

Дніпровський державний технічний університет

Донбаська державна машинобудівна академія

Рукопис

Лобойко Дар'я Ігорівна

УДК 621.771.23

**УДОСКОНАЛЕННЯ ТЕХНОЛОГІЇ НЕПЕРЕРВНОГО ПРОКАТУВАННЯ
НА ОСНОВІ ВИКОРИСТАННЯ КРИТЕРІЮ ПОЗДОВЖНЬОЇ СТІЙКОСТІ
ШТАБИ**

Спеціальність 05.03.05 «Процеси та машини обробки тиском»

**Дисертація на здобуття наукового ступеня
кандидата технічних наук**

**Науковий керівник:
Доктор технічних наук, професор,
Максименко Олег Павлович**

Кам'янське – 2019

ЗМІСТ

ВСТУП	5
РОЗДІЛ 1 АНАЛІЗ ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНИХ ДАНИХ ЗА ГРАНИЧНИМИ УМОВАМИ ПРОКАТУВАННЯ В СТАЛОМУ РЕЖИМІ.....	11
1.1. Граничні умови захоплення штаби в сталому режимі.....	11
1.2. Втрата рівноваги штаби в валках при наявності випередження.....	16
1.3. Залежність параметрів процесу прокатування від натягіння.....	22
Висновки до розділу 1	32
РОЗДІЛ 2 РІВНОВАГА ПОЗДОВЖНІХ СИЛ В ОСЕРЕДКУ ДЕФОРМАЦІЇ	34
2.1. Аналіз рівноваги горизонтальних сил в осередку деформації.....	34
2.2. Порівняльний аналіз зміни результуючої поздовжніх сил і випередження	45
2.3. Методика оцінки поздовжньої стійкості процесу прокатування.....	56
2.4. До балансу поздовжніх сил в осередку деформації.....	58
2.5. Дослідження енергетичної взаємодії в осередку деформації при прокатуванні	65
Висновки до розділу 2	71
РОЗДІЛ 3 ПОДОВЖНЯ СТІЙКІСТЬ ШТАБИ В ОСЕРЕДКУ ДЕФОРМАЦІЇ ПРИ ПРОКАТУВАННІ З НАТЯЖІННЯМ	73
3.1. Методи розрахунку напружень тертя при прокатуванні	73
3.2. Двохзвенна модель тертя в осередку деформації при прокатуванні.....	74
3.3. Методика оцінки поздовжньої стійкості штаби в осередку деформації при прокатуванні з натягінням	81
3.4. Порівняльний аналіз дослідних і розрахункових епюр контактних напружень при прокатуванні з натягінням штаби	87

3.5. Дослідження впливу натягіння штаби на результуючу поздовжніх сил пластично деформованого металу	94
3.6. Експериментальні дослідження граничних умов прокатування штаби з натягінням.....	105
3.6.1 Реалізація експериментальних досліджень	108
3.6.2 Аналіз отриманих результатів	111
Висновки до розділу 3	114
РОЗДІЛ 4 ОЦІНКА ПОЗДОВЖНЬОЇ СТІЙКОСТІ ШТАБИ В ВАЛКАХ ПРИ ХОЛОДНОМУ ПРОКАТУВАННІ.....	117
4.1. Вплив натягіння штаби на сумарний момент при безперервному прокатуванні	117
4.2. Методика розрахунку енергосилових параметрів при холодному.....	127
тонколистовому прокатуванні	127
4.3. Склад основного обладнання та елементи технології виробництва жерсті на стані 1400	132
4.3.1 Розрахунок раціонального режиму натягіння штаби з урахуванням її поздовжньої стійкості в осередку деформації	137
4.4. Склад основного обладнання та елементи технології виробництва жерсті на безперервному стані 1700 Карагандинського металургійного комбінату	142
4.5. Склад основного обладнання та елементи технології на безперервному тонколистовому стані 1680 холодного прокатування.....	145
4.6. Аналіз та удосконалення режимів натягіння при холодному прокатуванні на безперервному чотирьохкільцевому стані 1700 ВАТ «ММК ім. Ілліча»	149

4.6.1	Склад основного обладнання та елементи технології холодного прокатування на безперервному тонколистовому стані 1700	150
4.6.2	Визначення поздовжньої стійкості процесу холодного прокатування на стані 1700	153
	Висновки до розділу 4	162
	ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ	164
	ДОДАТКИ.....	168
	Додаток А.....	169
	Додаток Б	170
	Додаток В	171
	ЛІТЕРАТУРА	172

ВСТУП

Актуальність теми. В сучасних економічних умовах пріоритетним напрямком для розвитку металургії України є впровадження сучасних ресурсозберігаючих технологій. У зв'язку з цим пріоритетним є рішення задач спрямованих на розширення сортаменту цехів холодної прокатки і забезпечення економії енергетичних витрат на ведення процесу прокатування.

Особливо це питання є актуальним для виробництва тонкого холоднокатаного листа, який становить переважний відсоток від усього прокатного виробництва і при цьому є одним з найбільш енерговитратних і дорогих. Зниження собівартості холоднокатаної продукції можливо шляхом поглиблення знань в області теорії прокатування, яка пов'язана з поздовжньою стабільністю процесу з натягінням штаби і розробці режимів обтиснень і натягіннь, спрямованих на зменшення витрат електроенергії при холодній деформації.

Однак в цьому напрямку існують розбіжності між теорією і практикою, які пов'язані з неточністю визначення граничних умов прокатування, а також оцінкою захоплюючої здатності валків в сталому режимі. Існує методика оцінки граничної захоплюючої здатності валків в сталому режимі, яка в певній мірі пояснює причини цієї розбіжності. Методика розроблена на основі визначення поточної горизонтальної контактної сили і розрахунку критерію поздовжньої стійкості процесу прокатування. Однак, використання цієї сили, що накопичується, в якості критерію поздовжньої стійкості процесу при вирішенні диференціального рівняння рівноваги, не обґрунтоване. З цього випливає, що дослідження, теорії в цьому питанні, як і раніше, вимагає більш глибокого аналізу.

Проблема оцінки поздовжньої стабільності процесу прокатування виникає на станах листового прокатування, де процес деформації здійснюється з натягінням і великими витратами енергії. У зв'язку з цим з'являється необхідність розробки критерію, згідно з яким можна теоретично визначити найбільш раціональні режими деформації металу, при якому процес буде відбуватись

стабільно при мінімально можливих витратах енергії і подальшим впровадженням його у виробництво.

Тому робота, що спрямована на розвиток теоретичних основ визначення граничних умов прокатування в сталому режимі і способу оцінки поздовжньої стабільності розкату в валках при прокатуванні з натягінням, який дозволяє досить точно спрогнозувати найбільш раціональний режим деформації при освоєнні нового сортаменту листів і удосконалення на цій основі режимів натягіння і обтиснень з метою зменшення енерговитрат, є актуальною..

Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами. Виконання дисертаційної роботи відповідає напрямку наукових досліджень ДДТУ. Робота виконана на кафедрі «Обробка металів тиском» (ОМТ) ДДТУ у рамках держбюджетних науково-дослідних робіт відповідно до координаційних планів Міністерства освіти і науки України (№ держ. реєстрації 0114U005538, 0116U 005926). Авторка була виконавцем.

Мета і завдання дослідження. Мета роботи – підвищення стабільності і надійності процесів прокатування листів на основі подальшого розвитку теоретичних основ та методики оцінки поздовжньої стабільності процесу тонколистового прокатування з натягінням.

Для досягнення зазначеної мети в роботі були поставлені та вирішені наступні задачі:

- аналіз стану і проблеми теорії прокатування в сталому режимі з натягінням штаби на неперервних станах листового прокатування;
- розробка методики оцінки поздовжньої стабільності розкату в осередку деформації і граничних умов прокатування на основі аналізу внутрішніх сил пластично деформованого металу;
- розробка моделі тертя в осередку деформації, що відповідає певним положенням теорії прокатування і сприяє підвищенню точності визначення результуючої поздовжніх сил пластично деформованого металу;

- аналіз залежності між режимом натягіння розкату при неперервному прокатуванні та моментом прокатування і результуючої поздовжніх сил в осередку деформації, і визначення межі зміни натягіння, що забезпечує поздовжню стабільність розкату в валках і зменшення моменту;

- визначити критерій, що дозволяє раціоналізувати режими натягіння з точки зору побудови енергозберігаючої технології і на його основі розробити раціональні режими натягіння для неперервних листових станів гарячого і холодного прокатування;

- розробити методику розрахунку раціональних режимів міжклітьових натягіннь з точки зору енерговитрат, розробити раціональні режими натягіння для неперервних станів холодного прокатування та впровадити їх у виробництво.

Об'єкт дослідження. Процеси холодного неперервного прокатування з натягінням тонкого плоского прокату.

Предмет дослідження. Закономірності розподілу контактних і внутрішніх поздовжніх напружень, а також поздовжніх сил в осередку деформації при прокатуванні з натягінням.

Методи дослідження. В основу теоретичних досліджень були покладені методи теорії пластичності, що включають варіаційні підходи в їхній чисельній інтерпретації, чисельні рекурентні рішення кінцево-різницевих форм умов статико-динамічної рівноваги виділених елементарних об'єктів осередку деформації, імітаційного математичного моделювання, інженерні підходи, а також розробка практичних рекомендацій з удосконалення режимів натягіння та обтиснення на неперервних листових станах.

Експериментальні методи містили фізичне моделювання досліджуваних технологій і обладнання в лабораторних умовах, вимір геометричних характеристик.

Наукова новизна отриманих результатів. Наукову новизну дисертаційної роботи складають наступні її основні положення:

1. *Вперше* в якості критерію оцінки поздовжньої стабільності розкату в осередку деформації і граничних умов прокатки запропоновано використання середньої результуючої внутрішніх поздовжніх сил пластично деформованого металу *та на його* основі встановлено закономірності впливу параметрів прокатування на поздовжню стійкість процесу, *що дозволило назначати* раціональні режими натягіння при побудові енергозберігаючих технологій на неперервних листових станах холодної прокатки.

2. *Вперше* встановлено вплив натягіння на межу його поздовжньої стабільності в осередку деформації, а також на зміни поточних внутрішніх поздовжніх сил і на їх середнє результуюче значення і встановлено, що зі збільшенням натягіння поздовжня стабільність розкату в осередку деформації зменшується.

3. *Отримала подальший розвиток* модель плавної зміни питомих сил тертя по довжині осередку деформації, що відповідає граничним умовам процесу прокатування *і яка відрізняється від існуючих* тим, що враховує положення нейтрального перетину, кінематичні умови в пластичній зоні, це дозволяє при моделюванні процесу прокатування більш повно враховувати реальні контактні умови.

4. *Вперше* встановлено, що зі збільшенням натягіння штаби в міжкльшовому проміжку, особливо заднього, зменшується сумарний момент прокатування, але при цьому погіршується стійкість процесу, оскільки зменшується середня результуюча внутрішніх поздовжніх сил по абсолютній величині, *це дає можливість* визначити межі зміни натягіння і забезпечити поздовжню стабільність розкату в валках та зменшення сумарного моменту прокатування і зниження енерговитрат.

Практична цінність отриманих результатів. Практичну цінність результатів виконаного дослідження становлять наступні розробки:

- розроблено методикау призначення раціональних режимів натягіння на неперервних станах з метою зменшення аварійності на станах і витрат енергії

на ведення процесу на основі оцінки поздовжньої стабільності штаби в осередку деформації з натягінням при врахуванні дії внутрішніх поздовжніх сил пластично деформованого металу;

- методика визначення максимальної величини натягіння по проходах при різних параметрах і умовах прокатування на неперервних станах;

- лабораторна установка, яка призначена для дослідження впливу величини і співвідношення заднього і переднього натягіння на поздовжню стабільність процесу прокатки металу, яка використовується у ДДТУ в наукових цілях і навчальному процесі;

- спосіб прокатування плоских виробів в гарячому або холодному стані: листів, смуг, стрічок, фольги і може бути використаний на безперервних або реверсивних станах (патент України № 89747);

- побудовані раціональні режими натягіння на неперервних листових станах холодного прокатування, а саме: стан 1680, 1400, 1700.

Результати дисертаційної роботи у вигляді методики визначення поздовжньої стійкості процесу прокатування, запропонована в роботі має практичну цінність і може бути використана на ПАТ «Запоріжсталь» при удосконаленні існуючих і розробці нових режимів натягіння і обтиснень тонких листів на безперервних станах холодного прокатування, що підтверджено актом від 06.08.18 р.

Особистий внесок здобувача. Внесок авторки полягає в обґрунтуванні та вирішенні теоретичних завдань з визначення поздовжньої стабільності процесу прокатування з натягінням штаби на неперервних станах. При проведенні досліджень авторці належить вибір і розробка методик досліджень, проведення теоретичного аналізу поздовжньої стабільності процесу прокатування на неперервних станах, підготовка та проведення експериментів, обробка, аналіз і узагальнення отриманих результатів, розробка нових технологій і практичних рекомендацій. Внесок здобувачки в роботах, опублікованих разом зі співавторами, представлений в анотаціях до списку опублікованих праць за темою дисертації.

Апробація результатів дисертації. Основні положення та результати дисертаційної роботи доповідались та обговорювались на міжнародних науково-технічних конференціях (МНТК), в тому числі: XX і XXII МНТК «Досягнення та проблеми розвитку технологій і машин обробки тиском» (Краматорськ, ДДМА, 2015, 2019); X МНТК «Пластична деформація металів» (Дніпропетровськ, НМетАУ, 2014); V, VII, X МНТК «Ресурсозбереження та ефективність процесів та обладнання обробки металів тиском машинобудуванні та металургії», (Харків, 2013, 2015, 2018); IV МНТК «Машини і пластична деформація металу», (Кам'янське, 2018 р.); на Придніпровському науковому семінарі «Обробка металів тиском» (Дніпро, 2018); наукових семінарах з ОМТ ДДТУ (Кам'янське, 2012-2019) і ДДМА (Краматорськ, 2019).

Публікації. Матеріали дисертаційної роботи опубліковані в 17 роботах, в тому числі: 5 статей в фахових виданнях України, 1 статтю опубліковано в науковому журналі, внесеному до баз даних Scopus; 5 робіт – в матеріалах міжнародних конференцій. Отримано 1 патент України на корисну модель. За результатами дисертаційної роботи опубліковано 1 монографію.

Структура та об'єм роботи. Дисертація складається зі вступу, чотирьох розділів, списку використаних джерел та додатків. Загальний об'єм роботи 187 сторінок, в тому числі 150 сторінок основного тексту, 60 рисунків та 30 таблиць, список використаних джерел зі 145 найменувань та 3 додатки.

РОЗДІЛ 1

АНАЛІЗ ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНИХ ДАНИХ ЗА ГРАНИЧНИМИ УМО-
ВАМИ ПРОКАТУВАННЯ В СТАЛОМУ РЕЖИМІ

Поняття поздовжньої стабільності процесу прокатування вперше ввів О. П. Грудев [1]. Під цим поняттям він мав на увазі такий стан металу в осередку деформації при якому всі сили є врівноваженими.

Важливим технологічним параметром, який визначає стабільність, як простого процесу прокатування, так і більш складного - з натягінням, є захоплююча здатність валків. У теорії розрізняють умови захоплення металу робочим інструментом в початковий момент при зіткненні крайок штаби з валками і в сталому режимі.

Для створення раціонального технологічного процесу необхідно забезпечення надійного і стабільного захоплення. Збільшення захоплюючої здатності валків при простому процесі дозволяє не тільки підвищити продуктивність прокатних станів, а й поліпшити проробляємість металу, що зменшує кількість внутрішніх дефектів, а при прокатуванні з натягінням ще і зменшити енерговитрати на виробництво прокату.

Порушення поздовжньої стійкості процесу прокатування веде до буксування штаби в валках, а в ряді випадків є причиною аварій на станах, особливо безперервного прокатування.

1.1. Граничні умови захоплення штаби в сталому режимі

В теорії значна увага приділяється граничним умовам прокатування в сталому режимі. В роботі [1] автор висловив свою точку зору з даного питання. Він пише, що в разі, коли захоплення штаби валками відбулося і процес прокатування стабілізувався, якщо після цього почати збільшувати обтиснення, то необхідно з'ясувати ті граничні значення кута захоплення, при якому процес прокатування порушиться і виникне буксування.

При розгляді граничних умов прокатування в кожній точці контакту поверхні штаби з валками діють елементарні сили нормального тиску p_x і тертя t_x , спрямовані по ходу прокатування, тобто повністю використовуються, як втягуючі сили.

Як стверджує теорія прокатки [1, стор. 55], процес не порушиться до тих пір, поки сума втягуючих сил t_x буде достатня для того, щоб подолати суму виштовхуючих сил p_x . Математично ця умова має вигляд:

$$\int_0^{\alpha} p_x \sin \varphi R b d\varphi \leq \int_0^{\alpha} t_x \cos \varphi R b d\varphi, \quad (1.1)$$

де $R b d\varphi$ – площа елементарної контактної площадки.

У теорію прокатування введено поняття «поздовжня стійкість процесу» [1]. Цей термін пов'язують із захоплюючою здатністю валків при сталому режимі і граничним кутом захоплення $\alpha_y^{\max}$. На основі виразу (1.1), згідно [1-16], теоретично гранична захоплююча здатність валків в сталому режимі визначається наступним співвідношенням:

$$\alpha_y^{\max} \leq 2 f_y, \quad (1.2)$$

де f_y – коефіцієнт тертя в сталому процесі.

Вираз (1.2) отримано з урахуванням наступних припущень:

- в осередку деформації нормальний тиск усереднено;
- сила тертя пропорційна тиску, тобто виконується закон тертя Кулона;
- прокатка є плоскою, тобто розширення штаби в осередку деформації не відбувається.

Формула (1.2) називається умовою захоплення металу валками в сталому процесі прокатування. Вона показує, що максимальний кут захоплення не може перевищувати подвоєної величини коефіцієнта (кута) тертя при сталому процесі прокатування.

У загальному вигляді вираз (1.2) можна представити в такий спосіб [1-18]:

$$\frac{\alpha_y^{\max}}{f_y} = n, \quad (1.3)$$

де n – коефіцієнт, який характеризує кут нахилу рівнодіючої нормального тиску.

Як вже було сказано вище, оскільки формула (1.2) отримана із значними припущеннями, а граничний кут захоплення є важливим показником при створенні раціональних режимів прокатування, то для того, щоб використовувати цю умову необхідно оцінити його точність. Для чого рядом вчених [1-16] було проведено безліч експериментів. Деякі з них вимагають більш детального розгляду.

У своїх роботах О. П. Грудев [1, 4, 12] показує, що при рівномірному розподілу тиску в осередку деформації $n = 2$. Якщо рівнодіюча нормальних сил відхилена в бік виходу металу з валків, то $n > 2$, якщо ж ця сила відхилена в бік входу в осередок деформації, тоді $n < 2$. Таким чином, для оцінки застосовності формули (1.3) необхідно визначити реальні значення коефіцієнту n в різних випадках прокатування.

Ряд експериментальних даних [1-29] дають підставу вважати, що значення коефіцієнта n може істотно відрізнятися від двох.

У своїх дослідях І. Я. Тарновський, А. А. Позднєєв і В. В. Ляшков [3], при прокатуванні клиновидних і прямокутних зразків на лабораторному стані зі сталевими грубообробленими валками діаметром 210 мм, отримали $n \approx 1,4 - 1,45$.

При прокатуванні свинцевих зразків О. П. Грудев і Ю. В. Зильберг також досліджували захоплюючу здатність валків в лабораторних умовах [4]. Ці дослідження проводилися на двовалковому стані 180 зі швидкістю прокатування 0,3 м/с. Максимальний кут захоплення визначався шляхом прокатування сви-

нцевих східчасто-клиновидних зразків з величиною обтиску, при якому виникають перші пробуксовки. Кінцева товщина штаби змінювалася в межах 0,5 до 50 мм, відповідно і підбирали початкову товщину зразків. Результати дослідів показали, що коефіцієнт n знаходиться в межах 1,5-1,9.

У дослідях П.Б. Бахтінова [5, 8], при прокатуванні блюмів в валках з катячим діаметром 886 мм, коефіцієнт n складав 1,37 при звичайному захопленні і 1,42 – з попереднім обтисненням на конус.

У всіх наведених вище дослідженнях допускали, що зберігається рівність між коефіцієнтом тертя в початковий момент захоплення смуги валками і при стійкому процесі.

Однак, як показано в [1] та іншої технічної літератури [18], коефіцієнт тертя при захопленні штаби валками більший, ніж при сталому процесі прокатування. У даних дослідженнях проводилася кількісна оцінка зміни коефіцієнта зовнішнього тертя в процесі переходу від початкового захоплення штаби валками до сталого режиму.

На розбіжність вищенаведених дослідних даних з прийнятими теоретичними умовами захоплення було звернуто увагу в роботі [30]. Автор ставить під сумнів правомірність деяких положень теорії прокатування і проводить їх уточнення.

Уточнення торкнулися, перш за все, рівності (1.2), згідно з якою граничний кут захоплення визначається тільки величиною коефіцієнту зовнішнього тертя. Автори всіх вищенаведених робіт звертають нашу увагу на досліді Б. П. Бахтінова і М. М. Штернова [8], які показують, що захоплююча здатність валків залежить і від ширини деформованого металу, роботи [9-11] де наведені дослідні дані щодо впливу товщини штаби на граничний кут захоплення.

Наприклад, в дослідженнях О. П. Грудєва і Ю. В. Зільберга [12] прокатування свинцевих східчастих зразків проводили на стані 180 в валках діаметром 194,6 мм. Результати дослідів дозволяють зробити висновок, що величина граничного кута захоплення $\alpha_y^{\max}$ при деформації товстих зразків менш

стійка, ніж при прокатуванні тонких. Подібний зв'язок автори пояснюють зміщенням рівнодіючою нормальних сил ближче до входу в осередок деформації і збільшенням сили, що виштовхує.

У роботах Б. П. Бахтінова [13] були спроби подальшого розвитку теорії захоплюючої здатності валків. Він також виходив з рівноваги контактних сил в осередку деформації і теоретично обґрунтував, що граничною умовою процесу прокатування в сталому режимі слід вважати такий вираз:

$$\alpha_y^{\max} = 1,41 f_y. \quad (1.4)$$

Однак, як зазначає О. П. Грудев [4] та інші, наведений аналіз умов захоплення був невдалим через невірне уявлення схеми діючих сил.

В роботах [14,15] представлена залежність відношення $\frac{\psi}{\alpha_y}$ (ψ – коефіцієнт плеча моменту) і коефіцієнта n в залежності від параметра $f_y \sqrt{\frac{R}{h_1}}$. Аналіз даних робіт показав, що коефіцієнт n менше двох, причому зі збільшенням $f_y \sqrt{\frac{R}{h_1}}$ погіршуються умови захоплення металу валками.

У теоретичних дослідженнях А. П. Чекмарьова [16] і В. І. Прокоф'єва [15], при використанні різних теоретичних моделей тертя, навпаки, зроблено висновок про те, що в граничному випадку прокатування $n > 2$.

Аналіз експериментальних досліджень що наведені в роботах [1, 7-16] також виконаний і в роботі [30].

Таким чином, результати теоретичних і експериментальних досліджень по захоплюючій здатності валків в сталому процесі показують, що теоретичне значення граничних кутів захоплення (1.2) не завжди вірно відображає реальну картину поздовжньої стійкості процесу. Дослідами встановлено, що на граничний кут захоплення в сталому режимі прокатування впливає не тільки умови тертя на контакті інструменту з металом, а й геометричні параметри

(товщина і ширина штаби), деформований стан розкоту в осередку деформації, внутрішній напружений стан металу і довжина зони прилипання.

З вищенаведеного можна зробити висновок, що теорія захоплення штаби валками потребує подальшого розвитку та уточнення деяких положень.

1.2. Втрата рівноваги штаби в валках при наявності випередження

Приклади втрати рівноваги всіх сил, що діють в осередку деформації при значному випередженні штаби з подальшим початком буксування і зупинці її в валках широко представлені в технічній літературі. Здавалося б, наявність зони випередження говорить про те, що в осередку деформації є достатній запас сил тертя для протікання сталого процесу, але невелике збільшення кута захоплення призводить до буксування зразків.

Теорія прокатування не пояснює результати цих дослідів, хоча є деякі припущення. Наприклад, В. І. Прокоф'єв [15] і В. Н. Видрін [17] пояснюють втрату рівноваги металу в валках при наявності випередження S пластичним розтягуванням штаби за рахунок дії поздовжніх нормальних розтягуючих напружень σ_x . Ці напруги досягають межі текучості металу σ_T , внаслідок чого зчеплення його з валками погіршується і виникає буксування штаби, навіть, при наявності випередження.

Однак, в разі, якщо $\sigma_x = \sigma_T$, середній тиск металу на валки буде менше вимушеної межі текучості, що є енергетично неможливим при простому процесі прокатування. Тому запропоноване пояснення не є переконливим.

