експериментальними даними отриманими на стані 1700 «Arselor Mittal Timirtau» (г. Темиртау, Казахстан) таблиця 2.8. Порівнявши отримані дані, були побудовані графіки залежності в усіх клітках (Рисунок 2.1. – 2.10.). З отриманих графіки можливо зробити висновок, що метод розрахунку коефіцієнта рівнодіючих сил В. О. Ніколаєва (2.34) найбільш приближенні до експериментальних, в порівнянні з іншими формулами. З чого можливо зробити висновок, що він найбільш точний.

Висока точність формули В. О. Ніколаєва (2.34) досягається за рахунок врахування більшої кількості впливових коефіцієнтів при прокатуванні: початкова та кінцева висота штаби, фактор форми, та показник тертя.

4 ОХОРОНА ПРАЦІ ТА ТЕХНОГЕННА БЕЗПЕКА

4.1 Технічні способи захисту від ураження електричним струмом

В даний час розроблено низку заходів, технічних способів та засобів захисту, що дозволяють забезпечити високий рівень електробезпеки на будь-якій електроустановці. Усі вони описані у «Правилах улаштування електроустановок» (ПУЕ),

«Правилах технічної експлуатації електроустановок споживачів» (ПТЕ) та «Правилах техніки безпеки під час експлуатації електроустановок споживачів» (ПТБ).

До відомих технічних способів та засобів забезпечення електробезпеки відносяться: захисне заземлення, занулення, вирівнювання потенціалів, мала напруга, електричний поділ мереж, захисне відключення, ізоляція струмопровідних частин (робоча, додаткова, посилена, подвійна); компенсація струмів замикання на грішну землю; огорожувальні пристрої, попереджувальна сигналізація, блокування, знаки безпеки; засоби захисту та запобіжні пристрої. До певної міри до захисних заходів можна віднести ще безперервний контроль ізоляції.

Нижче розглянуто методи захисту за допомогою пристроїв захисного заземлення та занулення обладнання, а також дано методики та порядок розрахунку штучних та природних заземлювачів та занулення [19,20].

Захисне заземлення.

Корпус електродвигуна або електричного апарату, арматура електричного світильника або труба електропроводки в нормальних умовах не перебувають під напругою щодо землі, що досягається ізоляцією від струмопровідних частин. Однак при пошкодженні ізоляції

будь-яка з цих частин може виявитися під напругою, що нерідко дорівнює фазному.

Електродвигун із пробитою на корпус ізоляцією часто електрично з'єднаний з машиною, яку він приводить у рух, наприклад, встановлений на верстаті. Робочий, який взявся за ручки керування верстатом, може потрапити під напругу. Щоб зменшити небезпеку ураження людей при пошкодженні ізоляції струмопровідних частин, вживають заходів. Найбільшого поширення набуло захисне заземлення, що використовується в мережах із ізольованою нейтраллю напругою до 1000 В і в сітях з напругою вище 1000 В (незалежно від режиму роботи нейтралі джерела живлення). Під захисним заземленням розуміють навмисне електричне з'єднання із землею або її еквівалентом металевих невідповідних частин, які можуть опинитися під напругою. Це з'єднання повинно мати досить мале опір, щоб у разі замикання на корпус дотик до нього людини не міг викликати протікання через його тіло небезпечного для життя струму.

Під замиканням на корпус (електричне замикання на корпус) розуміють випадкове електричне з'єднання струмоведучої частини з металевими частинами нетоковедучими електроустановки. Замикання на корпус може бути результатом випадкового торкання струмопровідної частини корпусу машини, пошкодження ізоляції, падіння дроту, що знаходиться під напругою, на невідповідні металеві частини тощо.

Заземлення складається із закопаних у землю металевих електронів, званих заземлювачами, і провідників, що з'єднують їх із частинами установок, що заземлюються. Провідники, які служать для з'єднання заземлювачів одного з іншим і із частинами електроустановок, що заземлюються, називають заземлюючими.

Сукупність заземлювачів та заземлюючих провідників називається заземлюючим пристроєм. Для заземлення електроустановок повинні використовуватися природні заземлювачі.