В роботі [30] були проаналізовані існуючі дослідні дані більш детально. На рис. 1.1, *a* наведені результати експериментальних досліджень О. П. Грудева [4] при прокатуванні свинцевих зразків товщиною 11,4–12,7 мм і шириною 50 мм на кінцеву товщину 1,0–1,1 мм. Прокатку проводили на сталевих сухих валках діаметром 194,6 мм, $f_y \approx 0,25$. Випередження вимірювали методом кернових відбитків.

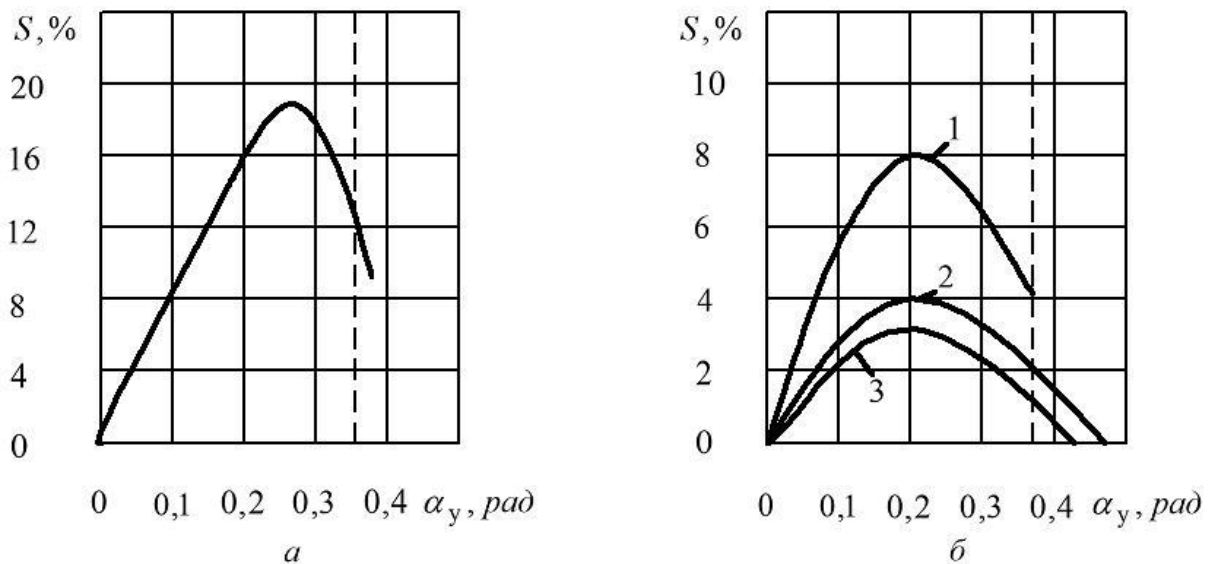


Рисунок 1.1 – Залежність випередження від кута захоплення за експериментальними даними

а – дослідні дані О. П. Грудєва;

б – дослідні дані А. П. Чекмарьова, В. І. Прокоф'єва та інших

Як зазначає автор [4], при прокатуванні зразка з обтисненням $\Delta h = 11,2$ мм ($\alpha_y = 0,34$ рад), випередження становило $S = 10,1$ %, а при незначному збільшенні обтиснення до $\Delta h = 11,6$ мм ($\alpha_y = 0,35$ рад), інший зразок починав буксувати в валках. Таким чином, спостерігалася втрата рівноваги металу в валках при випередженні близько 10 % і $\alpha_y = 0,34-0,35$ рад.

Аналогічні дослідні дані отримані в роботі А. П. Чекмарьова, В. І. Прокоф'єва та інших [18]. Результати цих дослідів наведені на рис. 1.3, *б*. Прокатування проводили в сталевих шорстких валках діаметром 210 мм, $f_y \approx 0,26$. Деформували свинцеві ступінчасті зразки з трьома перепадами на кінцеву товщину 3,75 мм. Висота останнього рівня відповідала граничному обтисненню при прокатуванні клиновидного зразка. Як видно, втрата рівноваги зразків виникала при випередженні близько 4% і куті захоплення $\alpha_y = 0,37-0,38$ рад (рис. 1.1, *б*, крива 1). При прокатуванні ж середніх і товстих штаб (рис. 1.1, *б*, криві 2, 3) гальмування відбувалося при нульовому випередженні, що відпові-

дає загальноприйнятим уявленням. У цій роботі також стверджується, що причиною втрати рівноваги штаби при наявності випередження є значні розтяжні поздовжні нормальні напруження, які виникають під час прокатування з кутами захоплення, більшими, ніж коефіцієнт тертя. На можливість пластичного розтягування штаби в осередку деформації зверталася увага і в роботі [17].

В своїх дослідженнях П. Л. Клименко [31] отримав експериментальні епюри розподілу контактних напружень такі, що в одних умовах процес ведеться з випередженням, в інших дослідах при однозонному ковзанні металу в валках. Умови прокатування, при яких вимірювалися контактні напруження наведено в таблиці 1.1. Дослідні епюри, отримані П.Л. Клименко для випадків прокатування № 1-3 з табл. 1.1 представлені на рис. 1.2, а-в.

Таблиця 1.1

Параметри прокатування при дослідженні контактних напружень

Номер експерименту	Товщина зразка, мм		Середній коефіцієнт тертя	Діаметр валків, мм	Кут захоплення, рад	Параметр форми $\frac{l_d}{h_{\text{сер}}}$	Джерело	Умови прокатування
	h_0	h_1						
1	6	4,2	0,21	210	0,131	2,7	[31]	Гаряче прокатування сталі
2	2	1,0	0,09	208	0,098	7	[31]	Прокатування свинцю з технологічним мас-тилом
3	2,2	1,2	0,06	208	0,098	6	[31]	Прокатування свинцю з технологічним мас-тилом

Примітка: Ширина зразків $b = 50$ мм

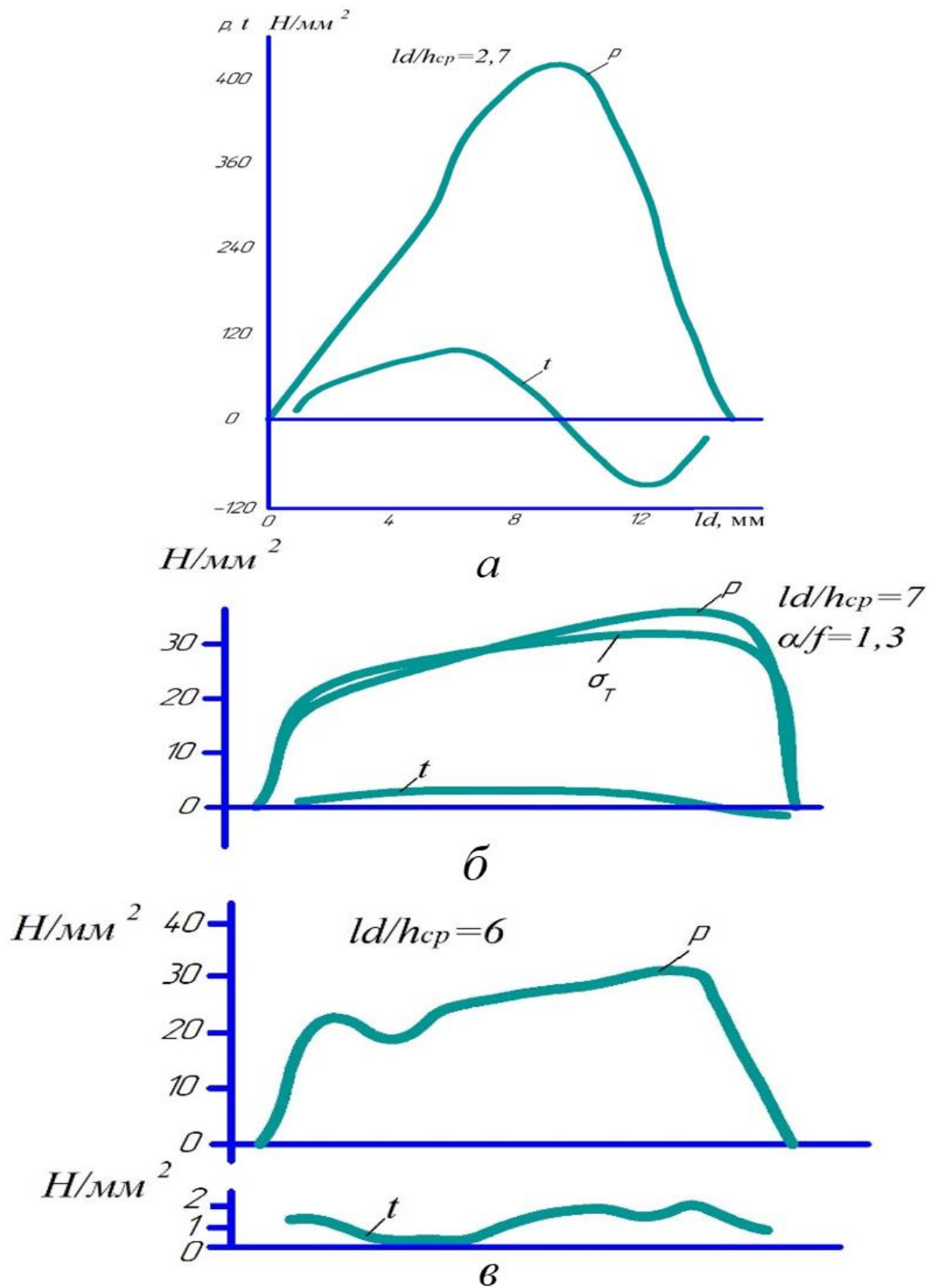


Рисунок 1.2 – Експериментальні епюри розподілу зовнішніх поздовжніх напружень [31]

Автор роботи [31] зазначає, що в умовах першого експерименту прокатування відбувалося стійко без найменших буксувань. Аналогічно проходив і за умовами другого експерименту при прокатуванні свинцевих зразків з мало-ефективним технологічним мастилом. При цьому в обох випадках спостерігалась розвинена зона випередження (рис. 1.2 криві *а*, *б*). Прокатування свинцевих зразків в третьому досліді (рис. 1.2 криві *в*) проводилася з ефективним технологічним мастилом, при цьому процес прокатування відбувався при однозонному ковзанні металу в валках. В цьому випадку епюри контактних напружень отримані при нестійкому прокатуванні з буксуванням металу.

З огляду на, що теорія не дає переконливого пояснення вищенаведеним результатами дослідження, автором роботи [30] були проведені додаткові досліді з вивчення граничних умов деформації та визначення випередження по керновим відбитками.

Досліді проводили на лабораторному стані дуо в сталевих валках діаметром 195 мм зі швидкістю прокатування 0,3 м/с, поверхня яких була досить грубою (8 клас чистоти поверхні), $f_y \approx 0,25$. За допомогою ділильної головки на поверхню валків були нанесені керни на відстані 10 мм один від іншого для того, щоб під час прокатки на кожній сходинці була можливість визначити випередження. Як зразки застосовувалися свинцеві ступінчасті зразки (марка С1) шириною 60 мм. Ступінчасту поверхню отримували шляхом стругання. Розміри сходинок зразка наведені в таблиці 1.2.

Прокатку здійснювали на кінцеву товщину $h_1 = 4,2$ мм. Обтиснення і кути захоплення, а також усереднені значення випередження при прокатуванні на кожній сходинці наведені в цій же таблиці. Всього прокатувалося п'ять ступінчастих зразків. Для того щоб приблизно знати на якій сходинці необхідно очікувати буксування металу попередньо були прокатані клиновидні зразки.

Як впливає з таблиці 1.2, загальна залежність випередження від кута захоплення якісно збігається з теоретичної. При куті захоплення $\alpha = 0,355$ рад

$$\left(\frac{ld}{h_{\text{сер}}} = 3,35 \right) (ld - \text{довжина дуги захоплення, } h_{\text{сер}} - \text{середня висота, штаби, що}$$

прокатується) випередження становить приблизно 4 %, що говорить про достатні сили тертя на контакті металу з валками для ведення стійкого процесу прокатування. При переході на наступний щабель зразка ($\alpha = 0,362$ рад) відбувалося буксування штаби в валках.

Таблиця 1.2

Розміри східчастих зразків, геометричні параметри прокатування і значення випередження за умовами проведеного експерименту

Номер сходинки	1	2	3	4	5	6	7	8
Довжина штаби, $l_{\text{сх}}$, мм	15	15	15	20	25	25	30	30
Обтиснення, $\Delta h_{\text{сх}}$, мм	2,8	5,8	7,8	9,8	10,8	11,8	12,3	12,8
Кут захоп- лення, $\alpha_{\text{сх}}$, рад	0,17	0,244	0,283	0,317	0,333	0,346	0,355	0,362
Випере- дження, $s_{\text{сх}}$, %	5,42	8,75	8,3	7,5	6,52	5,05	4,0	буксу- вання

Результати вищенаведеного експерименту якісно збігаються з дослідними даними О. П. Грудєва і А. П. Чекмарьова.

Підсумовуючи цю частину аналізу, слід підкреслити, що в трьох групах експериментальних досліджень прокатування проводилося на різну кінцеву

товщину 1,1, 3,75 і 4,2 мм. У всіх дослідах спостерігалася втрата рівноваги штаби в осередку деформації при наявності випередження. Тому важко погодитися зі ствердженням, що у всіх трьох дослідженнях буксування штаби виникало через те, що поздовжні нормальні розтягувальні напруження в зоні деформації досягали значень, які відповідають межі плинності зразків, що прокатуються. Отже, причина зазначених граничних умов прокатування, мабуть, прихована в іншому механізмі впливу.

1.3. Залежність параметрів процесу прокатування від натягіння

Відповідно до робіт [32-37] для виготовлення холоднокатаного листового прокату в даний час використовуються багатоклітьові наперервні стани, що складаються від чотирьох до шести робочих клітей, розмотувача і моталки.

Безпосередньо технологічний режим неперервного або реверсивного стану холодного тонколистового прокатування характеризують наступні основні параметри [32, 33, 36, 38-45]: сумарне відносне обтиснення і схема його розподілу по робочим клітям, міжклітьові натягіння (натягіння між кліттю і моталками) і швидкість прокатування.

В роботі зазначається, що режим обтиснень у кожному конкретному випадку необхідно розробляти індивідуально на основі результатів попереднього розрахунку енергосилових параметрів і чисельної реалізації алгоритмів розв'язання оптимізаційних задач. Вказані алгоритми, які можливо використовувати для процесів холодного прокатування штаб на неперервних і реверсивних станах наведені в роботах [46-51].

Раціональний розподіл сумарного відносного обтиснення металу по клітям листопрокатного стану повинно забезпечувати найменші затрати на виробництво, ефективну роботу технологічного обладнання, а також отримання продукції з необхідною якістю [32, 33, 36, 38-45].

Натяжіння деформованого металу в міжклітьових проміжках при прокатуванні на неперервних або між кліттю і моталками при прокатуванні на одноклітьових реверсивних станах повинно забезпечувати зниження енергосилових параметрів і стабільність технологічного режиму процесу деформації, а також центрування штаби по осі прокатування і зменшення вірогідності обривів металу [32, 33, 36, 38-45].

Оскільки холодне і гаряче тонколистове прокатування на неперервних і реверсивних станах ведеться з натяжінням штаби, то це вносить свої корективи в баланс поздовжніх сил і захоплюючи здатність валків при сталому процесі прокатування. Міжклітьове натяжіння розкату зменшує середній тиск в осередку деформації і силу прокатування, що в певній мірі впливає на поперечну різнотовщинність металу, а також знижує можливість зміщення його до краю бочки валків. Глибокий аналіз процесу прокатування з натяжінням штаби виконано в роботах [28, 29, 52]. Аналіз впливу натяжіння на зусилля прокатування також виконувалося багатьма вченими [53, 54]. Вплив знаку натяжіння на тиск металі і на момент прокатування показано в роботі [55].

Як вказує автор роботи [28] з аналізу закону розподілу питомого тиску по дузі захоплення впливає, що питомий тиск залежить від наступних факторів: коефіцієнту тертя, висоти штаби, що прокатується, величини обтиснення, діаметру валків і натяжіння штаби, що прокатується при вході її в валки і виході з них. Для більш наочного уявлення про характер впливу переднього і заднього натяжіння на епюру розподілу питомого тиску на рис. 1.3 наведені епюри розподілу питомого тиску уздовж осередку деформації, отримані в роботі [28]. Для ілюстрації характеру впливу натяжіння на рис. 1.3 показані теоретичні епюри розподілу питомого тиску по дузі захоплення при прокатуванні широкої штаби з різним переднім σ_1 і заднім натяжінням σ_0 (при σ_0 і $\sigma_1 = 0$; $0,2k$ та $0,5k$), побудовані згідно з даними [28]. На рис. 1.3, *а* показані епюри, коли на штабу, що прокатується діє тільки переднє натяжіння σ_1 , а на рис. 1.3, *б*, коли штаба, що прокатується піддається натяжінню з обох сторін - з боку входу її в валки і з боку виходу (σ_0 і σ_1). Подібні епюри отримували і автори

роботи [56], використовуючи при побудові епюр розподілу тиску модель тертя Кулона. Порівнявши деякі з наведених епюр, автор [28] зазначає, що при натяжінні штаби, що прокатується питомий тиск значно знижується; при цьому чим більше натяжіння штаби, тим нижче буде тиск металу на валки. Автор так само зазначає, що заднє питома натяжіння також викликає зниження величини питомого тиску, як і переднє натяжіння. Причому найбільший вплив на зниження питомих тисків має заднє натяжіння, так як область його впливу більше, ніж переднього (максимальне значення питомого тиску зміщено в бік вихідного перерізу від середини дуги захоплення).

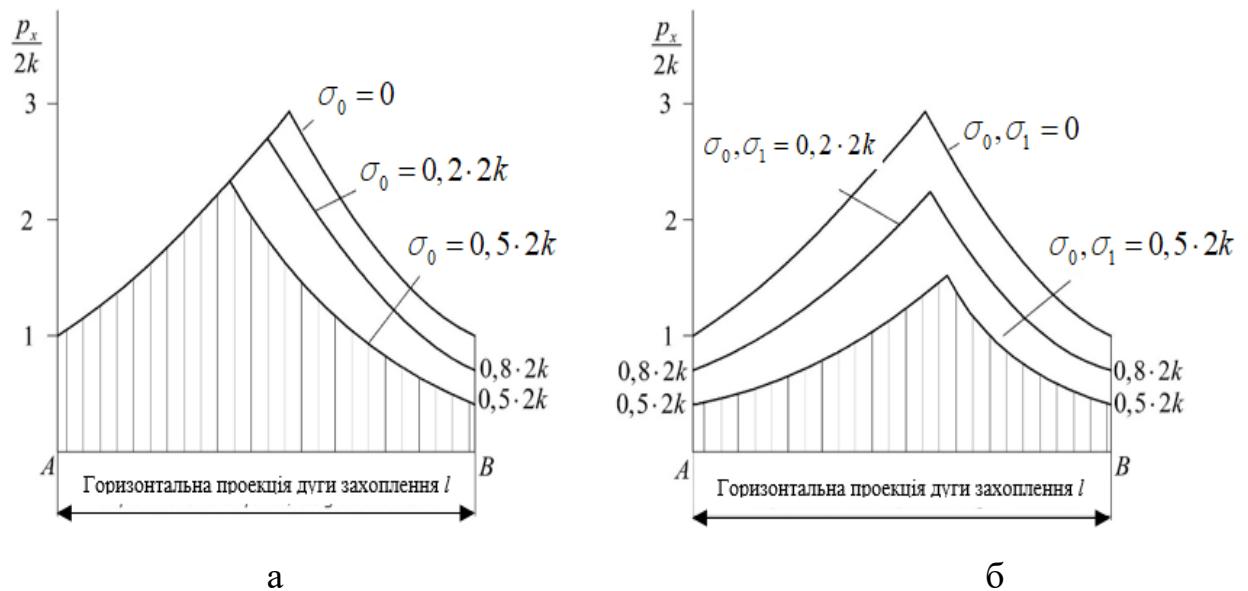


Рисунок 1.3 – Теоретичні епюри розподілу питомого тиску по дузі захоплення (якщо $t_x = fp_x$) в разі двомірного прокатування з різним натяжінням

(σ_0 і $\sigma_1 = 0; 0,2(2k)$ і $0,5(2k)$ та при обтісненні 30 %

($\alpha = 30^\circ 5'$; $f = 0,2$; $\frac{h_1}{D_6} = 0,5\%$ і $\delta = 6$))

a – з переднім натяжінням штаби;

б – з переднім і заднім натяжінням штаби

Дослідження впливу заднього і переднього натяжіння штаби на характер розподілу нормального тиску і моменту прокатування вивчав А.А. Корольов,

яке опубліковано в книзі [52]. У своїй роботі автор провів ряд дослідів при прокатуванні мідних і сталевих зразків в рулонах (сталь 10 відпалена). Прокатування проводили послідовно: без натягіння, із заднім або переднім натягінням і з обома натягіннями разом при незмінному за кожну серію експериментів налаштуванню валків на стані з діаметром валків 250 мм. Устаткування стану включало 2 моталки, що дозволило прокатувати рулонну сталь (сталь 10, відпалену) поперечними розмірами $1,95 \times 30$ мм з різними натягінням штаби і незмінним налаштування валків. При цьому було виконано осцилографування при прокатуванні за допомогою месдоз. На рис. 1.4 наведено приклад осцилограми при прокатуванні з заднім натягінням штаби зі сталі початковою товщиною $h_0 = 1,95$ мм (відносне обтиснення складо $\varepsilon = 30\%$) з заднім натягінням 162 Н/мм^2 при передньому натягінні, що дорівнює нулю. Вихідні дані і результати дослідів наведені в табл. 1.3 і 1.4.

Звернемо увагу на те, що, згідно з А. А. Корольову, сплющена довжина дуги захоплення $l_{\text{спл}}$ дорівнює різниці відстаней між нульовими значеннями тисків на межах осередку деформації l_0 і діаметром штифта точкової месدوزи $d_{\text{шт}}$ (рис. 1.5).

При визначенні середнього опору деформації використовували залежність напруження плинності від відносного обтиснення для сталі 10 (рис. 1.6), наведену в роботі [52].