Як останні можуть бути використані:

а) прокладені під землею водопровідні та інші металеві труби за винятком трубопроводів горючих рідин, горючих або вибухонебезпечних газів, а також трубопроводів, покритих ізоляцією для захисту від корозії;

б) обсадні труби, артезіанські свердловини;

в) металеві конструкції та арматура залізобетонних конструкцій будівель та споруд, що мають з'єднання із землею;

г) металеві шпунти гідротехнічних споруд; д) свинцеві оболонки кабелів, прокладених у землі. Заземлюючими провідниками можуть бути нульові провідники мережі, металеві конструкції будівель і споруд, сталеві труби електропроводок, алюмінієві оболонки кабелів, смугова або кругла сталь тощо.

І заземлювачі, і заземлюючі провідники повинні мати якомога менші розміри та перерізи, що визначаються їх провідністю та термічною стійкістю.

Заземлюване обладнання приєднують до магістралі заземлення окремими провідниками. Заземлюючі провідники з'єднують один з одним, а також із заземлювачами та заземлюваними конструкціями, як правило, зварюванням, а з корпусами апаратів, машин та іншого обладнання – зварюванням та болтами.

Природні заземлювачі повинні бути приєднані до заземлюючих магістралей електроустановок не менше ніж у двох місцях. У разі неможливості використання природних заземлювачів необхідно споруджувати штучні, як яких застосовують:

а) штаби або круглу сталь, що укладаються горизонтально на дно котловану по периметру фундаментів, – поглиблені заземлювачі;

б) сталеві стрижні діаметром 10-16 мм або кутову сталь зі стінками товщиною не менше 4 мм - вертикальні заземлювачі; довжина стрижневих електродів має бути 4,5–5 м, електродів із кутової сталі – 2,5–

3 м; верхній кінець вертикального заземлювача повинен бути заглиблений на 06-07 м від поверхні землі;

в) штабова сталь – горизонтальні заземлювачі, які служать для з'єднання вертикальних заземлювачів або несуть самостійну функцію.

Сталеві заземлювачі повинні мати розміри не менше наведених нижче:

Круглі діаметром, мм	10
Круглі оцинковані діаметром, мм	6
Прямокутні	
перетин, мм ²	48
товщина, мм	4
Кутова сталь з товщиною полиць, мм	4

Як заземлюючі провідники можуть бути використані.

а) спеціально передбачені з цією метою провідники; б) металеві конструкції будівель (ферми, колони тощо); в) металеві конструкції виробничого призначення (підкранові колії, каркаси розподільчих пристроїв, галереї, майданчики, шахти ліфтів, підйомників, елеваторів, обрамлення каналів тощо);

г) сталеві труби електропроводок; д) алюмінієві оболонки кабелів;

е) металеві кожухи шинопроводів, металеві коробки та лотки електропроводок;

ж) металеві стаціонарно відкрито прокладені трубопроводи будь-якого призначення, крім трубопроводів горючих та вибухонебезпечних речовин та сумішей, каналізації та центрального опалення. Використання металевих оболонок трубчастих проводів, несучих тросів (при тросовій електропроводці), ізоляційних трубок, металорукавів, а також свинцевих оболонок проводок та кабелів як заземлюючих провідників забороняється. У приміщеннях та на зовнішніх установках, для яких потрібне заземлення, ці оболонки мають бути заземлені та мати надійні з'єднання на всьому протязі;

сполучні муфти та коробки повинні бути приєднані до металевих оболонок пайкою або болтами.

В електроустановках напругою до 1000 В мідні або алюмінієві заземлюючі провідники повинні мати перерізи не менше наведених нижче, мм²:

З міді	З алюмінію	
Голі провідники при відкритій	4	6
Прокладці	1,5	2,5
Заземлювальні жили кабелів або		
Багатожильних проводів у спільній захисній оболонці з фазними жилами	1	1,5

У мережах з напругою до 1000 В електроустановки заземлюють обов'язково, якщо є ізольована нейтраль, а в мережах вище 1000 В у всіх випадках. При напрузі змінного струму вище 36 і постійного вище 110 заземлюють зовнішні установки, а також приміщення підвищеної небезпеки і особливо небезпечні.

Електроустановки не заземлюють при номінальній напрузі змінного струму 36 В і нижче та постійного струму 110 В і нижче.

Відомо, що значна частина виробничих приміщень хімічних та деревообробних підприємств містить вибухонебезпечні середовища. Тому до захисного заземлення таких приміщень висувують підвищені додаткові вимоги. Заземленню підлягають електроустановки при всіх напругах змінного та постійного струму, а також обладнання, встановлене на заземлених металевих конструкціях (ця вимога не відноситься до елементів електрообладнання, встановленого всередині заземлених корпусів). Як заземлювачі повинні застосовуватися спеціально призначені для цього провідники (голі або ізольовані). Труби, ферми, свинцеві оболонки кабелів та інші конструкції можуть бути лише додатковими заземлюючими провідниками.

Місця введення заземлювальних провідників у стіни вибухонебезпечних приміщень повинні бути захищені відрізками труб або повинні бути передбачені спеціальні отвори з ущільненням матеріалами, що не згорають. З'єднання заземлювальних провідників у місцях введення не допускається.

При прокладанні заземлювальних провідників з вибухонебезпечних приміщень у будь-які приміщення, що відрізняються за класом вибухонебезпечності, а також у приміщення з нормальним середовищем або назовні, відрізки труб, що проходять через стіни або фундаменти будівель, повинні бути закладені розчином з обох боків введення. Відгалуження від магістралі заземлення, що проходять через фундаментні виливки, необхідно укладати в труби або інші жорсткі оболонки.

Надійність та довговічність заземлювальних пристроїв значною мірою визначається правильним розрахунком. Мета розрахунку заземлюючих пристроїв – визначити їх основні параметри, що дозволяють забезпечити виконання норм, передбачених ПУЕ для даного виду установок, або допустиму напругу дотику.

Захисна дія заземлювальних пристроїв залежить від опору пристрою, швидкості та надійності відключення пошкодженої ділянки електроустановки. Ці фактори, у свою чергу, залежать від точності розрахунку заземлювального пристрою, правильності його монтажу та експлуатації. Тому перед введенням в експлуатацію новозмونتованих електроустановок та електрообладнання, а також періодично в процесі їх роботи проводять ретельне випробування заземлювальних пристроїв, тобто виконують комплекс робіт, що включає зовнішній огляд підземної та надземної частин пристрою, а також вимірювання опору окремих його елементів. Обсяг, норми та періодичність випробувань заземлювальних пристроїв визначаються «Правилами пристроїв електроустановок»,

«Правилами технічної експлуатації електроустановок споживачів» та «Правилами техніки безпеки під час експлуатації електроустановок-споживачів».

Заземлюючі провідники зазвичай фарбують у чорний колір, що дозволяє розпізнавати їх серед інших провідників.

Заземлювальні провідники, прокладені у приміщеннях, мають бути доступними для огляду. Ця вимога не відноситься до нульових жил і металевих оболонки кабелів, трубопроводів, прихованої електропроводки, до металоконструкцій, що знаходяться в землі, а також до провідників заземлення, прокладених у трубах.

Опір заземлювального пристрою вимірюють різними приладами, з яких найбільш широкое застосування отримали прилади МС-08, М-416 та ін.

4.2 Занулення.

Електричні мережі сучасних промислових підприємств характеризуються значною протяжністю та великою кількістю електроприймачів. У цих умовах значні труднощі є підтримкою високого рівня опору ізоляції всієї мережі щодо землі та відшукання пошкоджених ділянок. Не можна не зважати і на те, що навіть при забезпеченні достатнього рівня ізоляції в таких мережах завжди є значні ємнісні струми. Виходячи з цих міркувань, електричні мережі виконують чотирипровідними із заземленням нейтралі. Це рішення виправдовується також технологічними міркуваннями – можливістю використання фазної та лінійної напруги для живлення силової та освітлювальної мережі від одного трансформатора. Як основний захисний захід у цих цехах служить занулення – навмисне електричне з'єднання з нульовим захисним провідником металевих нетоковедучих частин, які можуть опинитися під напругою. При такому електричному з'єднанні, якщо воно надійно виконано, всяке замикання

на корпус перетворюється на однофазне коротке замикання (тобто замикання між фазами і нульовим проводом), при цьому виникає струм такої сили, при якій забезпечується спрацювання захисту (запобіжника або автомата) і автоматичне відключення пошкодженої установки від мережі живлення.