З проведених в роботі [52] експериментів автор робить наступні висновки, що:

- зі збільшенням заднього натягіння при незмінному налаштуванні валків питомі тиски знижуються;
- при прокатуванні без натягіння (або при невеликому натягінні), епюри питомого тиску майже симетричні щодо максимуму тиску. Зі збільшенням заднього натягіння характер епюр змінюється: максимум кривої зміщується до осі валків. Епюра кривої є асиметричною з нахилом куполоподібної вершини в сторону виходу металу з валків;
- зменшується випередження при збільшенні заднього натягіння;

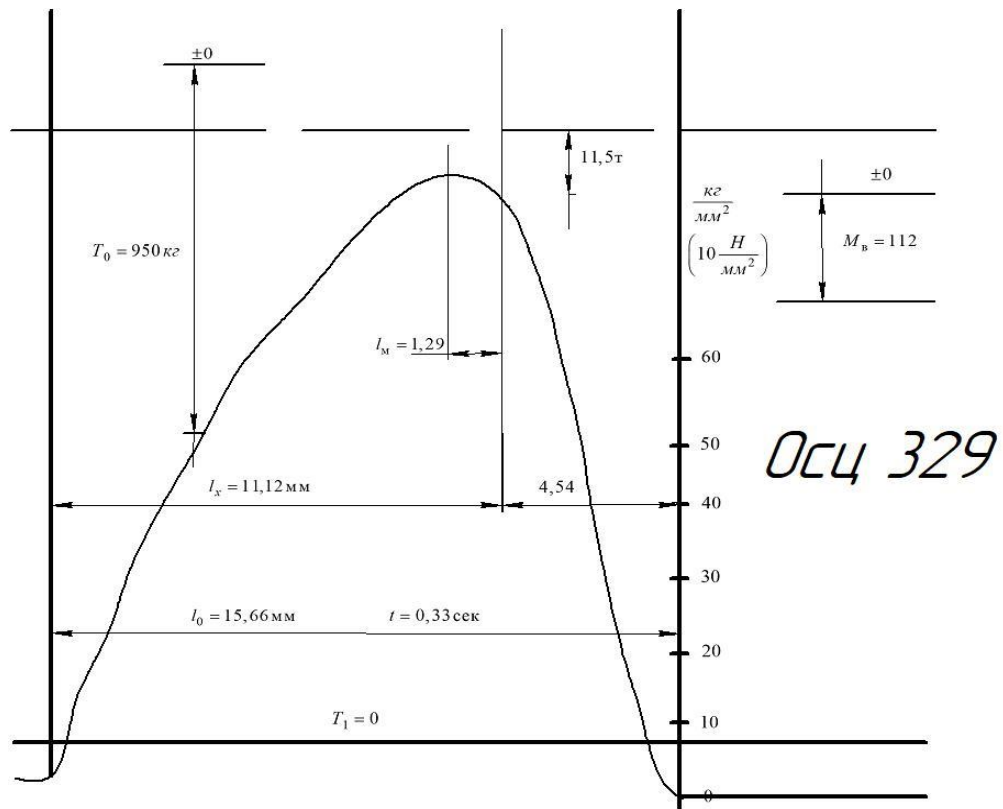


Рисунок 1.4 – Осцилограма, отримана під час прокатування сталевий штаби зі сталі 10 з заднім натяжінням ($h_0 = 1,95 \text{ мм}$, $\varepsilon = 30\%$, $\sigma_0 = 162 \text{ Н/мм}^2$)

Таблиця 1.3

Вплив натяжіння штаби на випередження

№ зразка	$l_{\text{спл}}, \text{ мм}$	$h_1, \text{ мм}$	$\Delta h, \text{ мм}$	$\varepsilon, \%$	$l_0, \text{ мм}$	$S, \%$	$V, \text{ м/с}$	$T_0, \text{ кН}$	$\sigma_0, \text{ МПа}$	$T_1, \text{ кН}$	$\sigma_1, \text{ МПа}$
90	13,76	1,4	0,55	26	15,5	5,75	45	0,5	8,5	0	0
91	13,92	1,32	0,58	30	15,66	4,3	47	9,5	162	0	0
92	13,06	1,3	0,65	33	14,8	3,5	43	16,7	285	0	0
93	10,11	1,63	0,32	16,4	11,85	2,86	62	0,5	8,5	0	0
94	11,26	1,5	0,45	23	13	1,4	50	9	154	0	0
95	13,86	1,36	0,59	30	15,6	5	45	0,38	6,5	0	0
96	12,23	1,35	0,6	30,8	13,97	8,6	50	0,38	6,5	6,48	160
97	14,76	1,32	0,63	32	16,5	5,7	42	0	0	0	0
98	13,13	1,3	0,65	33	14,87	5	37	7,23	125	1,46	37,5
99	13,16	1,2	0,75	38,5	14,9	3,6	33	16,9	289	4,5	125
100	14,26	1	0,95	48,7	16	4,3	36	17,8	306	7,96	265

Примітка: номер зразка в роботі А. А. Корольова відповідає номеру осцилограми

Вплив натягіння штаби на середній тиск і силу прокатування

№ зразка	T_0 , кН	σ_0 , МПа	T_1 , кН	σ_1 , МПа	$p_{\text{сер}}$, МПа	P , кН
90	0,5	8,5	0	0	720	260
91	9,5	162	0	0	580	230
92	16,7	285	0	0	450	180
93	0,5	8,5	0	0	550	170
94	9	154	0	0	320	90
95	0,38	6,5	0	0	630	230
96	0,38	6,5	6,48	160	600	216
97	0	0	0	0	670	270
98	7,23	125	1,46	37,5	620	230
99	16,9	289	4,5	125	480	180
100	17,8	306	7,96	265	400	170

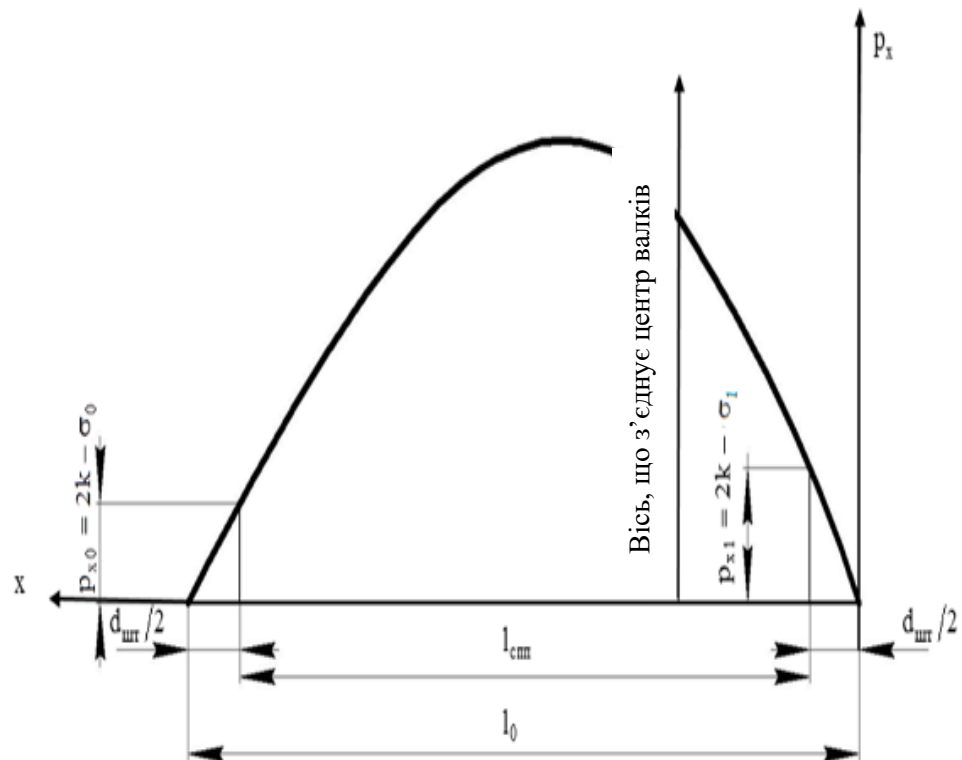


Рисунок 1.5 – До визначення довжини сплющеної дуги захоплення по епюрі нормального тиску

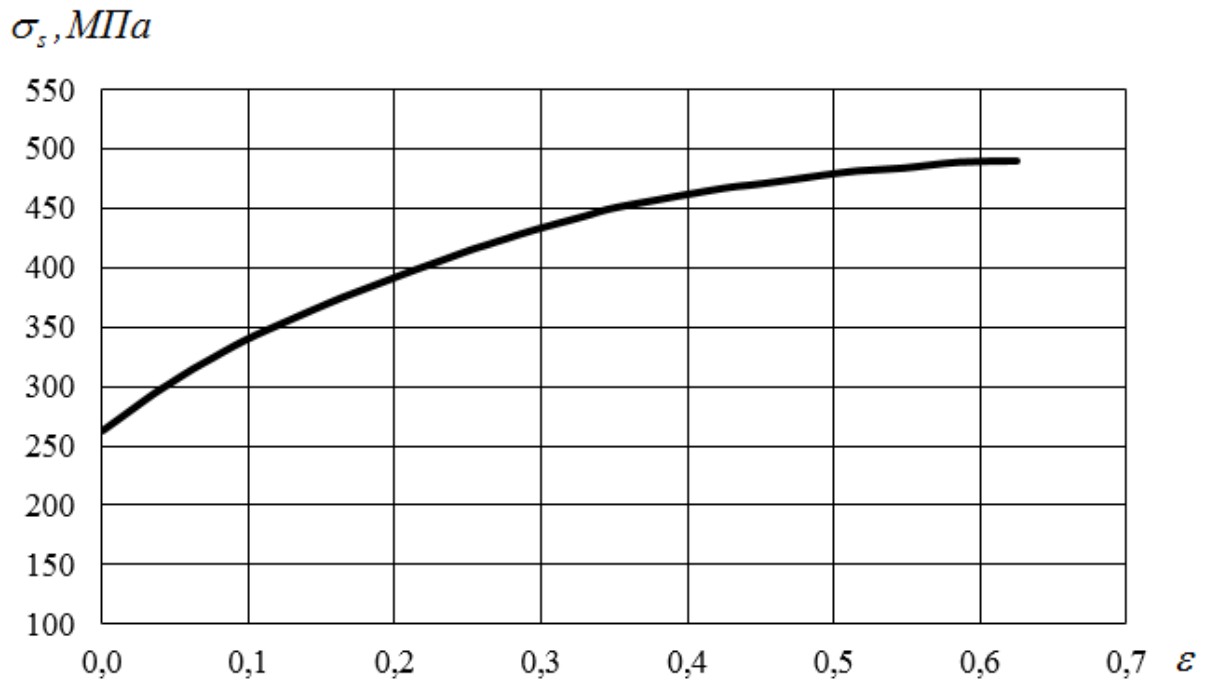


Рисунок 1.6 – Залежність напруження плинності від відносного обтиснення для сталі 10

- зі збільшенням заднього натягіння тиск металу на валки значно знижується, а момент прокатування збільшується, що збігається з відомими теоретичними висновками;

- зі збільшенням заднього натягіння і зменшенням нормального тиску на валки збільшується абсолютне обтиснення.

Висновки А.А. Корольова, отримані на основі обробки результатів експерименту, збігаються з теоретичними дослідженнями А.І. Целікова.

Автори робіт [58, 59] також зазначає, що натягіння знижує величину як максимального, так і середнього питомого тиску і питомих сил тертя, причому заднє натягіння більш ефективно діє в цьому напрямку, ніж переднє. Загальна дія переднього і заднього натягіння ще більше знижує як питомий тиск, так і питома сила тертя.

Фізична сутність безперервного прокатування з натягінням розглянута в книзі В. Н. Видріна [17]. В ній проаналізовано основні закономірності цього процесу, які, в основному, зводяться до положення, що сумарна робота або

потужність сил натягнення дорівнює різниці між роботою (потужністю) натягнення на моталці і розмотувачі.

Якщо виходити з того, що момент прокатування визначається [1]:

$$M_{\text{пр}} = 2P\psi l_d + (Q_0 - Q_1)R, \quad (1.5)$$

то сумарний момент по всім клітям безперервного стану можна виразити наступним чином:

$$\sum_{i=1}^n M_{\text{пр}} = 2 \sum_{i=1}^n P_i \psi_i l_d + M_p - M_m, \quad (1.6)$$

де P_i , ψ_i – відповідно сила прокатування, коефіцієнт плеча моменту в кожній кліті безперервного стану;

M_p и M_m – момент натягу на розмотувачі і моталці;

n – число клітей безперервного стану.

Однак виникає питання. Як необхідно розподілити натягнення, щоб, з одного боку, забезпечити енергозберігаючу технологію, а з іншого - не спровокувати розрив штаби між клітями або буксування її в валках.

Як зазначено в роботі [58], в даний час немає науково обґрунтованих рекомендацій по призначенню величини натягнення штаби між клітями безперервного стану, втім, як і реверсивного.

Автори цієї роботи оцінювали енергетичну ефективність процесу холодного прокатування з натягненням критерієм K_N , який визначається відношенням сумарної потужності на бочках валків при прокатуванні з натягненням до її значенням, але при деформації без натягнення. Аналізуючи цей критерій, можна зазначити, що з ростом натягнення величина K_N постійно зменшується, тобто не має екстремуму. Отже, запропонований критерій не дозволяє визначити раціональний режим натягнення для економії енергії.

При оцінці величини міжклітьового натягнення можна скористатися так званим "середнім коефіцієнтом натягнення" [60,61]:

$$\xi_{\text{сер}} = \xi_0 \left(1,05 + 0,1 \frac{\xi_1}{\xi_0} - 0,15 \frac{\xi_0}{\xi_1} \right), \quad (1.7)$$

де ξ_0 і ξ_1 – коефіцієнти, які визначаються за формулами:

$$\xi_0 = 1 - \frac{\sigma_0}{\beta \sigma_{S0}}; \quad (1.8)$$

$$\xi_1 = 1 - \frac{\sigma_1}{\beta \sigma_{S1}}, \quad (1.9)$$

де σ_0 і σ_1 – заднє і переднє питомі натяжіння;

$\beta \sigma_{S0}$ і $\beta \sigma_{S1}$ – вимушене напруження пластичності при вході в осередок деформації і на виході з нього.

Зауважимо, що при збільшенні $\xi_{\text{сер}}$ функція $K_N = \varphi(\xi_{\text{сер}})$ буде монотонно зменшуватися, що також не дозволяє визначити раціональний режим натяжіння за допомогою даного критерію.

Захоплюючи здатність валків при сталому процесі прокатування в значній мірі залежить від режиму натяжіння штаби. Особливо це необхідно враховувати в тих випадках, коли заднє питоме натяжіння істотно перевищує переднє. Очевидно, і повздовжня стійкість процесу прокатування на безперервних станах може визначатися режимом міжклітьового натяжіння штаби.

З літератури відомо, що при прокатуванні вуглецевих сталей абсолютні значення натяжіннь в міжклітьових проміжках безперервних станів холодного прокатування складає 100...300 Н/мм², а між останньою кліттю і моталкою – 30...45 Н/мм². При цьому у відповідності з даними робіт [38, 39] раціональний рівень напружень визначається перш за все, механічними властивостями деформованого металу і відповідає 18-22 % від межі плину матеріалу штаби у відповідному міжклітьовому проміжку (або в проміжку між кліттю та моталками). Виключення складає проміжок між останньою кліттю і моталкою при прокатуванні штаби на неперервних станах і між кліттю та моталкою при прокатуванні штаби в останньому пропуску на одноклітьовому реверсивному

стані. У цьому випадку величина натягіння суттєво знижується (у 5ть разів), що пов'язано з необхідністю зменшення взаємного стиснення витків в холоднокатаному рулоні, що поступає на відпал до ковпакових печей [32, 33, 36, 38-45]. В роботі [34] зроблений висновок про те, що значення питомих натягіннь σ_0/σ_T , які задовольняють умові

$$0,17 \leq \sigma_0/\sigma_T \leq 0,49 \quad (1.10)$$

забезпечують високе самовирівнювання витяжок по ширині штаби і запобігають можливість втрати стійкості останньої, тобто появи неплоскостності. Застосування натягіння при прокатуванні також призводить до суттєвого зменшення величини дійсного напруження текучості, контактних нормальних напружень і напружень тертя, а також довжини осередку деформації і контактної поверхні, внаслідок зменшення впливу пружних деформацій валків і штаби [4, 59, 61-64]. Зменшення величин зазначених параметрів під дією зовнішніх сил, що втягують сприяє зменшенню потужності і витрати енергії при холодному прокатуванні з натягінням [63-71]. Зниження тиску і зусилля при прокатуванні у результаті варіювання переднього і заднього натягіння призводить до зменшення розходу енергії і підвищенню стійкості валків [72]. Автор роботи [72] стверджує, що для зниження тиску на валки необхідно застосовувати несиметричне натягіння з відношенням $\sigma_0/\sigma_1 < 0,9$ або $\sigma_0/\sigma_1 > 1,1$, а також симетричне натягіння $\sigma_0/\sigma_1 < 0,8/0,8$ або $0,9/0,9$. В цьому випадку тиск на валки зменшиться і підвищиться їх зносостікість на не менше ніж на 10-15%. Все вищеперераховане означає, що за рахунок розробки нових режимів натягіння на діючих листових станах безперервного прокатування можуть бути істотно зменшені потужність, що споживається і питома витрата електричної енергії при холодному прокатуванні.

Для розгляду механізму впливу натягіння на потужність доцільно проаналізувати дані про вплив натягіння на параметри процесу холодного прокатування. Прикладені до штаби сили натягіння є складовими загального балансу поздовжніх сил і впливають на стан нейтрального перерізу в осередку деформації.

Переднє натягіння збільшує значення нейтрального кута, тобто протяжність зони випередження при прокатуванні, в той час як зростання заднього натягіння зменшує значення нейтрального кута і відповідно збільшує довжину зони відставання.

Проведений аналіз показав, що в даний час накопичений значний експериментальний матеріал, який не вписується в сучасну теорію прокатування. З позиції цієї теорії важко пояснити втрату рівноваги штаби в осередку деформації з частковою або повною пробуксовкою при наявності зони випередження. У літературі наведено результати дослідів, які показують, що процес може відбуватися стійко при однозонному ковзанні металу в осередку деформації, особливо при прокатуванні з ефективними технологічними мастилами.

Відповідно до теорії такі умови деформації відносяться до граничних. Є також дослідні дані стійкого процесу прокатування металу в валках з повним відставанням, коли швидкість руху штаби на виході з контактної зони істотно нижче лінійної швидкості валків («від'ємне» випередження).

Всі наведені випадки прокатування повинна враховувати сучасна теорія, тим більше що деформація штаби з однозонним ковзанням є енергетично вигідним процесом, тому що при цьому відсутня підпираюча дія сил тертя в осередку деформації.

При прокатуванні на безперервних станах не отримала належного розвитку методика вибору режиму міжклітьового натягіння штаби, немає науково обґрунтованих рекомендацій з цього питання.

Висновки до розділу 1

1. Розглянуто теоретичні особливості захоплюючої здатності валків в сталому режимі прокатування. Показано, що, в залежності від умов деформації, відношення максимального кута захоплення до коефіцієнта тертя може дорівнювати, бути менше або більше двох.

2. Проаналізовано дослідні дані настання граничного випадку прокатування, які показують, що максимальний кут захоплення при стійкому випадку пластичної деформації практично завжди є менше двох коефіцієнтів тертя.
3. Результати аналізу дослідів показують, що втрата рівноваги металу в осередку деформації з наступною частковою або повною пробуксовкою може виникати при розвиненій зоні випередження, тобто умова $\gamma = 0$ не завжди є граничною.
4. Проаналізовані експериментальні дані показали, що захоплююча здатність валків при сталому процесі прокатування в значній мірі залежить від режиму натягіння штаби. Особливо це необхідно враховувати в тих випадках, коли заднє питоме натягіння істотно перевищує переднє. Це говорить про те, що поздовжня стійкість процесу прокатування на безперервних станах може визначатися режимом міжклітьового натягіння штаби.
5. Показано, що при прокатуванні на безперервних станах не розроблена методика вибору режиму міжклітьового натягіння штаби, немає науково обґрунтованих рекомендацій з цього питання.

РОЗДІЛ 2

РІВНОВАГА ПОЗДОВЖНИХ СИЛ В ОСЕРЕДКУ ДЕФОРМАЦІЇ

2.1. Аналіз рівноваги горизонтальних сил в осередку деформації

В останні роки досягнуто значних успіхів у вирішенні складних технологічних завдань із застосуванням обчислювальної техніки. Розроблено програми математичного моделювання процесів обробки металів тиском. У літературі наведено ряд прикладів математичних моделей поведінки металу в осередку деформації при прокатуванні. Досить актуальними в наш час є числені одномірні математичні моделі, що дозволяють у повній мірі враховувати реальний характер розподілу геометричних параметрів, механічних властивостей і умов контактного тертя по довжині осередку деформації процесу прокатування відносно тонких листів і штаб [73- 81]. Структурно математичні моделі даного класу можуть бути поділені на моделі, що засновані на чисельному інтегруванні диференційних рівнянь статичної рівноваги за допомогою, наприклад, методу Рунге-Кутта четвертого порядку [64, 82, 83], а також на моделі, що реалізують чисельні рекурентні рішення кінцево-різностної форми умови статичної рівноваги або балансу енергетичних витрат, що розглядаються в рамках кожного окремого виділеного елементарного об'єму осередку деформації [84, 85]. Серед основних припущень, що покладені в основу одномірного математичного моделювання слід відзначити використання гіпотези плоских перерізів та інженерного варіанту умови пластичності [86-88], а також припущення про постійність розподілу подвоєного опору зсуву і нормальних напружень по висоті кожного окремого поперечного перерізу осередку деформації.

Разом з тим, необхідно відзначити, що фізична сутність прокатування ще не пізнана в тій мірі, яку вимагає практика, на що справедливо зверталася увага в роботах [89,90].

По ряду найважливіших питань в теорії мають місце невизначеності або навіть суперечливі судження. Так, при визначенні кута нейтрального перерізу розглядається рівновага тільки контактних сил, що діють в зонах відставання і випередження, а при аналізі нормального тиску і питомих сил тертя (рівняння рівноваги в осередку деформації) в рівновазі виділеного елемента металу беруть участь і поздовжні нормальні напруження. З огляду на, що ці напруження діють в будь-якому перерізі зони пластичної деформації, за винятком граничних, а осередок деформації являє собою замкнуту механічну систему, то, мабуть, рівновагу металу в валках має бути забезпечено з урахуванням дії поздовжніх сил.

Рівень стабільності процесу прокатування аж до переходу його до граничних умов і появи часткових буксувань в теорії визначається довжиною зони випередження і в межі рівністю кута нейтрального перерізу γ нулю [28, 66]. Прийнята гранична умова часто застосовується в теоретичних дослідженнях і в практичній роботі. Як відомо, ця гранична умова тісно пов'язана з максимальним кутом захоплення при сталому процесі $\alpha_y^{\max} \leq 2 f_y$ вираз (1.2) і з особливим характером розподілу тиску p_x по довжині осередку деформації, епюра зміни якого має вигляд увігнутої кривої при середньому тиску $p_{\text{сер}} < 2k_{\text{сер}}$ ($2k_{\text{сер}}$ – середній опір деформації металу, що проктується). Крім того, при зазначених умовах поздовжні нормальні напруження σ_x по всій довжині контактної зони перетворюються в розтягуючі, хоча при звичайному прокатуванні, коли $\alpha \leq f$, они є стискаючими. По енергетичним міркуванням важко пояснити, що при значній пластичній деформації і певних втратах на тертя середній тиск в осередку деформації може бути менше $2k_{\text{сер}}$. Вищевикладене ставить під сумнів можливість прокатування в зазначених умовах, мабуть процес повинен завершитися при меншому куті захоплення.

Питання про рівновагу сил в осередку деформації вже було розглянуто в роботах [91-99].

В роботах [97, 100, 101] запропонована нова методика оцінки поздовжньої стійкості штаби в осередку деформації, яка заснована на розрахунку середньої результуючої поточних горизонтальних сил пластично деформованого металу. В основу розробленої методики покладено схему рівноваги поточного об'єму металу в осередку деформації (рис. 2.1).

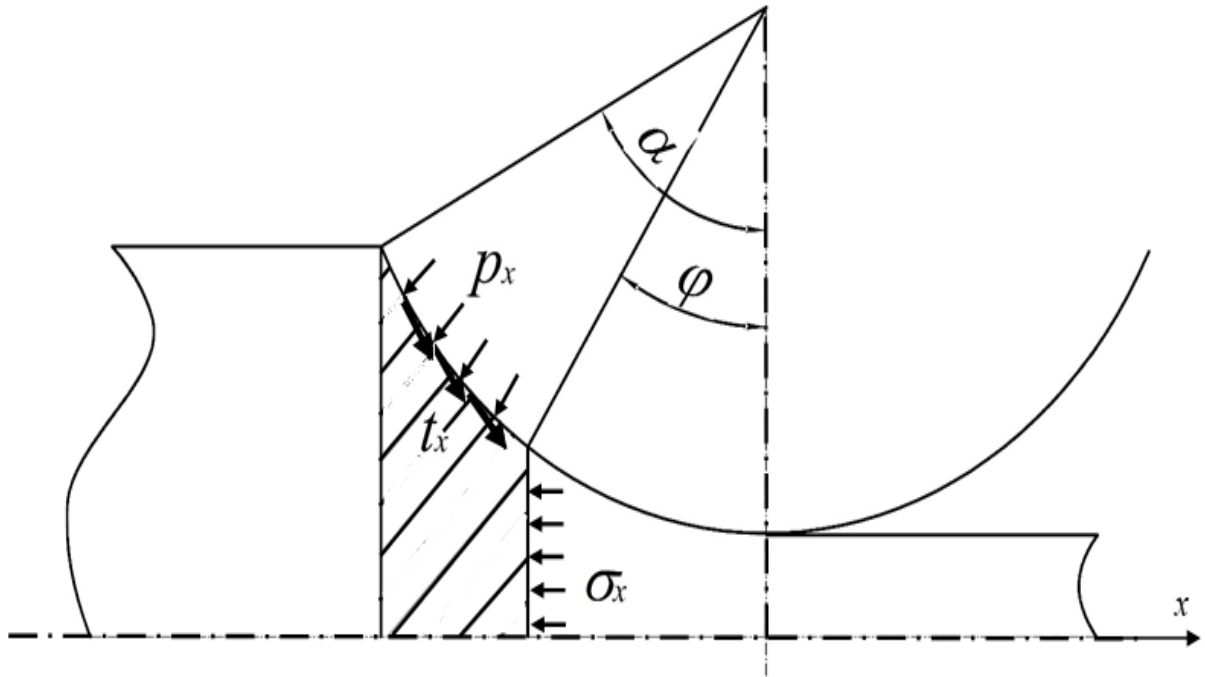


Рисунок 2.1 – Схема рівноваги поточного об'єму металу в осередку деформації

Умова рівності контактних і внутрішніх сил в цьому випадку має вигляд:

$$-2 \int_{\varphi}^{\alpha} p_x \sin \varphi d\varphi Rb + 2 \int_{\varphi}^{\alpha} t_x \cos \varphi d\varphi Rb = \sigma_x h_x b, \quad (2.1)$$

де p_x і t_x – нормальний тиск і питома сила тертя;

R і b – радіус валків і ширина розкату;

α і φ – кут захоплення і його поточне значення в осередку деформації;

h_x – поточна товщина штаби.

В свій час уроботах [102-112] було запропоновано ряд рішень для диференціального рівняння (2.1). Ці рішення відрізняються головним чином характером сил тертя в зоні контакту [113].

Права частина виразу (2.1) являє собою поточну поздовжню силу в осередку деформації $Q_{xп.}$.

При аналізі стійкості процесу важливо знати не поточне значення сили $Q_{xп.}$, а її середнє результуюче значення $Q_{сер.п.}$, що дорівнює:

$$Q_{сер.п.} = \frac{1}{ld} \int_0^{\alpha} Q_{xп.} R d\varphi, \quad (2.2)$$

Поточні внутрішні сили $Q_{xп.}$ в залежності від умов прокатування можуть бути по всій довжині осередку деформації стискаючими і спрямованими протилежно руху штаби або ж на окремій ділянці його бути розтягуючими з відповідним напрямком, що визначається характером зміни напруження σ_x . Середня результуюча цих сил $Q_{сер.п.}$, є інтегральною силою опору, активну роль в осередку деформації виконувати не може. Вона не повинна сприяти процесу прокатування і тому завжди спрямована протилежно по відношенню до руху прокату. У зв'язку з чим їй приписано від'ємне значення. Разом з тим, в теоретичних розрахунках за певних параметрах прокатування сила $Q_{сер.п.}$ може приймати додатні значення. На цій гіпотезі і побудована методика оцінки, запропонована в роботі [100, 114-115]. Для цього продиференціюємо рівність (2.1). Попередньо зауважимо, що розглядається випадок прокатування широкої штаби, коли $\Delta b \approx 0$.

$$d \left[-2 \int_{\varphi}^{\alpha} p_x \sin \varphi d\varphi R \right] + d \left[2 \int_{\varphi}^{\alpha} t_x \cos \varphi d\varphi R \right] = d\sigma_x h_x + dh_x \sigma_x. \quad (2.3)$$

Якщо $h_x = h_1 + R\varphi^2$, то $dh_x = 2R\varphi d\varphi$.

Розглянемо перший член лівої частини рівняння (2.3).

Нехай $\int_{\varphi}^{\alpha} p_x \sin \varphi R d\varphi = \psi(\alpha) - \psi(\varphi)$. Тоді при диференціюванні пер-

ший член правої частини цього виразу дорівнює нулю. В результаті:

$$d \left[-2 \int_{\varphi}^{\alpha} p_x \sin \varphi R d\varphi \right] = 2 p_x \sin \varphi R d\varphi,$$

$$d \left[2 \int_{\varphi}^{\alpha} t_x \cos \varphi R d\varphi \right] = -2 t_x \cos \varphi R d\varphi$$

і вираз (2.3) набуває вигляду:

$$2 p_x \sin \varphi R d\varphi - 2 t_x \cos \varphi R d\varphi = d\sigma_x h_x + \sigma_x \cdot 2 R d\varphi$$

або

$$2 R d\varphi \left(p_x \frac{\sin \varphi}{\varphi} - t_x \frac{\cos \varphi}{\varphi} - \sigma_x \right) = d\sigma_x h_x.$$

У практичних випадках $\frac{\sin \varphi}{\varphi} \approx 1$, а $\frac{\cos \varphi}{\varphi} \approx \frac{1}{\operatorname{tg} \varphi}$.

Тоді:

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

Припускаючи, що p_x і σ_x є головними напруженнями, має:

$$p_x - \sigma_x = 2k_{\text{сер}}, \quad (2.4)$$

де $2k_{\text{сер}}$ – середній опір деформації металу.

$$dp_x = d\sigma_x$$

Підставляючи ці значення в попереднє рівняння, отримуємо:

$$dp_x = \left(2k_{\text{сер}} - \frac{t_x}{\operatorname{tg}\varphi} \right) = \frac{dh_x}{h_x}. \quad (2.5)$$

Таким чином, проведений аналіз показав, що аналогом виразу (2.1) є широко відоме в теорії прокатування диференціальне рівняння рівноваги [116], що має вигляд (2.5).

Отже при визначенні поздовжніх нормальних напружень σ_x і сил $Q_{xп.}$ та $Q_{\text{сер.п.}}$ можна виходити з рішення відомого в літературі диференційного рівняння рівноваги при моделі тертя у вигляді:

$$t_x = 2p_x,$$

або будь-якої іншої придатної функції.

Як відомо, аналіз результатів дослідження краще проводити в безрозмірному вигляді:

$$d\left(\frac{p_x}{2k_{\text{сер}}}\right) = \left(1 - \frac{f \frac{p_x}{2k_{\text{сер}}}}{\operatorname{tg}\varphi}\right) \frac{dh_x}{h_x}.$$

Вирішуючи цей вираз з урахуванням умови пластичності

$$\frac{p_x}{2k_{\text{сер}}} = 1 + \frac{\sigma_x}{2k_{\text{сер}}}$$

можна отримати розподіл тиску $\frac{p_x}{2k_{\text{сер}}}$; $\frac{\sigma_x}{2k_{\text{сер}}}$; $Q_{xп.}^* = \frac{Q_{xп.}}{2k_{\text{сер}}Rb}$ і

$Q_{\text{сер.п.}}^* = \frac{Q_{\text{сер.п.}}}{2k_{\text{сер}}Rb}$ в безрозмірному вигляді.

Проаналізуємо зміну середньої результуючої сили $Q_{\text{сер.п.}}^*$ в залежності від умов прокатування за дослідними даними П. Л. Клименко [31], що наведені

у першому розділі дисертації. Умови прокатування, при яких проводилися дослідження наведено в таблиці 1.1, а дослідні епюри для цих випадків наведені на рис. 1.2.

Зауважимо, що в своїй роботі [31] автор зазначав, що при параметрах прокатування $\frac{l_d}{h_{\text{сер}}} = 7$ процес здійснювався стійко, в той час, як при прокатуванні з $\frac{l_d}{h_{\text{сер}}} = 6$ прокатування здійснювалося на межі пробуксовки.

Вимірювання контактних напружень, в умовах першого експерименту (рис. 1.2) показано, що в осередку деформації має місце розвинена зона випередження. Запас втягуючих метал в валки сил значний, процес прокатування відбувався стійко без видимості найменших пробуксовок. На що звертає увагу автор дослідження [31]. При теоретичному визначенні розподілу контактних і внутрішніх напружень, а також поточних поздовжніх сил (рис. 2.2 криві 1) поздовжні напруження σ_x по всій довжині осередку деформації є стискаючими, поточні сили $Q_{xп.}$ у всіх перерізах спрямовані протилежно руху штаби, середня результуюча сила $Q_{\text{сер.п.}}^* = -0,0111$ що свідчить про поздовжню стійкість металу в валках. Із зазначеного випливає, що теоретичні висновки підтверджуються практикою (виконаними дослідями). Аналогічні висновки можна зробити і щодо другого експерименту (рис. 2.2 криві 2) при прокатуванні свинцевих зразків з малоефективним технологічним мастилом. Разом з тим слід зазначити, що при прокатуванні в умовах другого досліду зона випередження була малою і запас втягуючих сил був значно меншим. Теоретичне рішення наведене кривими 2 на рис. 2.2. В цьому випадку результуюча сила $Q_{\text{сер.п.}}^*$ також від'ємна, хоча по абсолютній величині значно менше, ніж в першому випадку ($Q_{\text{сер.п.}}^* = -0,0017$). Прокатування свинцевих зразків в третьому досліді (рис. 2.2 криві 3) проводилася з ефективним технологічним мастилом,

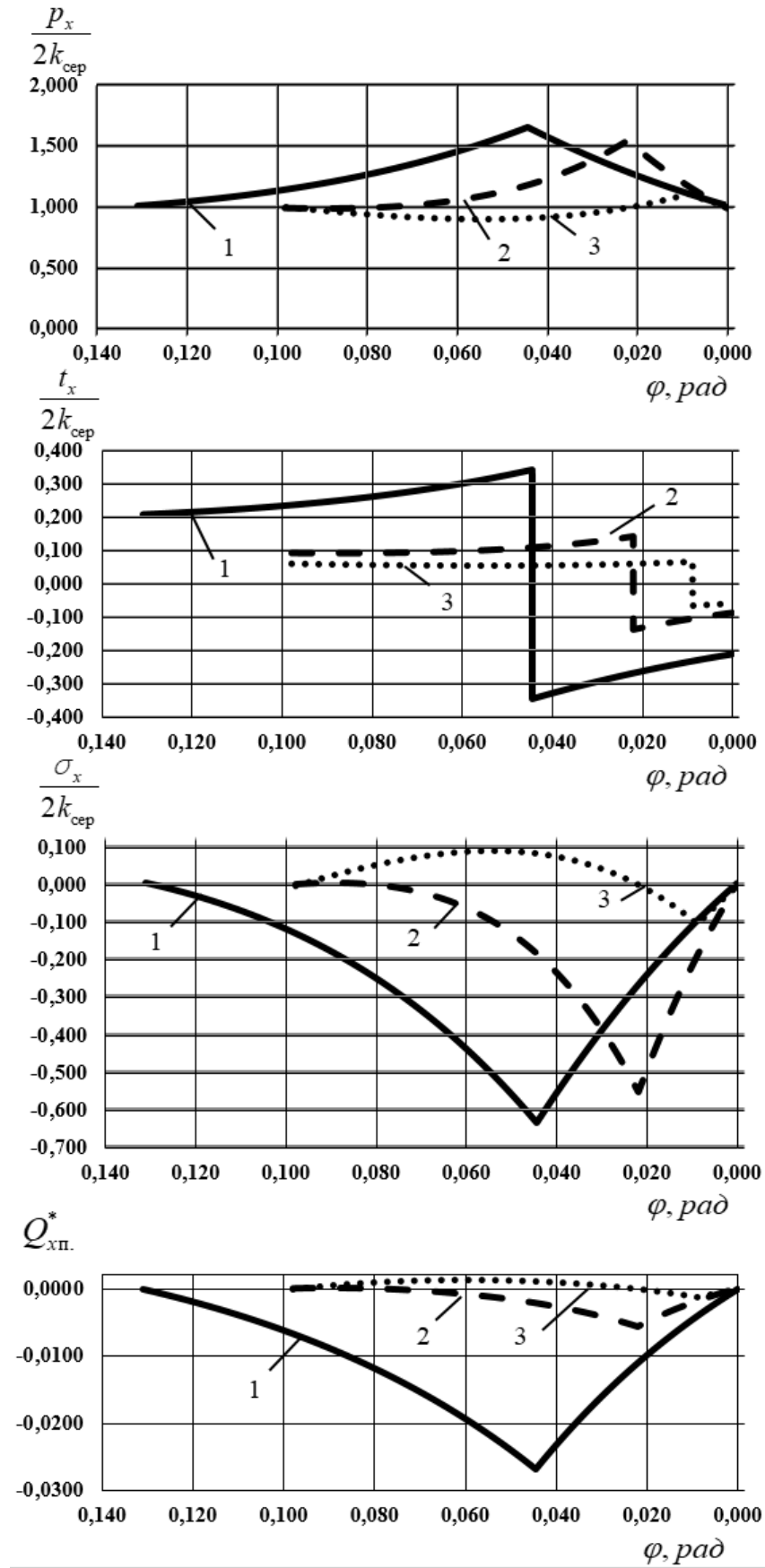


Рисунок 2.2 – Теоретичні епюри розподілу внутрішніх і зовнішніх поздовжніх напружень

коефіцієнт тертя дорівнював $f_{\text{сер}} = 0,06$. Процес прокатування відбувався при однозонному ковзанні металу в валках. Автор відзначає [31], що в цьому випадку епюри контактних напружень отримані при нестійкому прокатуванні з пробуксовкою металу. Теоретичне рішення в цьому випадку прокатування представлено на рис. 2.2 кривими 3. Поточна сила $Q_{\text{хп.}}^*$ на більшій частині осередку деформації є додатною, середня результуюча сила $Q_{\text{сер.п.}}^* = 0,0006$, що свідчить про неможливість стійкого процесу прокатування.

Таким чином, розрахункові дані повністю підтвердили результати експерименту. Значення середньої результуючої сили пластично деформованого металу може характеризувати поздовжню стійкість штаби в валках.

Наскільки обґрунтованим є введення цієї результуючої сили $Q_{\text{сер.п.}}^*$ і чи можна виділити її в осередку деформації?

Згідно з основним законом теоретичної механіки сума внутрішніх сил в рухомому середовищі дорівнює нулю [117], тобто:

$$\sum F_{iy} = 0. \quad (2.6)$$

У процесі руху цього середовища відстань між матеріальними точками постійна, вона не змінюється в часі, що справедливо для абсолютно твердого тіла. З цієї причини внутрішні сили не здійснюють роботу, і потенційна енергія суми матеріальних точок залишається незмінною. Якщо записати рівняння повної потенційної енергії:

$$V = \sum V_i + \sum V_{iy}, \quad (2.7)$$

де $\sum V_i$ і $\sum V_{iy}$ – потенційна енергія зовнішніх і внутрішніх сил; то друга складова правої частини цього рівняння, при розглянутих умовах, є постійною величиною.

У разі, якщо матеріальні точки системи рухаються з різними швидкостями, що характерно для суцільного пластично деформованого середовища, то

сума внутрішніх сил $\sum F_{iy}$ може і не дорівнювати нулю і, що дуже важливо, може змінюватися в часі. Отже, при русі матеріальних точок цього середовища відбувається робота внутрішніх сил. При цьому кожна точка системи отримує прискорення в поздовжньому напрямку:

$$\frac{dv}{dt} = \frac{\partial v_x}{\partial t} + \frac{\partial v_x}{\partial x} v_x. \quad (2.8)$$

Перший член правої частини цього виразу показує зміну швидкості даної точки в часі (при стаціонарному процесі ця складова дорівнює нулю). Другий доданок характеризує переносну зміну швидкості точки в результаті пластичної деформації при русі її уздовж зони контакту. Ця складова прискорення, будучи результатом пластичної деформації, практично завжди не дорівнює нулю. З цього слідує, що в осередку деформації при русі матеріальних точок виникають внутрішні динамічні сили і певний напружений стан металу. Саме тому при складанні умови рівноваги виділеного елемента металу довжиною dx Т. Карман прийняв, що з одного боку його діють напруження $\sigma_x + d\sigma_x$, а з іншого – σ_x .

Аргументи, наведені вище, дозволяють стверджувати, що в пластично деформованому середовищі (осередку деформації) можна виділити результуючу поздовжню силу $Q_{\text{сер.п.}}^*$, яка відображає дію сукупності матеріальних точок цього середовища.

Підкреслимо, що при стійкому прокатуванні сила $Q_{\text{сер.п.}}^*$ є силою опору, і вона спрямована протилежно руху штаби (рис. 2.3, а).

Дія поздовжніх сил в осередку деформації підтверджується і на практиці.

В роботах [118-121] показано, що на певній частині осередку деформації виникає "зворотній" рух металу. На це звертав увагу ще В. Е. Грум-Гржимайло [121]. Якщо нанести вертикальні лінії на поверхню штаби (рис. 2.3, б, лінії 1), то при вході в осередок деформації вони вигинаються в напрямку,

протилежному руху штаби (рис. 2.3, б, криві 2). Мабуть, це результат дії саме поздовжньої сили $Q_{\text{сер.п.}}^*$.

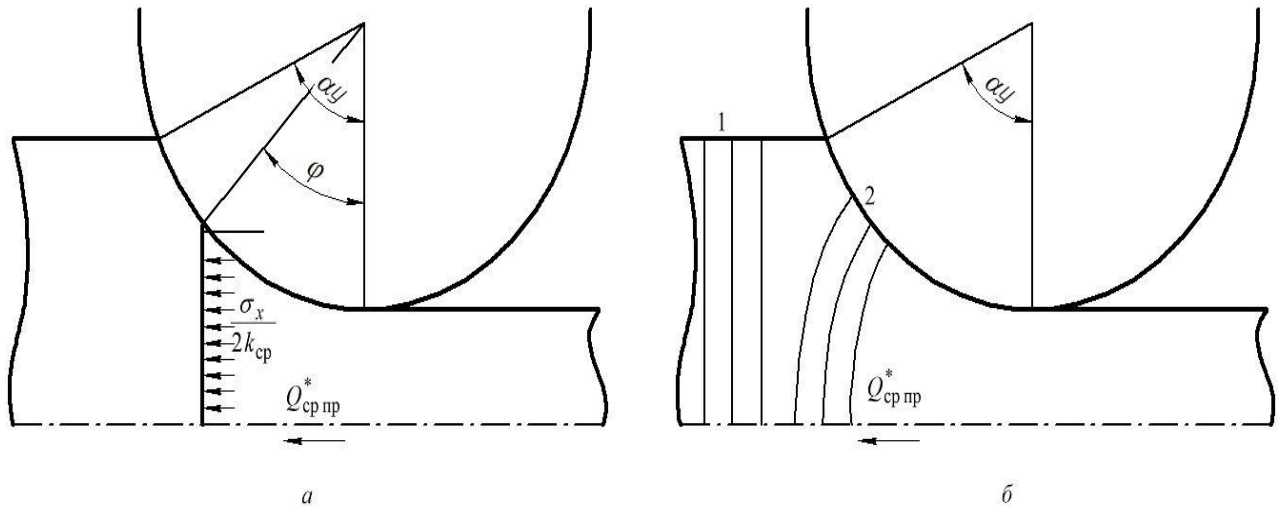


Рисунок 2.3 – Напрямок поздовжніх напружень і сил в осередку деформації і пластичну течію металу при стійкому процесі прокатування

Проведений аналіз показує, що для забезпечення рівноваги в осередку деформації контактним втягуючими метал в валки силам необхідно подолати, поряд з виштовхуючими силами, і результуючу $Q_{\text{сер.п.}}^*$.

Якщо в кожному перерізі осередку деформації поточні горизонтальні контактні і внутрішні сили рівні (2.3), то будуть однаковими і їх середньоінтегральні результуючі значення, тобто:

$$2Q_{\text{сер.к.}}^* = Q_{\text{сер.п.}}^* \quad (2.9)$$

Зауважимо, що $Q_{\text{сер.к.}}^*$ визначається наступним чином:

$$Q_{\text{сер.к.}}^* = \frac{1}{\alpha_y} \int_0^{\alpha_y} Q_{\text{хк.}}^* d\varphi. \quad (2.10)$$

Це означає, що для підтримки балансу сил в осередку деформації нейтральний переріз має кілька зміститися в сторону виходу металу з валків з тим, щоб забезпечити урівноваження сили $Q_{\text{сер.п.}}^*$.

У висновку до цього розділу ще раз підкреслимо, що в осередку деформації можна виділити середньоінтегральне значення результуючої поздовжніх сил пластично деформованого металу $Q_{\text{сер.п.}}^*$. Теоретично ця сила в залежності від умов прокатування може мати різне спрямування. Враховуючи що $Q_{\text{сер.п.}}^*$ є силою опору, можна припустити, що в тих випадках, коли вона спрямована проти ходу прокатування, процес буде проходити стійко. Якщо ця сила дорівнює нулю - прокатування буде протікати в граничних умовах, а якщо її вектор буде збігатися з напрямком руху штаби (сила стає активною) - стійкий процес неможливий.

Справедливість цього припущення оцінимо на основі порівняння з експериментальними даними.

2.2. Порівняльний аналіз зміни результуючої поздовжніх сил і випередження

Проведемо теоретичне дослідження зміни поточної поздовжньої сили $Q_{\text{хп.}}^*$ і результуючої $Q_{\text{сер.п.}}^*$ за умов експериментального прокатування, в яких вивчалася залежність випередження від кута захоплення [18]. Дана залежність приведена на рис. 1.3, б, крива 1.

Дослідники проводили досліди на лабораторному стані 210 в валках діаметром 207 мм. Прокатували свинцеві ступінчасті зразки шириною 60 мм на кінцеву товщину 3,75 мм. Середній коефіцієнт тертя в дослідах складав $f_y \approx 0,26$.

Відповідно до параметрів дослідної прокатки були виконані розрахунки напружень $p_x/2k_{\text{сер}}$, $t_x/2k_{\text{сер}}$, $\sigma_x/2k_{\text{сер}}$, поточної поздовжньої сили $Q_{\text{хп.}}^*$ і середньоінтегральну результуючу $Q_{\text{сер.п.}}^*$ при різних кутах захоплення. Результати розрахунків наведені на рис. 2.4-2.10.

При прокатуванні з кутом захоплення $\alpha_y = 0,1$ рад (рис. 2.4) напруження $\frac{\sigma_x}{2k_{\text{сер}}}$ є стискаючими, поточна сила $Q_{\text{хп.}}^*$ по всій довжині осередку деформації спрямована протилежно руху штаби. Результуюча поздовжніх сил в даному випадку дорівнює $Q_{\text{сер.п.}}^* = -0,0132$. Відповідно до прийнятої гіпотези такий випадок прокатування відноситься до стійкого, що підтверджується експериментально.

Аналогічна картина зміни $\frac{\sigma_x}{2k_{\text{сер}}}$ і $Q_{\text{хп.}}^*$ спостерігається і при прокатуванні з кутами захоплення 0,2 і 0,25 рад (рис. 2.5 і 2.6). Результуюча сила $Q_{\text{сер.п.}}^*$ в цих випадках дорівнює відповідно $-0,02$ і $-0,0185$.

У випадку прокатування з $\alpha_y = 0,3$ і $\alpha_y = 0,35$ рад (рис. 2.7 і 2.8) в осередку деформації з'являються поздовжні розтягувальні напруження на вхідній ділянці осередку деформації, і поточна сила $Q_{\text{хп.}}^*$ змінює напрямок на протилежний. У цих випадках процес є також стійким, тому що результуюча сила $Q_{\text{сер.п.}}^*$ залишається стискаючою і рівною $-0,0135$ і $-0,0048$.

При куті захоплення рівному 0,37 рад (рис. 2.9) область поздовжніх розтягуючих напружень в осередку деформації зростає. Відповідно збільшується і ділянка дії поточних сил, спрямованих по ходу прокатування, і середня результуюча сила $Q_{\text{сер.п.}}^*$ по абсолютній величині зменшується і становить $-0,0003$.