Зануленню підлягають ті ж металеві конструктивні невідповідні частини електрообладнання, які підлягають заземленню: корпуси машин та апаратів, баки трансформаторів та ін.

Для забезпечення автоматичного відключення аварійної ділянки опір ланцюга короткого замикання має бути досить малим. Тому до вибору заземлюючих провідників, що створюють разом із фазним та нульовим проводами петлю фаза – нуль, а також до захисних апаратів висувають спеціальні вимоги. Це викликано тією обставиною, що від провідності магістрального дроту та відгалуження від нього залежить сила струму однофазного короткого замикання, від типу захисного апарату – час, за який пошкоджена ділянка відключиться від мережі. Щоб забезпечити необхідну кратність K струму однофазного короткого замикання по відношенню до номінальної сили струму уставки апарату, що захищається, правила забороняють використовувати як магістралі занулення свинцеві оболонки кабелів, а повна провідність провідників занулення у всіх випадках повинна становити не менше 50% провідності фазних провідників.

Коефіцієнт K повинен бути:

- не менше 3 – при використанні як захист плавких запобіжників та автоматичних вимикачів із зворотно залежною від сили струму характеристикою при встановленні в приміщеннях з нормальним середовищем;
- не менше 4 – при використанні запобіжників у вибухо-небезпечні приміщення;
- не менше 6 – при використанні автоматичних вимикачів із

зворотно залежною характеристикою у вибухонебезпечних приміщеннях;

- не менше 1,4 – для автоматичних вимикачів з незалежними моєю характеристикою та номінальною силою струму до 100 А при встановленні у вибухонебезпечних приміщеннях та в приміщеннях з нормальним середовищем;

- не менше 1,25 – те саме, але для автоматичних вимикачів з незалежною характеристикою та номінальною силою струму вище 100 А.

Правила потребують періодичної перевірки елементів системи занулення. Ця перевірка полягає у зовнішньому огляді видимої частини заземлювального пристрою, в огляді з перевіркою наявності ланцюга між обладнанням, що занулюється, і заземленням нейтралі джерела живлення, у вимірі опору заземлення останнього.

Особливу увагу слід приділяти надійності металевого зв'язку корпусів електроустаткування із заземленою нейтраллю джерела живлення через нульовий провід. Для забезпечення надійності цього зв'язку Правилами забороняється встановлення в нульовому дроті запобіжників та вимикачів. Безперервність ланцюга досягається зварюванням окремих ділянок мережі занулення.