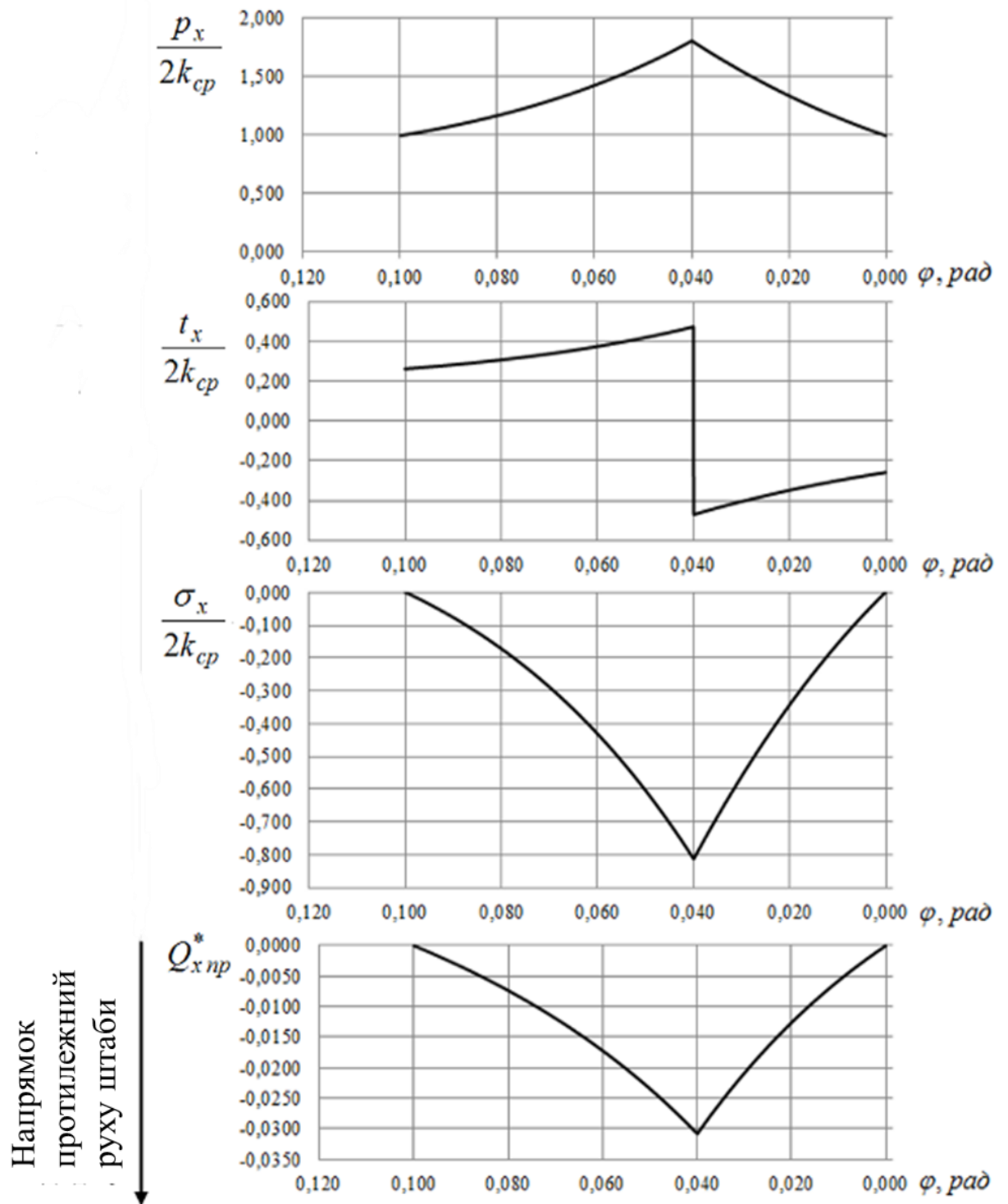


Рисунок 2.4 – Теоретичні розрахунки напружень і сил під час прокатування при $\alpha_y = 0,1$ рад

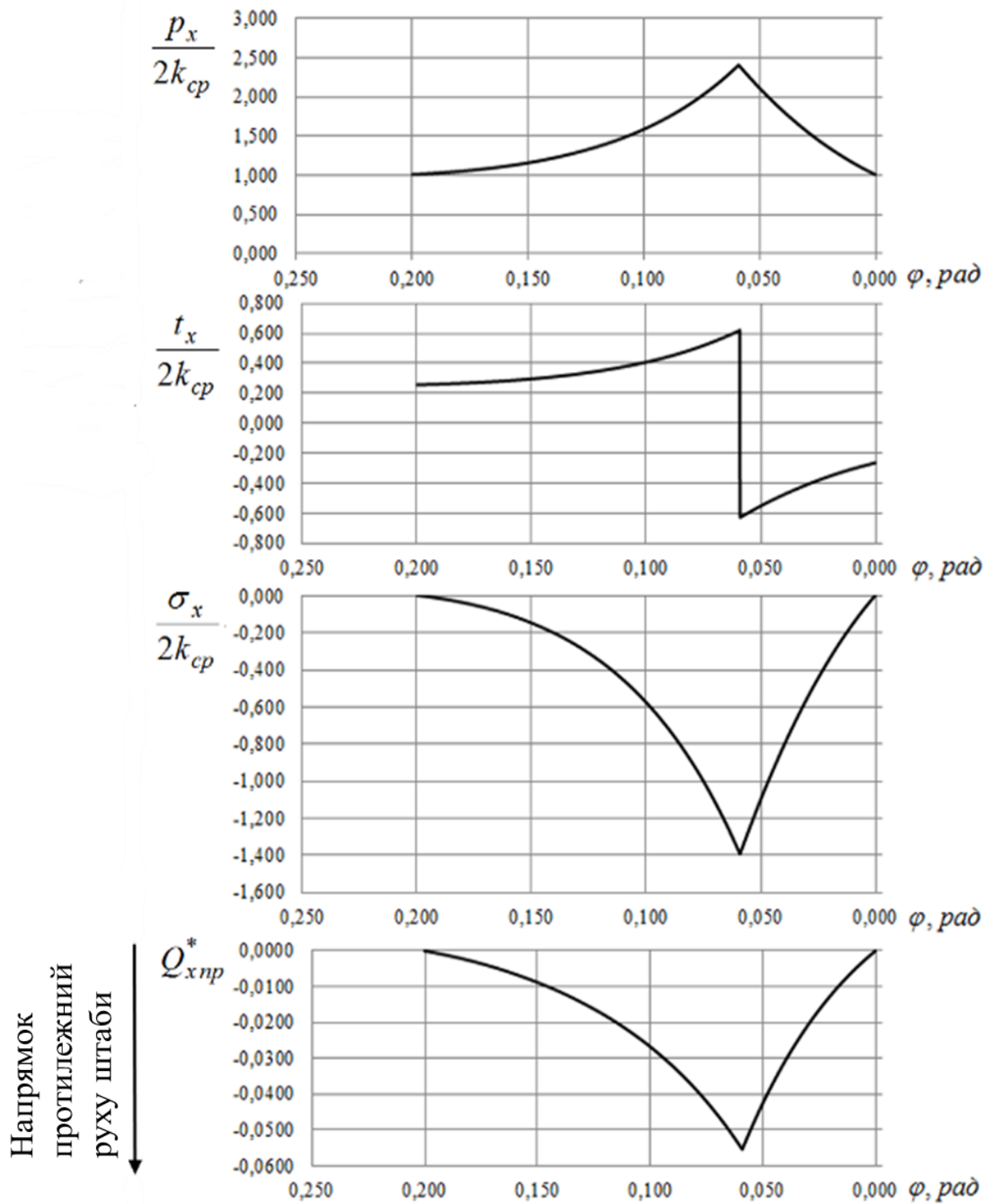


Рисунок 2.5 – Теоретичні розрахунки напружень і сил під час прокатування при $\alpha_y = 0,2$ рад

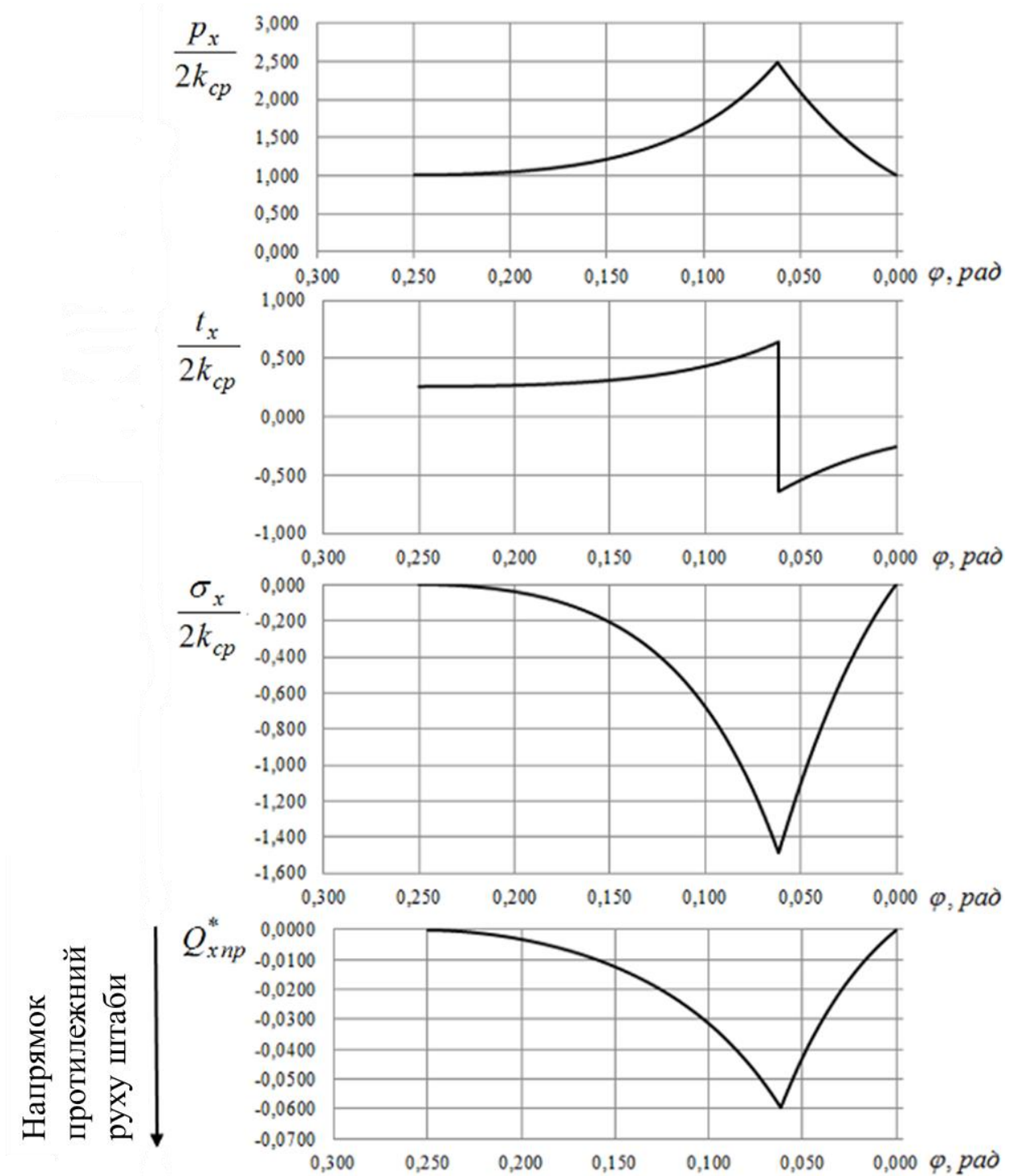


Рисунок 2.6 – Теоретичні розрахунки напружень і сил під час прокатування при $\alpha_y = 0,25$ рад

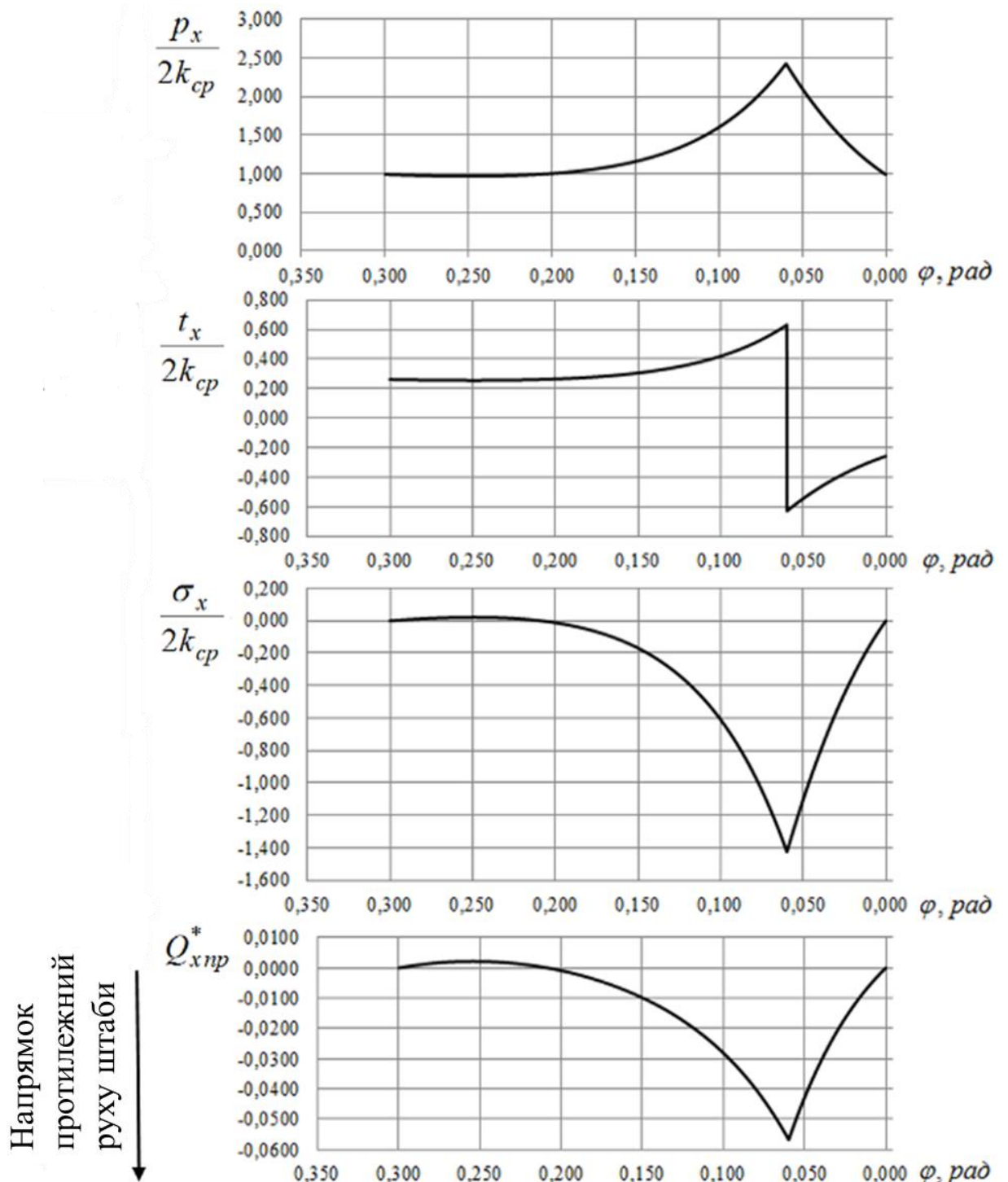


Рисунок 2.7 – Теоретичні розрахунки напружень і сил під час прокатування при $\alpha_y = 0,3$ рад

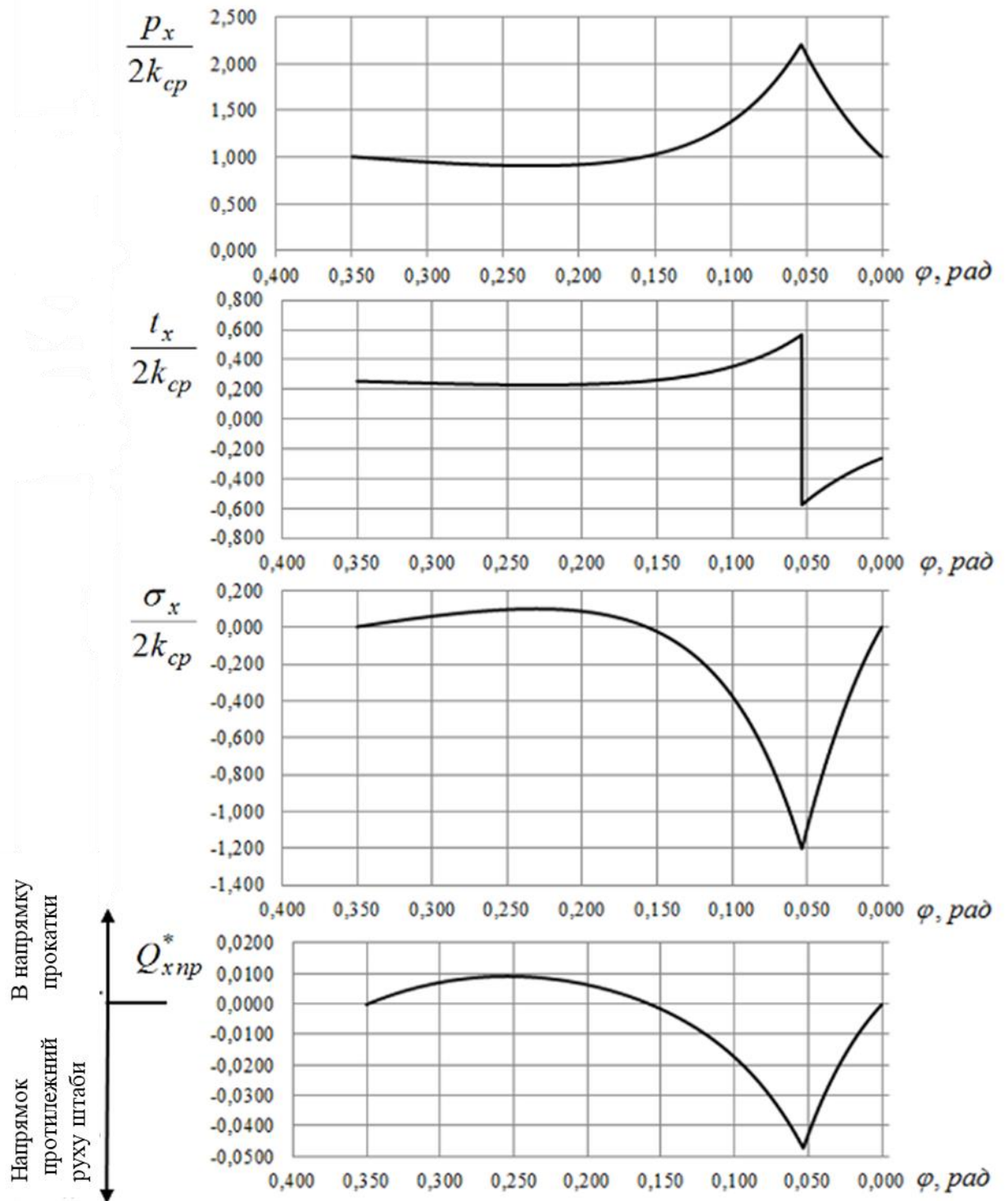


Рисунок 2.8 – Теоретичні розрахунки напружень і сил під час прокатування при $\alpha_y = 0,35$ рад

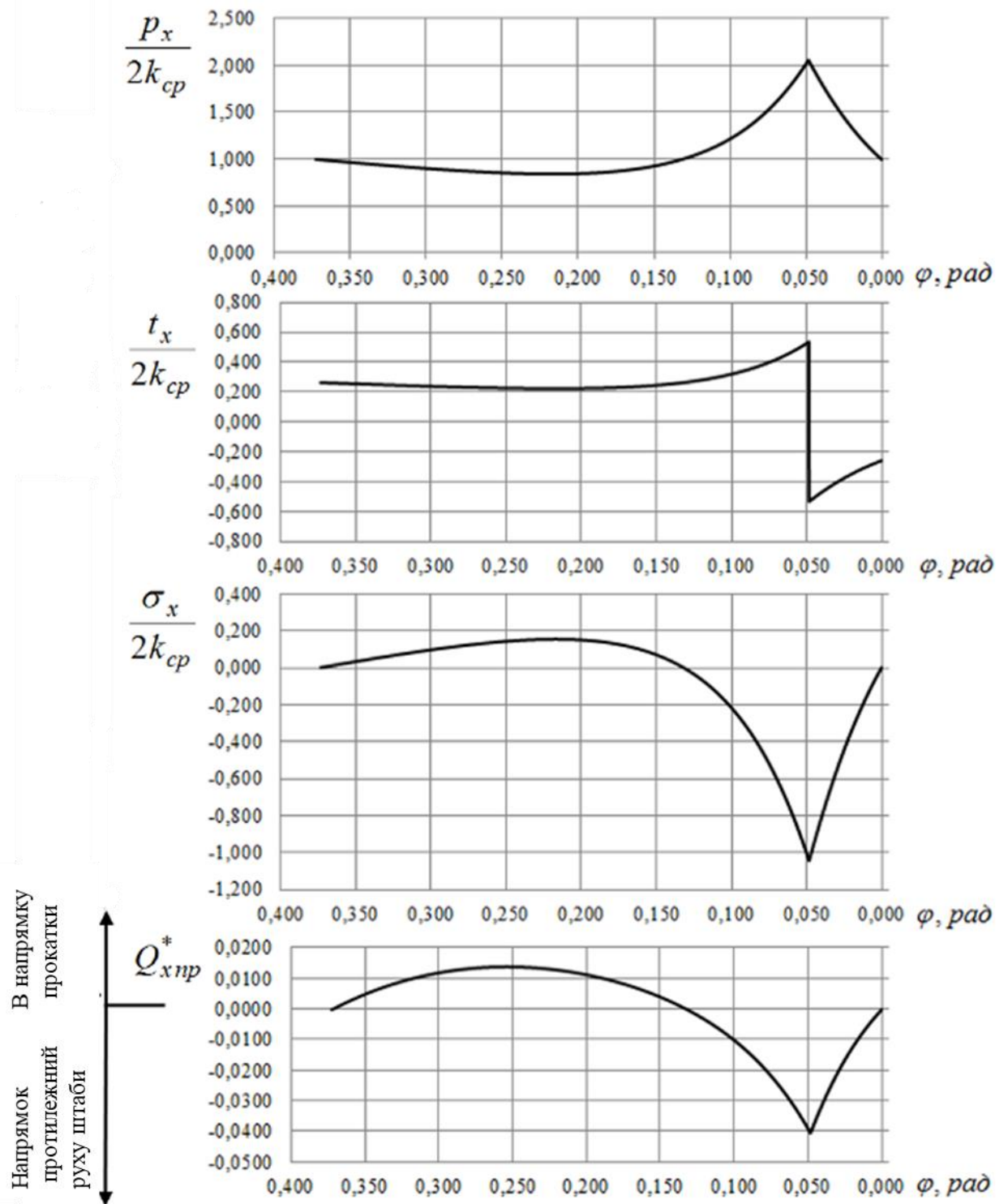


Рисунок 2.9 – Теоретичні розрахунки напружень і сил під час прокатування при $\alpha_y = 0,37$ рад

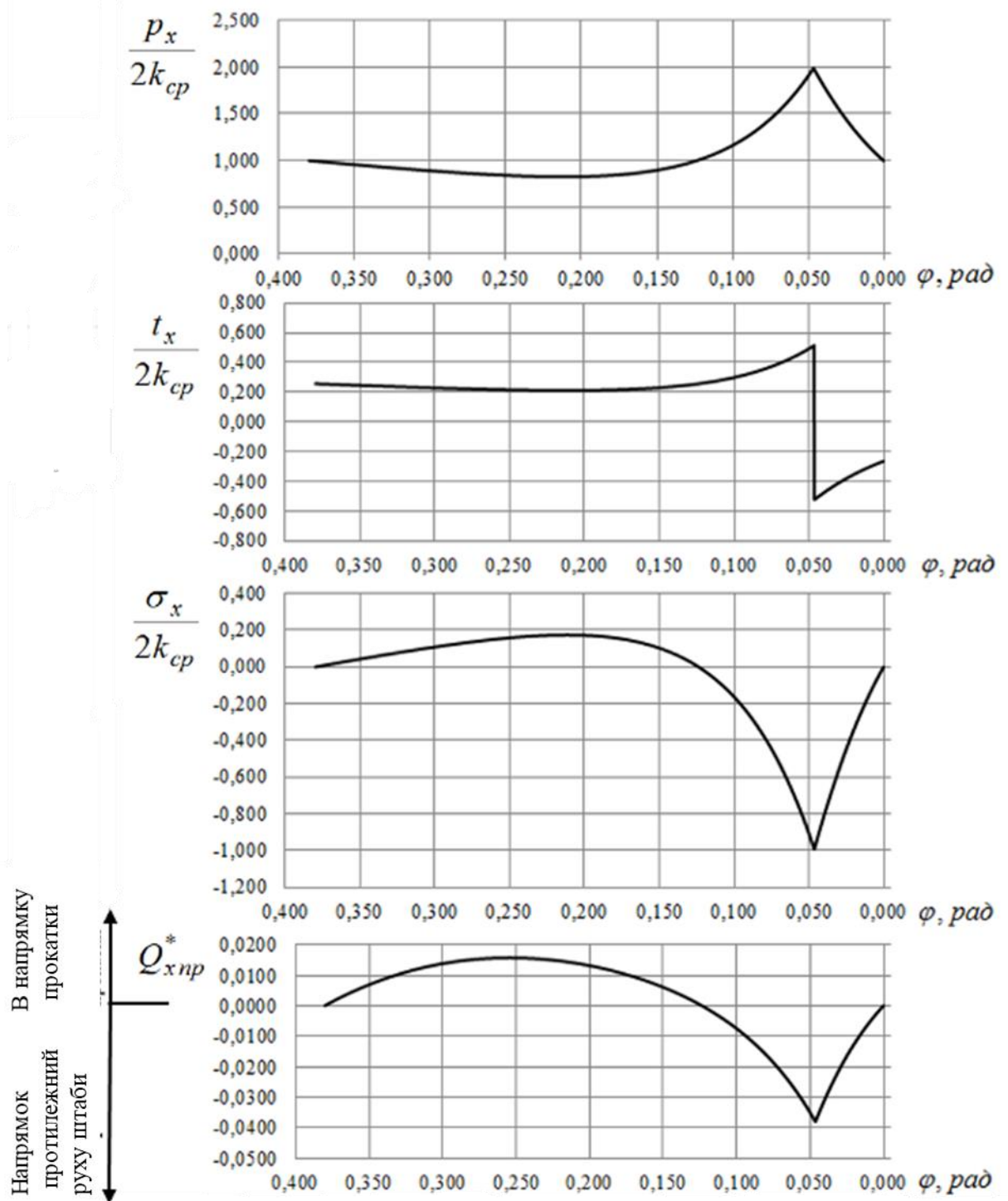


Рисунок 2.10 – Теоретичні розрахунки напружень і сил під час прокатування при $\alpha_y = 0,38$ рад

Прокатування при куті захоплення $0,37$ рад близьке до граничного випадку, тому що $Q_{\text{сер.п.}}^* \approx 0$.

Збільшення кута захоплення до $0,38$ рад (рис. 2.10) призводить до того, що середня результуюча змінює напрямок і стає розтягуючою (активною), $Q_{\text{сер.п.}}^* = 0,002$. Відповідно до прийнятої гіпотези, прокатування в цих умовах неможливе.

Теоретична залежність результуючої сили $Q_{\text{сер.п.}}^*$ від кута захоплення при параметрах прокатування, відповідних дослідним даними наведеним в розділі 1 на рис. 1.1, б, крива 1, показана на рис. 2.11. Порівнюючи результати дослідів (рис. 1.1, б, крива 1) з отриманою залежністю $Q_{\text{сер.п.}}^* = f(\alpha_y)$, можна відзначити, що кут захоплення в сталому процесі якісно однаково впливає на значення поздовжньої результуючої сили і випередження. Причому граничні умови прокатування, отримані дослідним шляхом і розраховані теоретично, збігаються, що підтверджує правомірність прийнятої гіпотези. Важливо підкреслити, що дослідні і теоретичні граничні умови прокатування виникають при наявності зони випередження.

Втрата рівноваги металу в валках з подальшою пробуксовкою при наявності в осередку деформації зони випередження не вкладається в сучасну теорію прокатування і тому потребувала додаткової експериментальної перевірки, яку виконав О. П. Грудєв [4].

При вивченні залежності випередження від кута захоплення автор прокатував свинцеві зразки різної початкової товщини на кінцеву, рівну $1,1$ мм. Середній коефіцієнт тертя, як зазначає автор, становив $f_y = 0,25$. Деформацію здійснювали на двовалковому стані 180 в валках діаметром $194,6$ мм. Результати дослідів наведені на рис. 1.1, а.

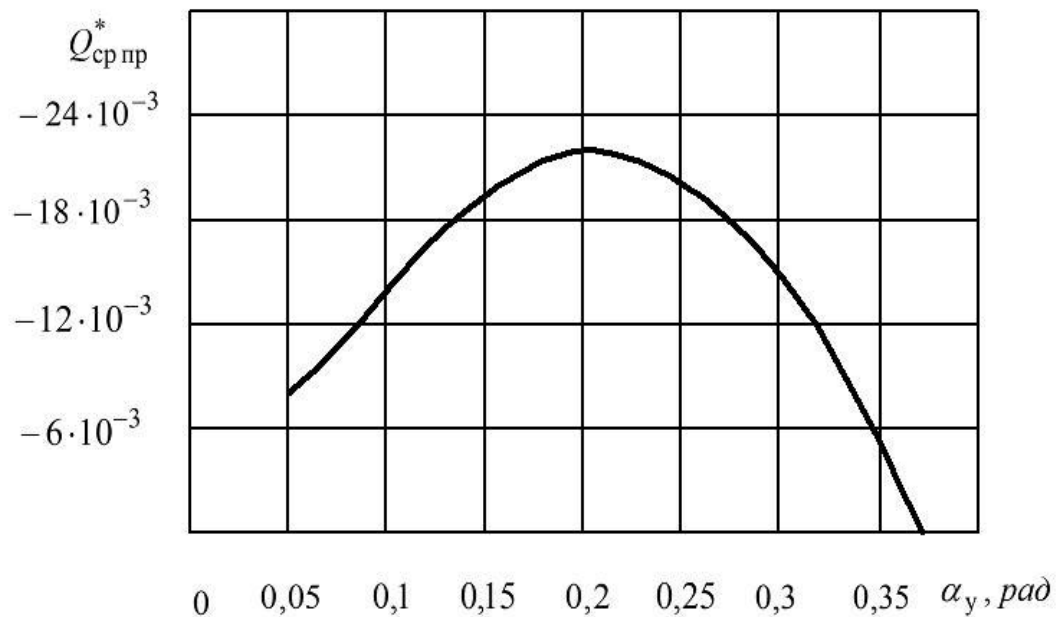


Рисунок 2.11 – Залежність середньої результуючої сили від кута захоплення

Перш ніж аналізувати зв'язок між дослідними значеннями граничних умов прокатування і теоретичними розрахунками результуючої поздовжніх сил, звернемо увагу на наступне. При прокатуванні з кутом захоплення що дорівнює 0,1 рад, кінцевою товщиною 1,1 мм і коефіцієнтом тертя 0,25 теоретичні результати розрахунків контактних напружень з використанням кулонівської залежності між контактними напруженнями не дають правильного результату, що видно з епюр, наведених на рис. 2.12.

Питомі сили тертя t_x в області нейтрального кута для значень, істотно більше опору деформації чистому зсуву. Нормальний тиск поблизу цього кута також підвищений. Така ж картина спостерігається і при інших кутах захоплення для зазначених умов прокатування. Отже, дана модель тертя в цих умовах не працює. На цей надмірний ріст розрахункових значень контактних напружень при використанні кулонівської моделі тертя звертав увагу також і Я. Д. Василева в [122].

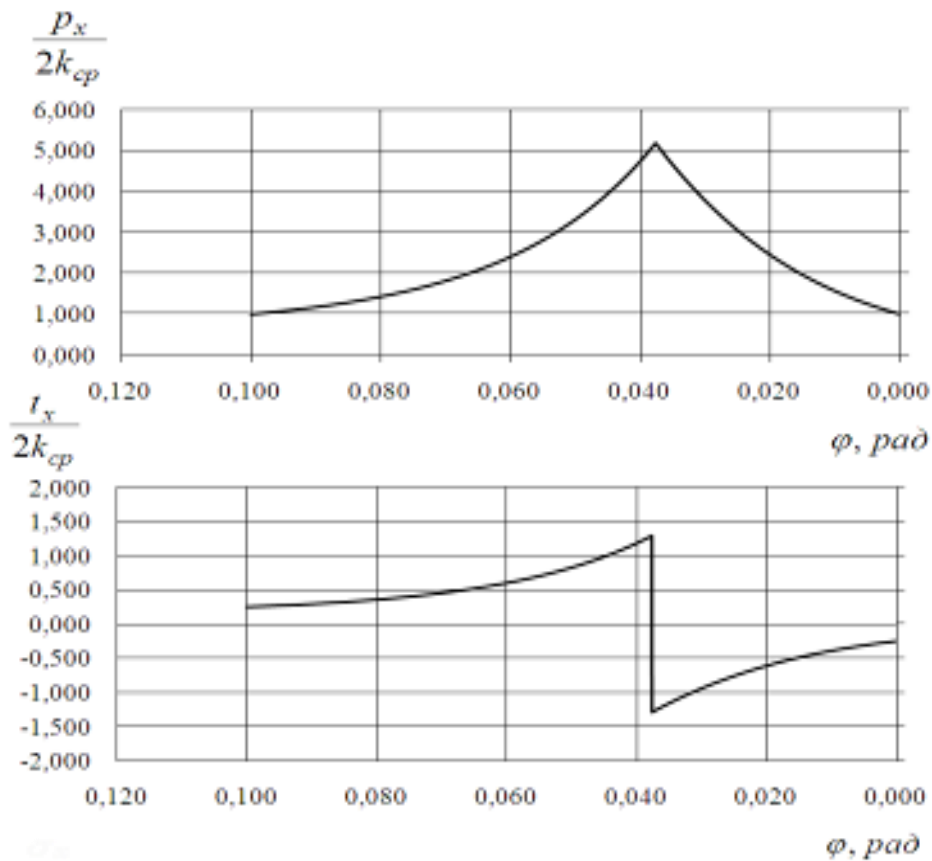


Рисунок 2.12 – Розподіл контактних напружень при кулонівській залежності між контактними напруженнями для випадку прокатування тонкої штаби

Як впливає з роботи [122], при описі зміни питомих сил тертя по всій довжині осередку деформації одним рівнянням, максимальні тиску істотно нижче наведених.

2.3. Методика оцінки поздовжньої стійкості процесу прокатування

На основі проведених досліджень була запропонована методика, що дозволяє оцінити граничну захоплюючу здатність валків в сталому режимі [99]. В основі цього методу лежить розгляд поздовжніх нормальних

напружень і сил, що виникають в пластично деформованому металі. Вихідними даними для їх визначення є епюри контактних нормальних напружень. Ці епюри можна отримати при вирішенні диференціального рівняння рівноваги з використанням коректної для даних умов моделі тертя. Знаючи розподіл тиску в зоні контакту, і використовуючи рівняння пластичності, неважко розрахувати поздовжні внутрішні напруження, поточні поздовжні сили і їх середньоінтегральне результуюче значення. Вище було показано, що при стійкому прокатуванні ця результуюча не може бути спрямована по ходу прокатування (бути додатною), тому що вона є силою опору, реактивною силою. З цього випливає, що граничні умови прокатування настають тоді, коли сила $Q_{\text{сер.п.}}^*$ дорівнює нулю. Якщо ця сила є стискаючою (від'ємною), процес відбувається стійко, і штаба в осередку деформації знаходиться в рівноважному стані.

При цьому, як уже згадувалося, втрата рівноваги штаби може виникати і при наявності зони випередження. Це можливо тому, що при подальшому збільшенні кута захоплення втягуючих метал в валки сил стає недостатньо, щоб одночасно погасити приріст виштовхуючих сил і врівноважити результуючу $Q_{\text{сер.п.}}^*$.

Таким чином, поздовжню стійкість прокату в осередку деформації, тобто прокатування без буксування, можна оцінити за значенням середньоінтегральної результуючої сили пластично деформованого металу.

Послідовність оцінки поздовжньої стійкості процесу прокатування полягає в наступному:

1. В результаті чисельного рішення рівняння рівноваги елементарних об'ємів металу (наприклад, методом Рунге-Кутта) отримуємо епюри розподілу контактних напружень в безрозмірному вигляді $\frac{p_x}{2k_{\text{сер}}}$ і

$$\frac{t_x}{2k_{\text{сер}}}.$$

2. З епюри нормального тиску, використовуючи рівняння пластичності, визначаємо поздовжнє внутрішнє напруження $\frac{\sigma_x}{2k_{\text{сер}}}$:

$$\frac{\sigma_x}{2k_{\text{сер}}} = \frac{p_x}{2k_{\text{сер}}} - 1.$$

3. Розраховуємо значення поточної поздовжньої внутрішньої сили пластично деформованого металу:

$$Q_{x\text{п.}}^* = \frac{\sigma_x}{2k_{\text{сер}}} \left(\frac{h_1}{R} + \varphi^2 \right).$$

4. Визначаємо середньоінтегральну результуючу силу:

$$Q_{\text{сер.п.}}^* = \frac{1}{\alpha_y} \int_0^{\alpha_y} Q_{x\text{п.}}^* d\varphi.$$

Аналіз цієї результуючої дозволяє дати оцінку поздовжньої стійкості штаби в осередку деформації, і встановити чи будуть виконуватись умови, при яких прокатування ведеться без буксування.

Запропонований метод оцінки поздовжньої стійкості процесу став основою способу прокатування, на який отримано патент [123].

2.4. До балансу поздовжніх сил в осередку деформації

При простому процесі прокатування результуюча поздовжніх сил $Q_{\text{сер.п.}}^*$ відповідно до рівняння (2.3) може бути врівноважена тільки контактними силами. Тоді баланс горизонтальних сил в осередку деформації згідно рис. 2.13 набуває вигляду:

$$-2N_{\text{від}} \sin \frac{\alpha + \gamma}{2} + 2T_{\text{від}} \cos \frac{\alpha + \gamma}{2} - 2N_{\text{вип}} \sin \frac{\gamma}{2} - 2T_{\text{вип}} \cos \frac{\gamma}{2} - Q_{\text{сер.п.}}^* = 0. \quad (2.11)$$

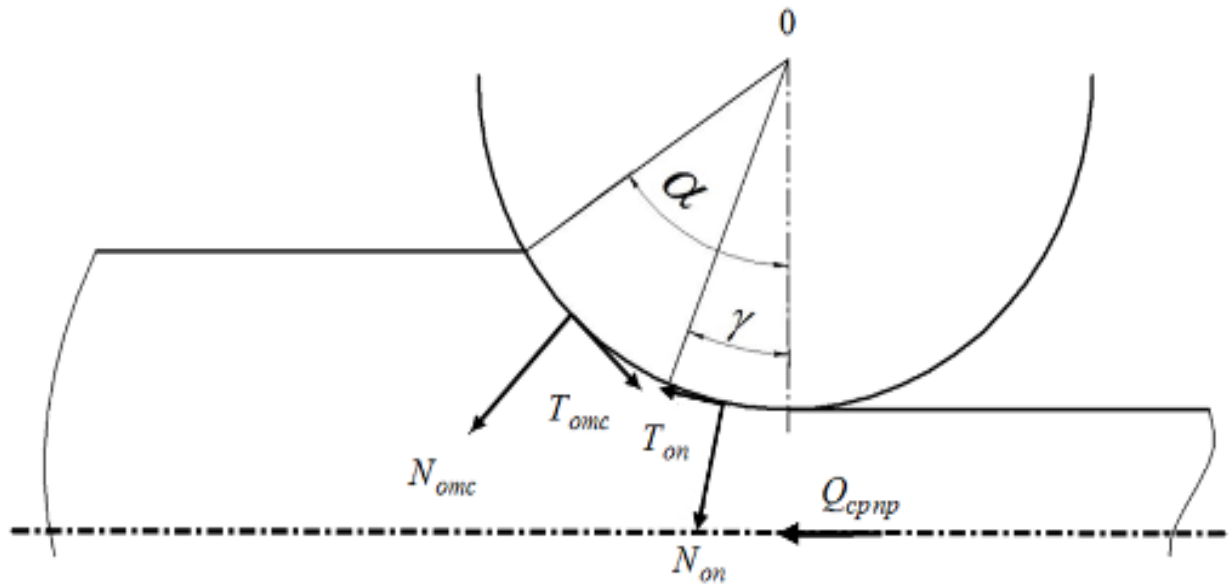


Рисунок 2.13 – Рівнодіючі сили в осередку деформації

При відомих замінах і наближеннях, а також з урахуванням того, що:

$$Q_{\text{ср.п.}}^* = \frac{Q_{\text{ср.п.}}}{2k_{\text{ср}}Rb},$$

маємо:

$$-\frac{\alpha_y^2}{2 \cdot 2 f_y} + \frac{\alpha_y}{2} - \gamma = \frac{Q_{\text{ср.п.}}^*}{4 \frac{p_{\text{ср}}}{k_{\text{ср}}} f_y}.$$

Підкреслимо, що в цей вираз значення γ входить з урахуванням дії результуючої поздовжніх сил пластично деформованого металу. Причому, як раніше вказувалося, напрямок дії цієї сили протилежно руху штаби.

З теорії відомо, що перші дві складові лівої частини цього виразу є кут нейтрального перерізу, отриманий з умови рівноваги контактних сил. Позначимо його через γ_k . Тоді:

$$\gamma_k - \gamma = \frac{Q_{\text{сер.п.}}^*}{4 \frac{t_{\text{сер}}}{2k_{\text{сер}}}}. \quad (2.12)$$

З (2.11) випливає, що результуюча сила $Q_{\text{сер.п.}}^*$ зменшує кут нейтрального перерізу γ . При цьому зона випередження скорочується, що веде до зниження запасу сил тертя і захоплюючої здатності валків. Якщо сили тертя в зоні випередження являють собою резерв для подальшого збільшення кута захоплення, то важливо знати яку частку від нього становить результуюча поздовжніх сил в конкретних умовах прокатування [124].

Для цього розрахуємо середню результуючу поздовжніх сил пластично деформованого металу для випадку прокатування тонкої штаби ($\frac{l_d}{h_{\text{сер}}} = 3,27$) за умов: діаметр валків 200 мм, кут захоплення 0,17 рад, коефіцієнт тертя 0,2, кінцева товщина штаби 3,75 мм. При розрахунку прийнята кулонівська модель тертя. Епюри розподілу контактних напружень і сили $Q_{\text{хп.}}^*$ по довжині осередку деформації наведені на рис. 2.14.

Як видно, поточна сила $Q_{\text{хп.}}^*$ на межах осередку деформації приймає нульове значення, а в інших перерізах є стискаючою, спрямованою проти ходу прокатування. Середня результуюча в безрозмірному вигляді становить – 0,00526.

На подолання $Q_{\text{сер.п.}}^*$ потрібна додаткова енергія контактних втягуючих сил, що викликає зменшення зони випередження. Резерв сил тертя в зоні випередження $T_{\text{вип}}^*$ визначимо безпосередньо по епюрі $\frac{t_x}{2k_{\text{сер}}}$. Він становить

$$0,014, \text{ тоді відношення } \frac{Q_{\text{сер.п.}}^*}{2T_{\text{вип}}^*} \approx |19| \text{ \%}.$$

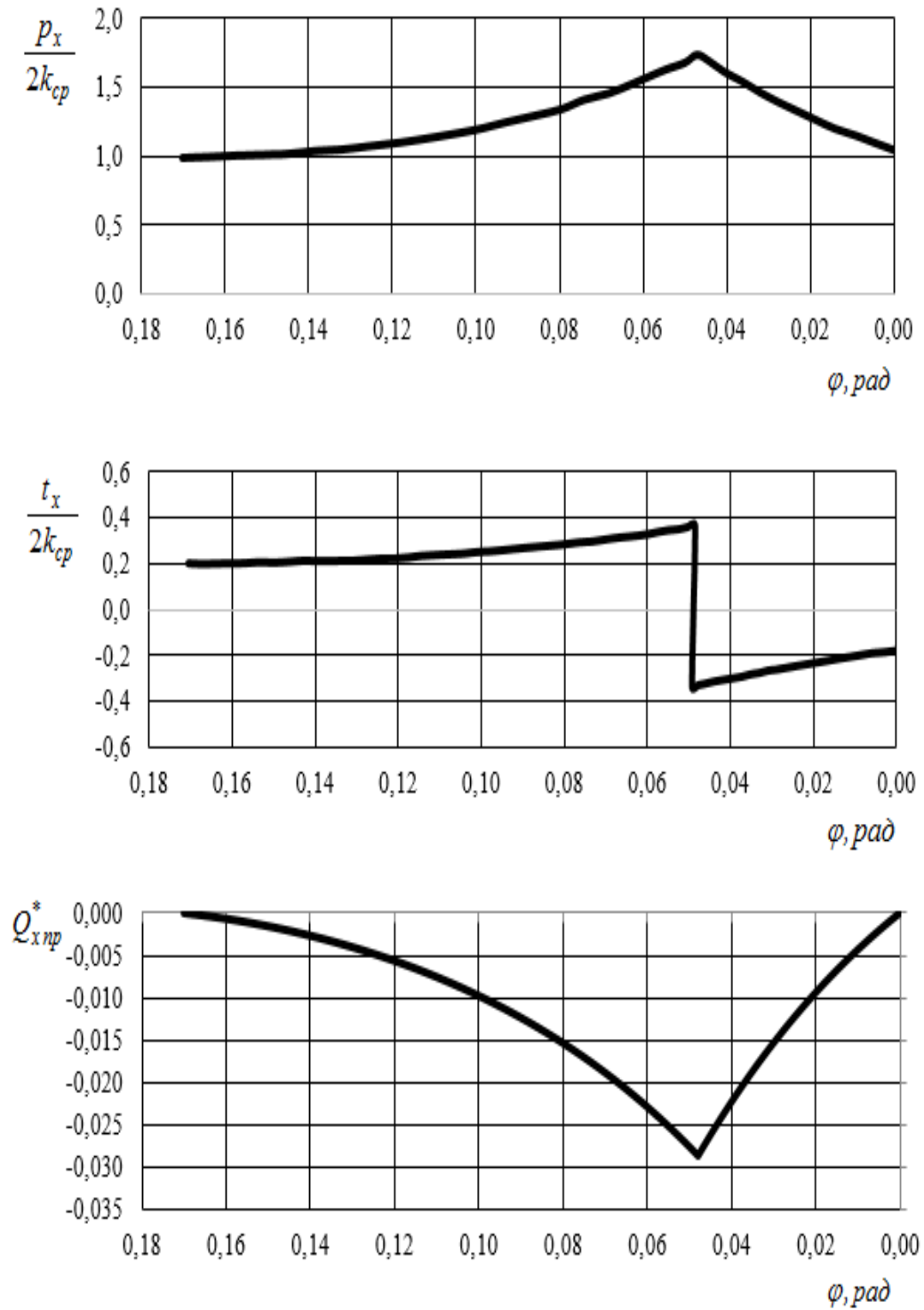


Рисунок 2.14 – Розподіл контактних напружень і сили $Q_{xп.}^*$ по довжині осередку деформації для випадку прокатування тонкої штаби ($\frac{l_d}{h_{сер}} = 3,27$)

Таким чином, середня результуюча поздовжніх сил пластично деформованого металу становить значну частку від резерву сил тертя в зоні випередження і її необхідно враховувати в загальному балансі горизонтальних сил, що діють в осередку деформації.

На додаток до отриманих результатів проведемо розрахунки відношення $\frac{Q_{\text{сер.п.}}^*}{2T_{\text{вип}}^*}$ для умов дослідів А. П. Грудєва [1]. Результати обчислень наведені на рис. 2.15.

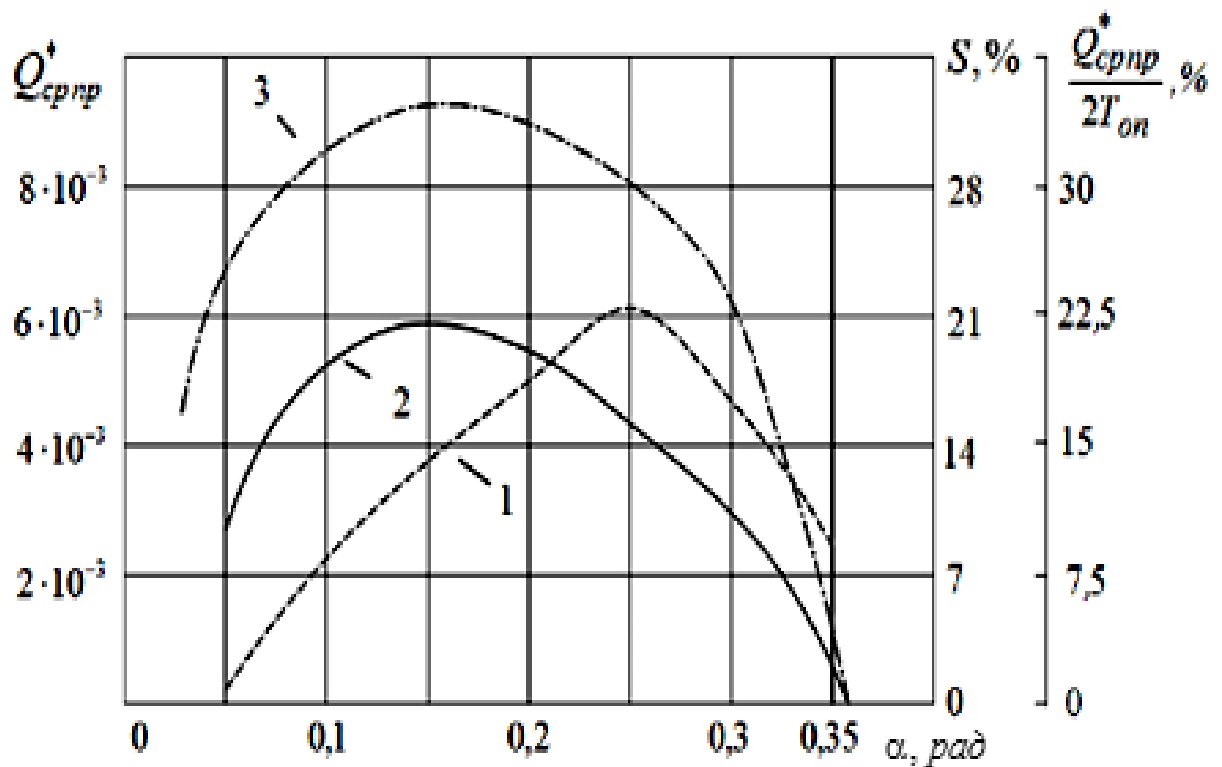


Рисунок 2.15 – Вплив кута захоплення на кінематичні і силові параметри: 1 – випередження; 2 – сила $Q_{\text{сер.п.}}^*$; 3 – відношення $\frac{Q_{\text{сер.п.}}^*}{2T_{\text{вип}}^*}$

Як видно, залежність випередження S , результуючої сили $Q_{\text{сер.п.}}^*$ і відношення $\frac{Q_{\text{сер.п.}}^*}{2T_{\text{вип}}^*}$ якісно мають однаковий вигляд. У граничних умовах прокатування $Q_{\text{сер.п.}}^*$ і $\frac{Q_{\text{сер.п.}}^*}{2T_{\text{вип}}^*}$ дорівнюють нулю. Максимальне значення відношення $\frac{Q_{\text{сер.п.}}^*}{2T_{\text{вип}}^*}$ приймає при куті захоплення $0,15$ рад і становить 30% , що ще раз підкреслює необхідність врахування сили $Q_{\text{сер.п.}}^*$ при розгляді рівноваги в осередку деформації, особливо в умовах, близьких до граничних. Саме з цієї причини захоплююча здатність обмежується умовою $\frac{\alpha_y^{\max}}{f_y} = 1,4 - 1,5$.

Вже не раз було відзначено, що контактні втягуючі метал в валки сили витрачаються на подолання контактних виштовхуючих і внутрішніх сил пластично деформованого металу. У цьому можна ще раз переконатися, якщо порівняти значення кута нейтрального перерізу, отримане безпосередньо з рішення відомого в літературі рівняння рівноваги по епюрах розподілу питомих сил тертя і за відомою формулою Екелунда-Павлова [1]:

$$\gamma_k = \frac{\alpha_y}{2} \left(1 - \frac{\alpha_y}{2f_y} \right) \quad (2.13)$$

при однакових умовах прокатування.

Результати обчислень наведені в табл. 2.1.

Аналіз отриманих даних показує, що при стійкому процесі прокатування кут нейтрального перерізу, який визначається з епюр, завжди менше, ніж за формулою (2.13). Це пов'язано з тим, що при вирішенні рівняння рівноваги елементарних об'ємів внутрішні сили деформованого металу в рівновазі беруть участь, а при розрахунку за формулою Екелунда-Павлова - ні.