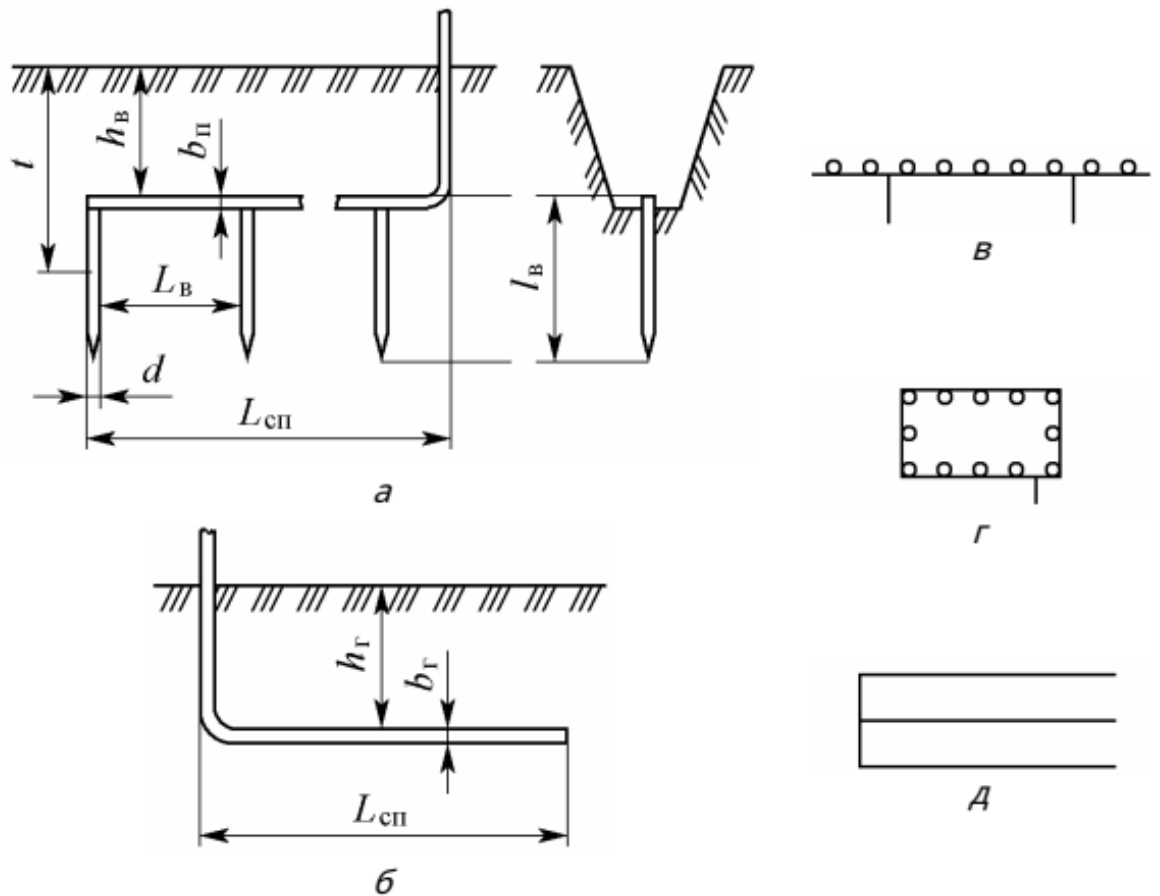
До інших вимог для підвищення ефективності системи занулення відносяться заземлення нейтралі живильного трансформатора та повторне заземлення нульового дроту (для повітряних ліній). Заземлення нейтралі дозволяє зменшити напругу на корпусі при пробіі ізоляції і забезпечити знижену напругу.

Заземлення до безпечної напруги нульового дроту щодо землі при замиканні фази на землю, а також здійснити захист від переходу вищої напруги в нижчу мережу.

Повторне заземлення нульового дроту в період замикання фази на корпус дозволяє знизити напругу дотику до зануленого обладнання, що

особливо важливо при обриві нульового дроту. У кабельних мережах повторні заземлення нульового дроту не передбачають, оскільки його обрив малоймовірний.

Таким чином, занулення, виконане відповідно до вимог Правил пристрою, забезпечує відключення аварійної ділянки за порівняно короткий час та знижує напругу дотику.



а- вертикальне; б- горизонтальне; в- розташування вертикальних заземлювачів у плані (у ряд); г- розташування вертикальних заземлювачів по контуру; д- розташування горизонтальних заземлювачів, покладених паралельно; l_B - довжина вертикального заземлювача, м; d - діаметр вертикального заземлювача, м; L_B - відстань між вертикальними заземлювачами, м; h_B - глибина закладення заземлювачів, м; t - відстань від середини заземлювача до поверхні землі, м; $L_{сп}$ - довжина сполучної смуги, м; b_n - ширина сполучної смуги, м; l_2 - довжина горизонтального заземлювача, м

Рисунок 4.1. Заземлювальні пристрої

У розділі "Охорона праці" були проаналізовані шкідливі і небезпечні фактори, що впливають на людину, що присутні в процесі прокатки, а також існуючі міри захисту від вище перерахованих факторів. Забезпечення здорових і безпечних умов праці є однією з головних передумов підвищення продуктивності праці на виробництві.

ВИСНОВОК

В роботі розглянуто коефіцієнт положення рівнодіючих сил, методи його розрахунку. Аналіз формул В. О. Ніколаєва і А. А. Корольова для розрахунку крутного моменту прокатки. Проведено аналіз експериментальних даних по визначенню коефіцієнта рівнодіючих сил.

Згідно з метою роботи був розроблен алгоритм розрахунку сили прокатки тонколистової сталі 08кп на стані 1700. Розраховано коефіцієнт рівнодіючих сил за методом В. О. Ніколаєва, А. А. Корольова, П. І. Полухіна, О. І. Целікова в усіх клітях. Для визначення який метод виявився найбільш точнішим, проведено порівняний аналіз з експериментальними даними отриманими на стані 1700 «Arselor Mittal Timirtau» (г. Темиртау, Казахстан). За отриманими даними був розрахован розрахунок сумарного споживання електроенергії, були побудовані порівняльні графіки залежності у всіх клітях.