Таблиця 2.1

Результати розрахунку кутів нейтрального перерізу

№ п/п	Товщина штаби, мм		Кут захоп- лення α_y , рад	Радіус валків R , мм	$\frac{l_d}{h_{сер}}$	Коефіцієнт те- ртя $f_{сер}^*$	Кут нейтраль- ного перерізу γ , рад		Відносна різ- ниця, %
	h_0	h_1					по епюрам (γ)	по фор- мулі (γ_k)	
1	0,3	0,21	0,017	300	20	0,044	0,006	0,0069	13,4
2	0,6	0,42	0,024	300	14	0,056	0,072	0,094	23,4
3	9	6,6	0,2	60	1,54	0,15	0,033	0,037	10,8
4	9	6,6	0,2	60	1,54	0,2	0,05	0,055	9,1
5	5	4,45	0,129	93	2,54	0,152	0,026	0,037	29,7
6	1	0,64	0,06	100	7,3	0,06	0,0078	0,0087	11,5

З виразу (2.13) випливає, що втрата рівноваги металу в валках з подальшою пробуксовкою штаби можлива при наявності зони випередження ($\gamma > 0$), тому що при силі $Q_{сер.п.}^*$ рівній нулю кут нейтрального перерізу може приймати додатне значення. Графічно на рис. 2.18 відображені ці умови.

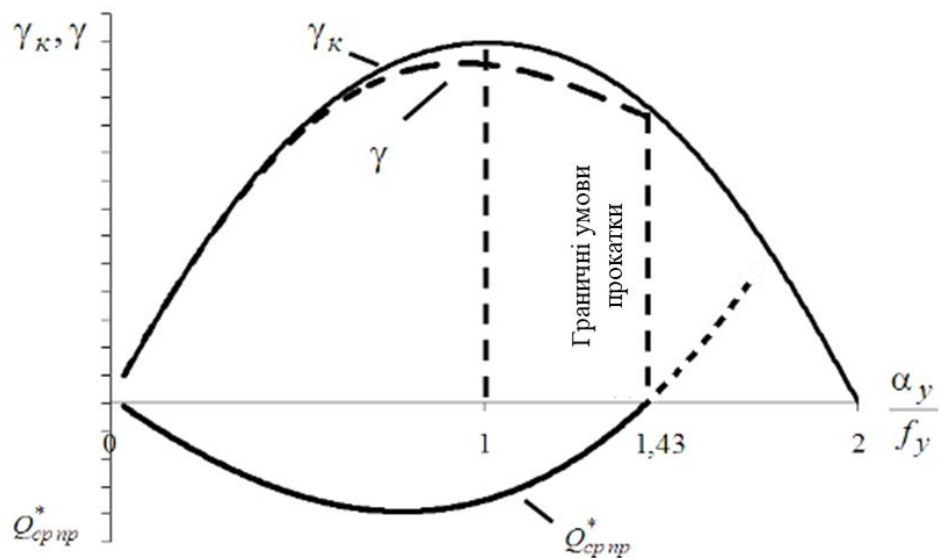


Рисунок 2.16 – Співвідношення між кінематичними параметрами і поздовжніми силами в умовах силового балансу

З рисунку слід, що при рівнодійній $Q_{\text{сер.п.}}^* = 0$ різницю $\gamma_k - \gamma$ також дорівнює нулю, що відповідає (рис. 2.15), а кут γ є додатним.

Таким чином, на основі розгляду балансу сил в осередку деформації впливає, що з урахуванням результуючої поздовжніх сил пластично деформованого металу граничні умови прокатування можуть наступати при наявності зони випередження. Отже, рівність кута γ нулю не завжди визначає граничні умови прокатування в сталому режимі.

Проведені дослідження також показали, що ці умови істотно залежать від режиму тертя в осередку деформації. У разі, якщо в реальних умовах прокатування режим тертя близький до кулонівської моделі (тертя ковзання), то втрата рівноваги штаби можлива при наявності зони випередження. При прокатуванні з ефективними технологічними мастилами, коли умови тертя істотно залежать від товщини мастильної плівки і ковзання металу в осередку деформації, процес може стійко протікати і при однозонному ковзанні металу в валках. Достовірно оцінити граничні умови прокатування в сталому режимі можна за значенням результуючої поздовжніх сил $Q_{\text{сер.п.}}^*$.

2.5. Дослідження енергетичної взаємодії в осередку деформації при прокатуванні

Робота формозміни металу в осередку деформації при прокатуванні визначається, також, як і при осадженні, за формулою Фінка [125, 126]. Вона витрачається на подолання внутрішніх сил пластично деформованого прокату і залежить від фізико-механічних властивостей металу, що прокатується, геометрії осередку деформації, температури і кінематики процесу. З урахуванням аналізу, проведеного В. Н. Видріним [127], ця формула набула вигляду:

$$A_{\text{ф}} = 2k_{\text{сер}} \cdot h_1 \cdot b_1(1 + S)R\psi \ln \frac{h_0}{h_1}, \quad (2.14)$$

де ψ – кут повороту валків, що відповідає довжині штаби яка прокатується.

Як відомо [127], формула Фінка в порівнянні з експериментом, дає істотно занижені результати. Зауважимо, що дослідження, пов'язані зі створенням нових технологій, вимагають більш точного урахування енерговитрат в зоні контакту штаби з валками.

Тому подальше вивчення даного питання буде актуальним. Для оцінки поздовжньої стійкості процесу прокатування в роботах [100, 101] розроблена методика визначення середньої результуючої горизонтальних сил пластично деформованого металу $Q_{\text{сер.п.}}$. Поточне значення цієї сили можна розрахувати, виходячи з виразу:

$$Q_{\text{хп.}} = \sigma_{\text{х}} h_{\text{х}} b_{\text{ср}} = (p_{\text{х}} - 2k_{\text{сер}}) (h_1 + R\varphi^2) b_{\text{ср}}, \quad (2.15)$$

попередньо отримавши епюру нормальних напружень, наприклад, вирішуючи відоме рівняння рівноваги (2.5). Тоді:

$$Q_{\text{сер.п.}} = \frac{1}{\alpha} \int_0^{\alpha} Q_{\text{хп.}} d\varphi, \quad (2.16)$$

де $h_{\text{х}}$ – поточне значення товщини штаби в зоні контакту штаби з валками;

$b_{\text{ср}}$ – середня ширина штаби;

φ – поточний кут захоплення.

Згідно роботи [101] для того, щоб забезпечити стійкий процес прокатування контактним силам необхідно подолати середню результуючу $Q_{\text{сер.п.}}$. Схема дії сил в осередку деформації з урахуванням середньої результуючої має вигляд, наведений раніше на рис. 2.13.

У першому наближенні момент, який створюється цією силою, визначається

$$M_Q = Q_{\text{сер.п.}} R \quad (2.17)$$

Порівняємо його з моментом формозміни:

$$M_{\phi} = \frac{A_{\phi}}{\psi} = 2k_{\text{сер}} h_1 b_1 (1 + S) R \cdot \ln \frac{h_0}{h_1}, \quad (2.18)$$

попередньо привівши їх до безрозмірного вигляду:

$$M_Q^* = \frac{M_Q}{2k_{\text{сер}} R \cdot b_{\text{сер}} \cdot R} = \frac{Q_{\text{сер.п.}}}{2k_{\text{сер}} R \cdot b_{\text{сер}}} = Q_{\text{сер.п.}}^* \quad (2.19)$$

$$\begin{aligned} M_{\phi}^* &= \frac{M_{\phi}}{2k_{\text{сер}} R \cdot b_{\text{сер}} \cdot R} = \frac{h_1}{R} \cdot \frac{b_1}{b_{\text{сер}}} (1 + S) \cdot \ln \frac{h_0}{h_1} \\ &\approx \frac{h_1}{R} \cdot (1 + S) \cdot \ln \frac{h_0}{h_1} \end{aligned} \quad (2.20)$$

З урахуванням втрат на тертя ковзання верхньої оцінки для M_Q^* і M_{ϕ}^* може служити момент на бочках валків, який визначається:

$$2M_{\phi} = t_{\text{сер}} R \cdot b_{\text{сер}} \cdot R (\alpha - 2\gamma) \quad (2.21)$$

або в безрозмірній формі:

$$M_{\phi}^* = \frac{t_{\text{сер}}}{2k_{\text{сер}}} (\alpha - 2\gamma) \quad (2.22)$$

Проаналізуємо значення моментів $2M_{\phi}$; M_{ϕ}^* і M_Q^* при конкретних умовах простого процесу прокатування і різних режимах тертя в осередку деформації. В табл. 2.2 представлені режими обтиснень, умови тертя на контактні валків з деформованою штабою при прокатуванні в валках діаметром 200, 300 і 400 мм. Розрахункові значення кута нейтрального перерізу γ , середньої результуючої сили $Q_{\text{сер.п.}}^*$, сил тертя в зонах відставання $T_{\text{від}}^*$ і випередження $T_{\text{вип}}^*$, моментів $2M_{\phi}$; M_{ϕ}^* і M_Q^* також наведені в цій таблиці. Як впливає з табл. 2.2, у всіх випадках прокатування $Q_{\text{сер.п.}}^*$ є від'ємною величиною, тобто спрямована протилежно руху штаби, що, згідно з [100, 101], вказує на стійкий без часткових пробуксувок процес формозміни металу.

Таблиця 2.2

Розрахункові значення моментів і середньої результуючої поздовжніх сил
в осередку деформації

Номер експе- рименту		1	2	3	4	5	6
Товщина штаби, мм	h_0	2,0	4,0	5,0	6,0	2,0	3,0
	h_1	1,75	2,0	3,0	4,0	1,5	2,0
α , рад		0,05	0,1414	0,1155	0,1155	0,05	0,0701
R , мм		100	100	150	150	200	200
f або f_z		0,12	0,2	0,22	0,23	0,12	0,25
		0,3	0,35	0,3	0,3	0,15	0,25
γ , рад		0,0197	0,044	0,041	0,0424	0,021	0,022
		0,0222	0,0472	0,04112	0,04216	0,01945	0,02727
$Q_{\text{сер.п.}}^*$		-0,0027	-0,0119	-0,0143	-0,013	-0,003	-0,0046
		-0,0069	-0,01832	-0,01336	-0,0136	-0,0031	-0,00736
$T_{\text{від}}^*$		0,00415	0,02826	0,02488	0,02375	0,00496	0,01237
		0,00834	0,03981	0,02231	0,022	0,004582	0,01071
$T_{\text{вип}}^*$		0,00274	0,01433	0,01501	0,01453	0,00329	0,01018
		0,00666	0,01653	0,01234	0,01265	0,002917	0,00682
$2M_6^*$		0,00282	0,02786	0,0197	0,01844	0,00334	0,00488
		0,00736	0,03254	0,01995	0,0187	0,00333	0,00778
M_Q^*		0,0027	0,0119	0,013	0,013	0,003	0,0046
		0,0069	0,01832	0,01336	0,0136	0,0031	0,00736
M_ϕ^*		0,00237	0,011	0,0111	0,0115	0,0023	0,046
		0,0024	0,0154	0,01108	0,0115	0,00226	0,00435
M_Q^* / M_ϕ^*		1,14	1,08	1,18	1,13	1,3	1,07
		2,88	1,19	1,18	1,18	1,37	1,69

Примітка: верхній рядок для кожного прокатуваного зразка стосується до випадку, коли моделлю
тертя в осередку деформації служила залежність: $t_x = f \cdot p_x$, нижня - закон пластичного тертя $t_x = f_z \cdot 2k_{\text{сер.п.}}$

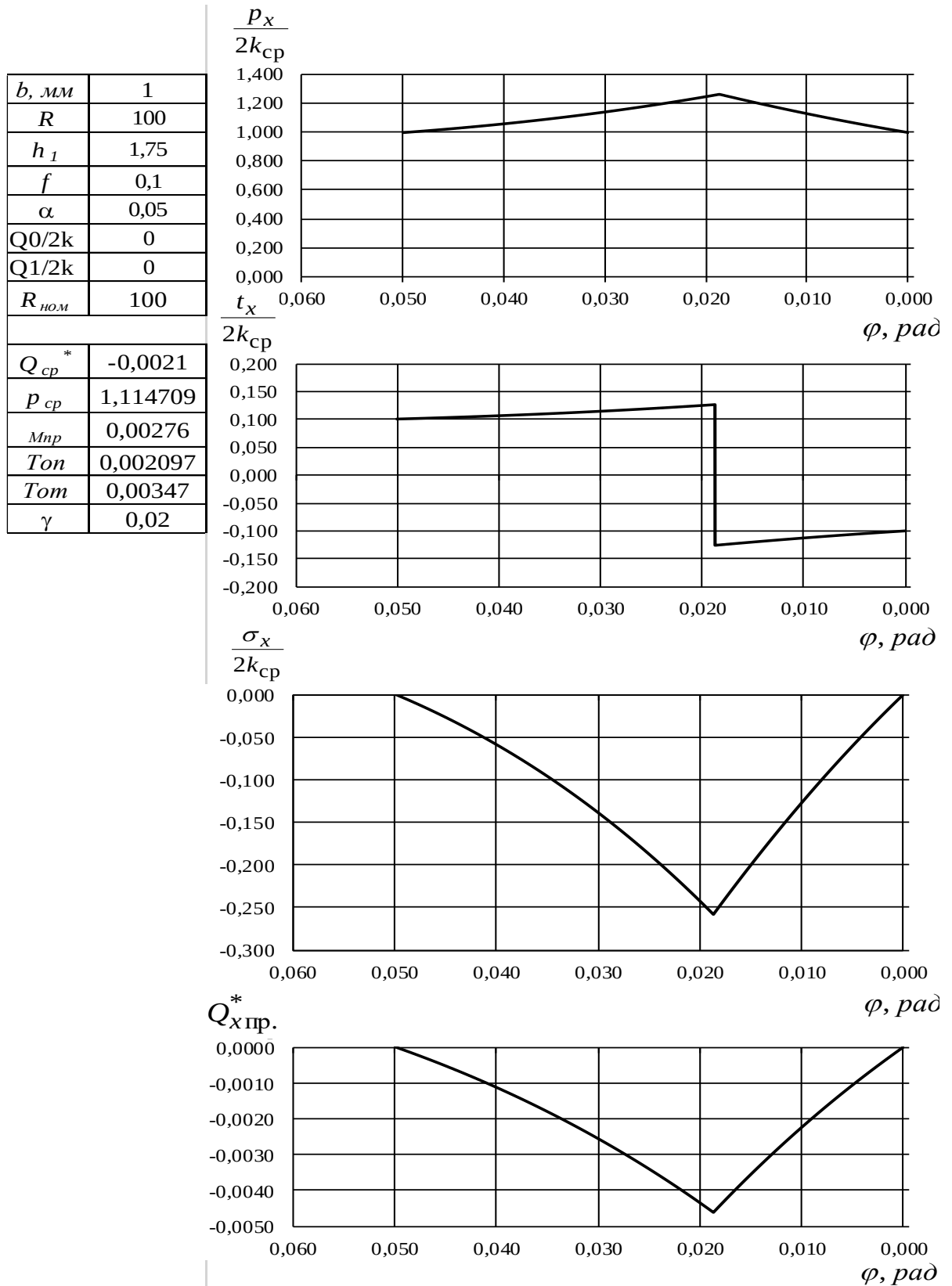


Рисунок 2.17 – Епюри контактних і внутрішніх напружень, а також поточної поздовжньої сили

Для прикладу на рис. 2.19 показано розподіл нормального тиску $p_x/2k_{\text{сер}}$ і питомих сил тертя $t_x/2k_{\text{сер}}$, а також внутрішніх поздовжніх нормальних напружень $\frac{\sigma_x}{2k_{\text{сер}}}$ і поточної поздовжньої сили $Q_{xп.}^*$ при прокатуванні першого зразка з кулонівською моделлю тертя. Крім того, на цьому ж рисунку наведені значення $Q_{\text{сер.п.}}^*$, $T_{\text{від}}^*$, $T_{\text{вип}}^*$ і кута γ .

Як видно, у всіх перерізах поздовжні нормальні напруження є стискаючими, поточні поздовжні сили по всій довжині осередку деформації спрямовані протилежно руху штаби, $Q_{\text{сер.п.}}^* = -0,0021$, що характеризує процес прокатування як стійкий.

Проаналізуємо результати розрахунків, наведені в табл. 2.2. Як впливає з неї, у всіх випадках прокатування момент на бочках валків істотно перевищує значення M_{ϕ}^* і M_Q^* , що відповідає закону збереження енергії при простому процесі прокатування

$$2M_{\phi} = M_{\phi} + 2M_{\text{тер.к.}}$$

де $2M_{\text{тер.к.}}$ – момент сил тертя ковзання в осередку деформації.

Звернемо увагу на те, що в зміні моментів M_{ϕ}^* і M_Q^* спостерігається певна узгодженість. Залежно від параметрів прокатування вони синхронно або зростають, або зменшуються. Причому зазначені моменти істотно розрізняються тільки в двох випадках (див. розрахунки під номером 1 і 6 при моделі пластичного тертя). Ці результати дають підставу припустити, що природа дії моментів M_{ϕ}^* і M_Q^* однакова.

Тоді середня результуюча $Q_{\text{сер.п.}}^*$ являє собою внутрішню силу, яку необхідно подолати активним силам, щоб забезпечити формозміну металу в поздовжньому напрямку. Саме в цьому полягає фізична суть сили $Q_{\text{сер.п.}}^*$.

Результати проведених розрахунків також показали, що момент формозміни штаби залежить від умов тертя на контакті. При моделі тертя ковзання ($t_x = f \cdot p_x$) він трохи менше в порівнянні з законом пластичного тертя.

У всіх розглянутих випадках прокатування M_Q^* трохи перевищує M_ϕ^* , тому момент формозміни металу, розрахований за формулою (2.19), повинен давати результати ближчі до експерименту.

Запропоновано нову методику визначення моменту формозміни металу, яка базується на розрахунку середньої результуючої поздовжніх сил в осередку деформації. Розрахунки моменту формозміни за запропонованою методикою дають результати на 15-30% і більше які перевищують значення його, обчислені за формулою Фінка.

Висновки до розділу 2

1. Проведені розрахунки по визначенню середньої результуючої внутрішніх сил показали, що вона може характеризувати поздовжню стійкість штаби в валках і відоме рівняння рівноваги елементарних об'ємів металу може використовуватися для цієї оцінки.
2. Показано, що в осередку деформації можна виділити середньоінтегральної значення результуючої поздовжніх сил пластично деформованого металу $Q_{\text{сер.п.}}^*$. Теоретично ця сила в залежності від умов прокатування може мати різне спрямування. Враховуючи що $Q_{\text{сер.п.}}^*$ є силою опору, можна припустити, що в тих випадках, коли вона спрямована проти ходу прокатування, процес буде проходити стійко. Якщо ця сила дорівнює нулю - прокатування буде протікати в граничних умовах, а якщо її вектор буде збігатися з напрямком руху штаби (сила стає активною) - стійкий процес неможливий.

3. На основі проведених досліджень запропоновано метод оцінки поздовжньої стійкості процесу прокатування, заснований на визначення середньої результуючої внутрішніх сил, який став основою способу прокатування, на нього отримано патент.
4. На основі розгляду балансу сил в осередку деформації впливає, що з урахуванням результуючої поздовжніх сил пластично деформованого металу граничні умови прокатування можуть наступати при наявності зони випередження. Показано, що рівність кута γ нулю не завжди визначає граничні умови прокатування в сталому режимі.
5. Показано, що середня результуюча $Q_{\text{сер.п.}}^*$ являє собою внутрішню силу, яку необхідно подолати активним силам, щоб забезпечити формозміну металу в поздовжньому напрямку. Саме в цьому полягає фізична суть сили $Q_{\text{сер.п.}}^*$.
6. Розроблено нову методику визначення моменту формозміни металу, на основі якої лягло визначення $Q_{\text{сер.п.}}^*$ в осередку деформації. Результати розрахунку моменту формозміни за запропонованою методикою дають результати на 15-30 % і більше що перевищують значення його, обчислені за формулою Фінка.

РОЗДІЛ 3

ПОДОВЖНЯ СТІЙКІСТЬ ШТАБИ

В ОСЕРЕДКУ ДЕФОРМАЦІЇ ПРИ ПРОКАТУВАННІ З НАТЯЖІННЯМ

Безперервне тонколистове прокатування завжди ведеться з натягінням деформованої штаби, що дозволяє підвищити стійкість процесу від поперечного зміщення металу. Натягіння штаби істотно впливає на витрату енергії і на співвідношення зон відставання і випередження. Заднє натягіння зменшує довжину зони випередження і збільшує потужність, що витрачається на прокатування.

Слід підкреслити, що за величиною сила заднього натягіння практично завжди більше сили переднього натягіння. Це повинно відобразитися на подовжній стійкості процесу. Співвідношення між заднім і переднім натягінням залежить від коефіцієнта тертя в контакті валка і штаби, характеру розподілу питомих сил тертя і довжини зони прилипання. Регулювання в раціональних межах умов тертя при прокатуванні з натягінням може відкрити додаткові резерви для побудови енергозберігаючої технології виробництва. Відомо, що при математичному моделюванні складних технологічних процесів обмежитися тільки однією моделлю, як правило, не вдається.

3.1. Методи розрахунку напружень тертя при прокатуванні

Розрахунок напружень тертя це одна з основних задач теорії пластичного тертя. У ній використовують ряд методик для розрахунку напружень тертя, одні з яких орієнтовані на розрахунок епюри тертя t , інші - на розрахунок середнього напруження тертя $t_{\text{сер}}$ [128].

При високих значеннях $p_{\text{сер}}$ і при високих значеннях коефіцієнта тертя розрахункове значення за відомим виразом $t_{\text{сер}} = f p_{\text{сер}}$ може перевищувати максимальні значення тертя [128], що вже зазначалося в попередніх розділах і

показано на рис. 2.12. Автор [128] рекомендує використовувати модель тертя Кулона тільки при невеликих (до 0,1) значеннях коефіцієнта тертя.

У таких випадках застосовують принцип декомпозиції і будують систему моделей різного ієрархічного рівня. Однією з них є двохзвенна модель тертя в осередку деформації при прокатуванні, виведення і аналіз якої наведено нижче.

3.2. Двохзвенна модель тертя в осередку деформації при прокатуванні

В роботах [129-131] наведені моделі розподілу питомих сил тертя в осередку деформації, які в певному діапазоні зміни параметрів прокатування дають досить близькі по відношенню до результатів дослідів значення. Однак вони відносяться до розряду відповідних функцій і фізичного обґрунтування не мають.

У дослідженні [132] запропонована модель розподілу питомих сил тертя і зроблено спробу її обґрунтування з позиції сучасної теорії прокатування.

Припустимо процес прокатування як осадку в напрямку осі, що проходить під кутом $\frac{\alpha}{2}$ (α – кут захоплення) до вертикалі, з подальшим транспортуванням металу з осередку деформації як пружного тіла.

Виділимо елемент металу у вигляді трикутної призми (рис. 3.1) і розглянемо його рівновагу в умовах осаджування. Припустимо, що деформація є плоскою і взаємно-перпендикулярні грані призми є головними площадками. У цьому випадку на гранях призми будуть діяти головні нормальні напруження σ_1 і σ_3 , а на контактній поверхні, що є похилою площадкою, – нормальний тиск p_x і дотичне напруження τ_{oc} .