З отриманих даних і графіків зроблено висновок, що метод визначення коефіцієнта рівнодіючих сил В. О. Ніколаєва був найбільш точнішим і наближеним до експериментальних даних, а розрахунок витрат електроенергії виявився найбільш економічним. Що робить метод В. О. Ніколаєва більш раціональним до використання, ніж інші.

ПЕРЕЛІК ДЖЕРЕЛ ПОСИЛАНЬ

1. . Зыков Ю.С. Теория волочения сплошных профилей: Учебное пособие. К.: УМК ВО, 1991. 116 с.
2. Николаев В. А. Теория прокатки полос. Учебное пособие. – Запорожье, ЗГИА, 2014 260 с.;
3. Николаев В. А. Теория процессов прокатки. Учебное пособие. Запорожье, ЗГИА, 2004. 183с.
4. Николаев В. А. Определение плеча момента при прокатке в гладких валках. *Известия вузов. Черная металлургия*. 1963. № 2. С.82-86.;
5. Николаев В. А. – Напряжение в очаге деформации при прокатке в валках с неодинаковыми коэффициентами трения сообщение 1. *Известия вузов. Черная металлургия*.1983. № 11. С. 68-72.;
6. Николаев В. А. *Известия вузов. Черная металлургия*. 1978. № 2. С. 66-69.;
7. Николаев В. А. *Известия вузов. Черная металлургия*. 1962. № 8. С. 88-97.;
8. Николаев В. А. Напряжение в очаге деформации при прокатке в валках с неодинаковыми коэффициентами трения сообщения. *Известия вузов. Черная металлургия*. 1984. № 3. С. 66-68.;
9. Николаев В. А. *Известия вузов. Черная металлургия*, 1979. № 11. С. 71-75.;
10. Тарновський І. Я., Поздъев А. А., Ганаго О. А., та ін. Теорія обробки металів тиском.Металургвироб, 1993. 672 с.
11. Самокиш Д. Н. Совершенствование режимов натяжений на промышленных станах холодной прокатки с целью уменьшения удельного расхода электрической энергии. Диссертация. Днепр, 2016. 201 с.
12. Клименко П.Л. Контактные напряжения при прокатке с технологической смазкой. *Сучасні проблеми металургії*. Наукові вісті. Том 8.

Пластична деформація металів. Дніпропетровськ: “Системні технології”, 2005. с. 44-49.

13. Горенштейн М.М Увеличение обжатий по условиям трения при прокатке на обжимных станах. Харьков: Metallurgizdat.. 1960 . 101 с.

14. . Чекмарёв А.П., Нефёдов А.А., Николаев В.А. Теория продольной прокатки. Изд-во Харьковского университета, 1965. 211 с.

15. Максименко О.П., Пыхтин В.В. Анализ контактных напряжений при прокатке с одним холостым валком. *Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. Том 5. Пластична деформація металів. Дніпропетровськ: “Системні технології”, 2002. с. 147-152.*

16. 28. Жуков С.М, Кулаков Л.В., Лохматов А.П, Сивак Э.В. Энергосбережение при непрерывной сортовой прокатке с неприводными рабочими клетями. *Металлургическая и горнорудная промышленность. №8-9. 2000. с. 179-182.*

17. 29. Друян В.М, Гуляев Ю.Г., Чукмасов С.А. Теория и технология трубного производства: Учебник. Днепропетровск, РИА “Днепр - ВАЛ”, 2001. 544 с.

18. 30. Данченко В.М., Гришкович В.О., Головка О.М. Теорія процесів обробки металів тиском: Підручник. Дніпропетровськ: “Пороги”, 2008. 370 с.

19. Панасейко, С. П., Тарасов В. К., Павленко Ю. П. Методические указания к выполнению раздела "Охрана труда" в дипломных проектах для студентов всех специальностей. Запорожье: изд-во ЗГИА, 2002. 56 с.

20. Жидецкий, В. Ц. Основы охраны труда. Львов: Афиша, 2000. 351с.