Умова рівноваги елемента має вигляд:

$$\begin{cases} \sigma_1 \sin \psi dl - p_x \cos \psi dl + \tau_{oc} \sin \psi dl = 0; \\ \sigma_3 \cos \psi dl - p_x \cos \psi dl - \tau_{oc} \sin \psi dl = 0. \end{cases}$$

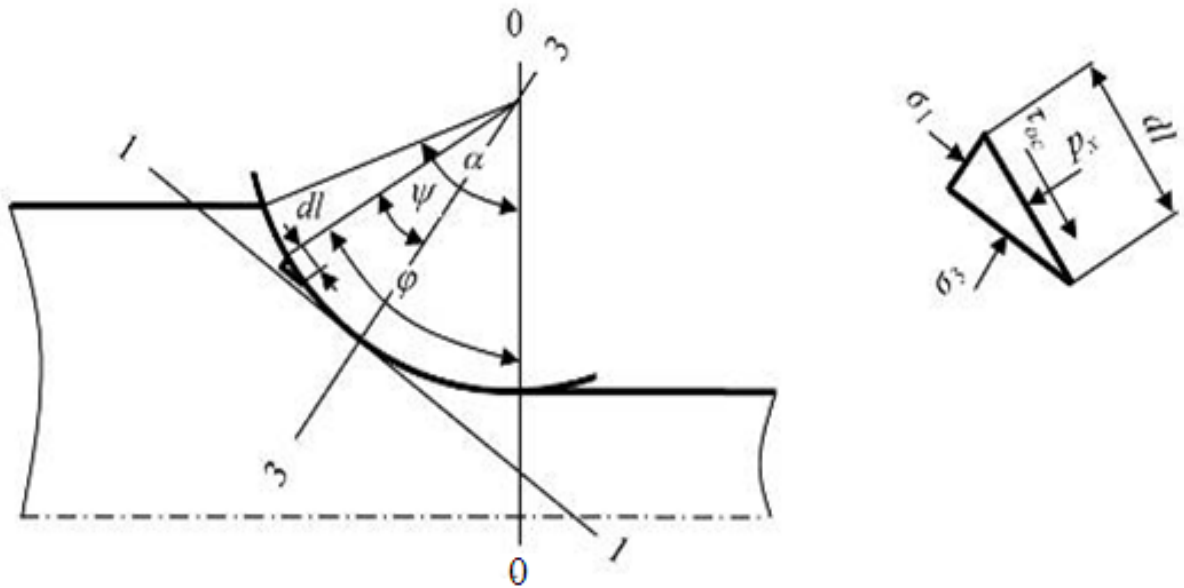


Рисунок 3.1 – Схема сил, прикладених до елементарної призми

Віднімаючи другий вираз з першого, і з огляду на рівняння пластичності, маємо:

$$\tau_{oc} = \frac{1}{2} 2k_{сер} \sin 2\psi.$$

При виділенні елементу праворуч від осі 3-3 дотичне напруження τ_{oc} змінить свій напрямок, тому що пластична течія металу направлена в протилежну сторону. Кінцевий вираз для визначення τ_{oc} праворуч від осі 3-3 має вигляд, аналогічний вищенаведеному рівнянню. Якщо прийняти за початок відліку вісь 0-0 (рис. 3.1), то отримаємо одне рівняння, що описує зміну питомих сил тертя на контакті при осадці металу валками:

$$\tau_{oc} = \frac{1}{2} 2k_{сер} \sin 2\left(\varphi - \frac{\alpha}{2}\right). \quad (3.1)$$

Виокремимо другу складову тертя, пов'язану з транспортуванням штаби через осередок деформації попередньо продеформованих елементів металу. Нехай ця складова залежить від ковзання і визначається функцією:

$$\tau_{\text{тер}} = fp_x. \quad (3.2)$$

Тоді рівняння питомої сили тертя в зоні контакту металу з валками набуває вигляду:

$$t_x = \tau_{\text{тер}} + \tau_{\text{ос}} = fp_x + \frac{1}{2} 2k_{\text{сер}} \sin 2\left(\varphi - \frac{\alpha}{2}\right). \quad (3.3)$$

Зауважимо, що f є умовним коефіцієнтом. Як випливає з виразу (3.3), він не дорівнює середньому коефіцієнту тертя в осередку деформації, що одержаний як відношення площ епюр питомих сил тертя і нормального тиску (2.19).

Необхідно зазначити, що представлена модель в певній мірі відповідає рівнянню К. Н. Шевченко, наведеному в [132]:

$$\tau_x = fp_x + t_0(V_B - V_x), \quad (3.4)$$

де t_0 – деяка постійна;

V_B – лінійна швидкість обертання валків;

V_x – тангенціальна швидкість металу.

Моделі зміни питомих сил тертя (3.3) і (3.4) відносять до розряду двохзвонних.

Проведемо перевірку на відповідність виразу (3.3) граничним умовам прокатування. З теорії відомо, що гранична захоплююча здатність валків в сталому режимі виникає при $\alpha = 2f$. В цьому випадку осередок деформації є тільки зоною відставання і питомі сили тертя на виході металу з валків дорівнюють нулю. У першому наближенні, приймаючи $\sin 2\left(\varphi - \frac{\alpha}{2}\right) \approx 2\left(\varphi - \frac{\alpha}{2}\right)$ і з огляду на граничні умови на виході металу з валків: $p_x = 2k_{\text{сер}}$ і $t_x = 0$, з рівняння (3.3) отримуємо $\alpha = 2f$. Як видно, вираз (3.3) відображає граничну умову прокатування в сталому режимі.

Вводячи в другій член виразу (3.3) коефіцієнт $n_1 = \left(\frac{2f}{\alpha}\right)^2$, з останнього можна отримати відому в теорії формулу для визначення кута нейтрального перерізу (2.15).

Проведений аналіз показує, що запропонована модель тертя відповідає граничним і кинематическим умов прокатування.

В [133] О. П. Грудєв зробив суттєве зауваження щодо формули (3.4), пов'язане з тим, що добуток fp_x становить лише частину від загальної питомої сили тертя в контактi валків і штаби. Тоді як в теорії прийнято вважати, що цей добуток є повною питомою силою тертя. З огляду на це, введемо в рівняння (3.3) коефіцієнт n_2 , який за величиною завжди менше одиниці і визначається з граничних умов при вирішенні рівняння рівноваги. Це можливо, так як модель (3.3) описує зміну питомих сил тертя по всій довжині осередку деформації, як в зоні відставання, так і в зоні випередження. Отже, гранична умова, що при $h_x = h_1$, тиск $p_x = 2k_{\text{сер}}$ можна використовувати для визначення n_2 .

Крім цього, для того, щоб добуток $n_2 f$ було близьким до коефіцієнта тертя ковзання в пружній зоні і початковій частині осередку деформації до другого доданку в якості множника введемо функцію $\frac{\alpha - \varphi}{\alpha}$.

Остаточно модель розподілу питомих сил тертя в осередку деформації при прокатуванні набуває вигляду:

$$\frac{t_x}{2k_{\text{сер}}} = n_2 f \frac{p_x}{2k_{\text{сер}}} + \frac{1}{2} \sin \left[2n_1 \left(\varphi - \frac{\alpha}{2} \right) \right] \frac{\alpha - \varphi}{\alpha}. \quad (3.5)$$

Зауважимо, що f є умовним коефіцієнтом, з вище представленого рівняння випливає, що він не дорівнює середньому коефіцієнту тертя в осередку деформації, який отримано як відношення площ епюр питомих сил тертя і нормального тиску

$$f_{\text{сер}} = \frac{\int_{\gamma}^{\alpha} \frac{t_x}{2k_{\text{сер}}} d\varphi + \int_0^{\gamma} \frac{t_x}{2k_{\text{сер}}} d\varphi}{\int_0^{\alpha} \frac{p_x}{2k_{\text{сер}}} d\varphi} \quad (3.6)$$

Дамо деякі пояснення щодо методики розрахунку питомих сил тертя згідно (3.5) і середнього коефіцієнта тертя (3.6) в осередку деформації. Більш докладно методика визначення питомих сил тертя представлена в Додатку А.

Зауважимо, що цей середній коефіцієнт повинен бути отриманий з рішення диференціального рівняння рівноваги (2.5) з урахуванням (3.5) і дорівнює його дослідному значенню для заданих умов прокатування. Тому процедура вирішення складається з декількох етапів. Попередньо слід задатися умовним коефіцієнтом f . У першому наближенні він може бути прийнятий рівним дослідному значенню коефіцієнта тертя ковзання, або розрахований по одній з відомих емпіричних формул, наприклад, формулою О. П. Грудєва [1]. В результаті рішення рівняння рівноваги елементарних об'ємів металу з урахуванням моделі тертя (3.5) отримуємо епюри розподілу контактних напружень і середній коефіцієнт тертя $f_{\text{сер}}$. Якщо цей коефіцієнт не задовольняє дослідним даними, то варіюючи величиною f , знаходимо необхідне значення $f_{\text{сер}}$. В цьому випадку розрахований середній тиск металу на валки буде відповідати дослідному значенню коефіцієнта тертя і рівноваги штаби в осередку деформації.

Для розрахунку $\frac{p_x}{2k_{\text{сер}}}$, $\frac{t_x}{2k_{\text{сер}}}$ і $f_{\text{сер}}$ із застосуванням ЕОМ була розроб-

лена програма чисельного визначення цих величин з використанням методу Рунге-Кутта.

На нашу думку, цю методику розрахунку контактних напружень і середнього коефіцієнта тертя можна поширити на випадки тонколистового гарячого і холодного прокатування, а також при визначенні поздовжньої стійкості штаби в осередку деформації.

Нижче наведені приклади розрахунку контактних напружень при параметрах деформації, що відповідають дослідному прокатуванню жерсті. Так, в роботі [134] показані режими обтиснень, кінематичні і силові параметри при прокатуванні жерсті 0,2×855 мм на стані 1400. Розрахунки розподілу $\frac{p_x}{2k_{\text{сер}}}$ і

$\frac{t_x}{2k_{\text{сер}}}$ наведені для випадків прокатування в третій і четвертій клітках. Параметри деформації наведені в табл. 3.1. Результати обчислень показані на рис. 3.2 і в табл. 3.1 (знаменник).

Таблиця 3.1

Режими деформації, кінематичні і силові параметри прокатування жерсті на стані 1400

№ кліті	Товщина шаби, мм		$\frac{\sigma_0}{\sigma_{T0}}$	$\frac{\sigma_1}{\sigma_{T1}}$	f_y	$\frac{p_{\text{ср}}}{2k_{\text{сер}}}$	$\alpha_{\text{спл}}, \text{ рад}$	f	$S, \%$
	h_0	h_1							
3	1,24	0,73	0,238	0,223	0,049	1,21	0,0325	0,057	5,45
						1,24			5,39
4	0,73	0,44	0,223	0,266	0,048	1,33	0,0225	0,059	7,55
						1,6			6,38

Коригуючи значення f , рівність між $f_{\text{сер}}$ і дослідним коефіцієнтом тертя f_y ($f_{\text{сер}} = f_y = 0,049$) при прокатуванні в третій кліті було досягнуто при $f = 0,057$ (табл. 3.1). Зауважимо також, що добуток $fn_2 = 0,04$ істотно нижче середнього по осередку деформації коефіцієнта тертя. Необхідно також зазначити, що розрахункові і дослідні значення безрозмірного середнього тиску $\frac{p_x}{2k_{\text{сер}}}$ і випередження S досить близькі. При розрахунку випередження кут

нейтрального перерізу визначали безпосередньо з епюри розподілу питомих сил тертя.

Аналогічні висновки можна зробити, аналізуючи дані прокатування металу в четвертій кліті.

Для подальших досліджень на основі рівняння (3.5) було визначено набір значень коефіцієнтів n_1 і n_2 в залежності від значень коефіцієнту тертя отриманого по формулі 3.6. Значення цих коефіцієнтів отримано при однакових геометричних параметрів прокатування без натягіння. Результати залежності цих коефіцієнтів від коефіцієнту тертя наведено на рис. 3.3. Із залежностей наведених на рис. 3.3 видно, що коефіцієнт n_1 знаходиться у діапазоні значень менше одиниці і зменшується зі збільшенням $f_{\text{сер}}$.

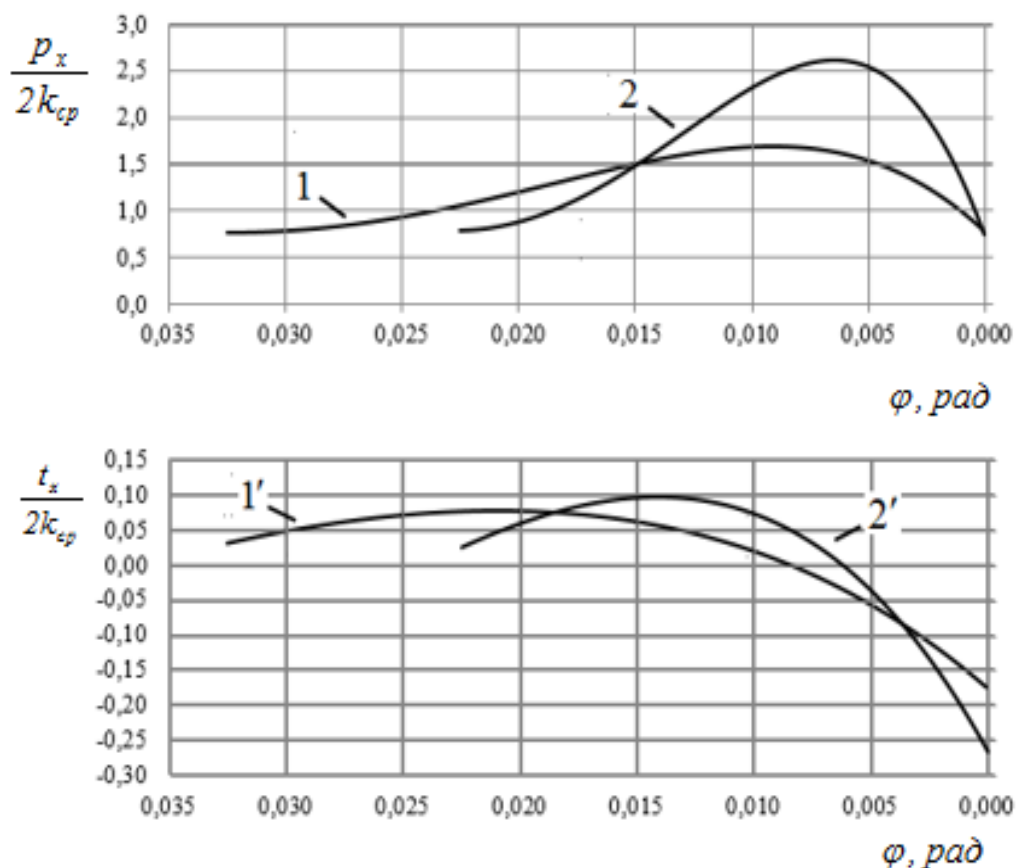


Рисунок 3.2 – Розподіл контактних напружень при прокатуванні металу в 3 і 4 клітках стану 1400

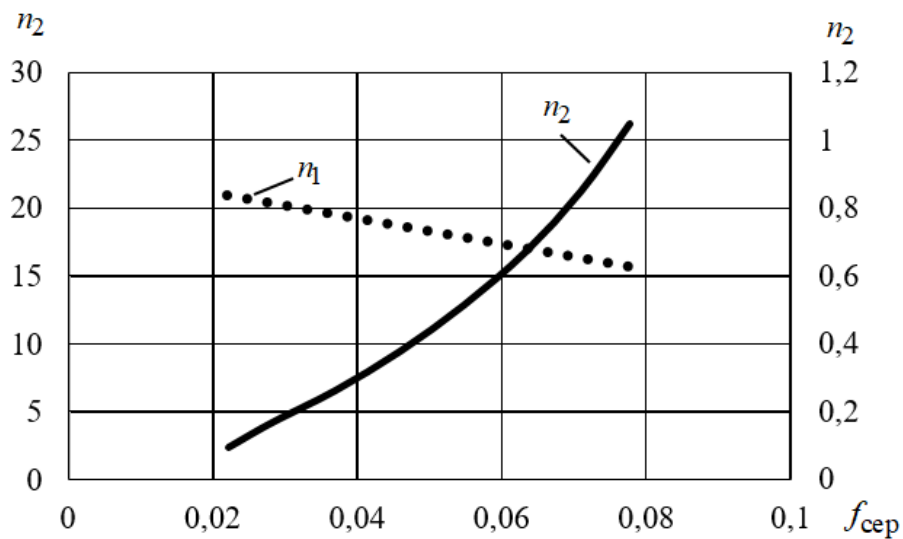


Рисунок 3.3 – Значення n_1 і n_2 від коефіцієнту тертя $f_{сер}$

Нижче буде продовжений порівняльний аналіз дослідних епюр розподілу нормальних контактних напружень при прокатуванні з різним натягінням штаби і теоретичним розрахунком зміни тиску в осередку деформації при використанні двохзвеної моделі тертя.

Попередньо розглянемо методику визначення результуючої поздовжніх сил і стійкості процесу при прокатуванні з натягінням штаби.

3.3. Методика оцінки поздовжньої стійкості штаби в осередку деформації при прокатуванні з натягінням

У попередньому розділі, на основі аналізу поздовжніх сил пластично деформованого металу, розроблена методика визначення поздовжньої стійкості штаби в валках при простому процесі прокатування.

Використаємо цю ідею для оцінки поздовжньої стійкості штаби при прокатуванні з натягінням. Нехай для цих умов деформації виконано чисельне рішення рівняння рівноваги металу в осередку деформації і отримана епюра

розподілу тиску по довжині осередку деформації, що має вигляд, наведений на рис. 3.4.

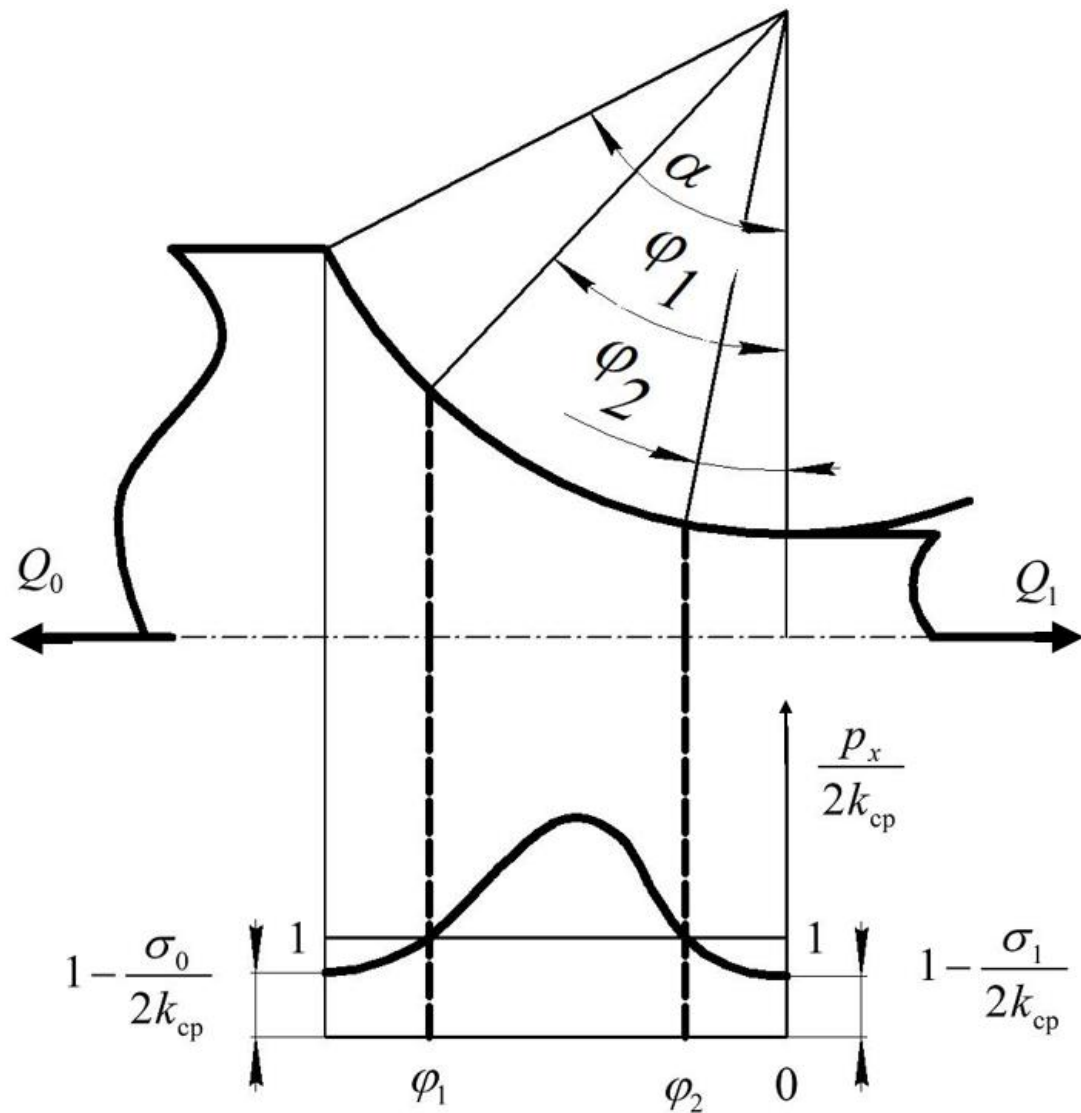


Рисунок 3.4 – Епюра розподілу тиску при прокатуванні з натягінням

Зауважимо, що в перерізах φ_1 і φ_2 тиск p_x дорівнює середньому опору деформації $2k_{ср}$. На вході в осередок деформації діє сила заднього натягіння розката Q_0 і, відповідно, поздовжні напруження натягіння $\sigma_0/2k_{ср}$, а на виході - сила переднього натягіння Q_1 і напруження $\sigma_1/2k_{ср}$.

Виділимо поточний об'єм поблизу входу металу у валки, обмежений перерізами α і φ_1 (рис. 3.5). Дію відкинутої правої частині штаби замінимо напруженнями $\sigma_x/2k_{\text{ср}}$. Якщо процес є стаціонарним, то рівновага поточного об'єму можливо тільки в разі, коли напруження $\sigma_x/2k_{\text{ср}}$ спрямовані по ходу прокатки. Цей напрямок поздовжніх нормальних напружень буде незмінним аж до перерізу φ_1 .

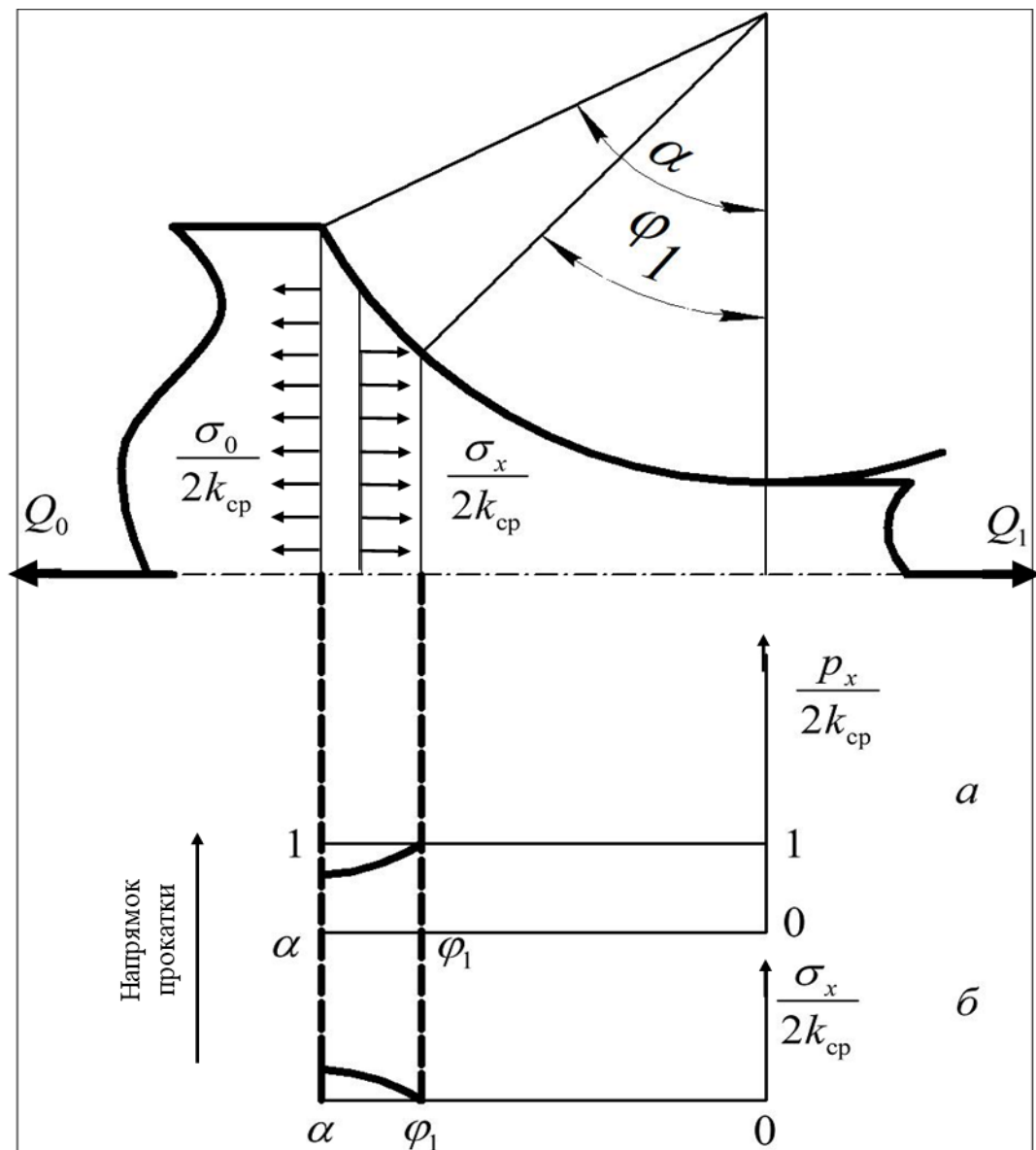


Рисунок 3.5 – Тиск і поздовжні напруження на ділянці осередку деформації, обмежений перерізами α і φ_1

Відповідно до рівняння пластичності, напруження $\sigma_x/2k_{\text{ср}}$ на ділянці $\alpha-\varphi_1$ будуть змінюватися так, як показано на рис. 3.5, б, і зазначений напрямок буде вважатися додатним.

Далі розглянемо ділянку осередку деформації, обмежений перерізами φ_1 і φ_2 (рис. 3.6). Тут, відповідно до рівняння пластичності, напруження $\sigma_x/2k_{\text{ср}}$ є стискаючі і спрямовані проти руху штаби, тобто так, як показано на рис. 3.6, б.

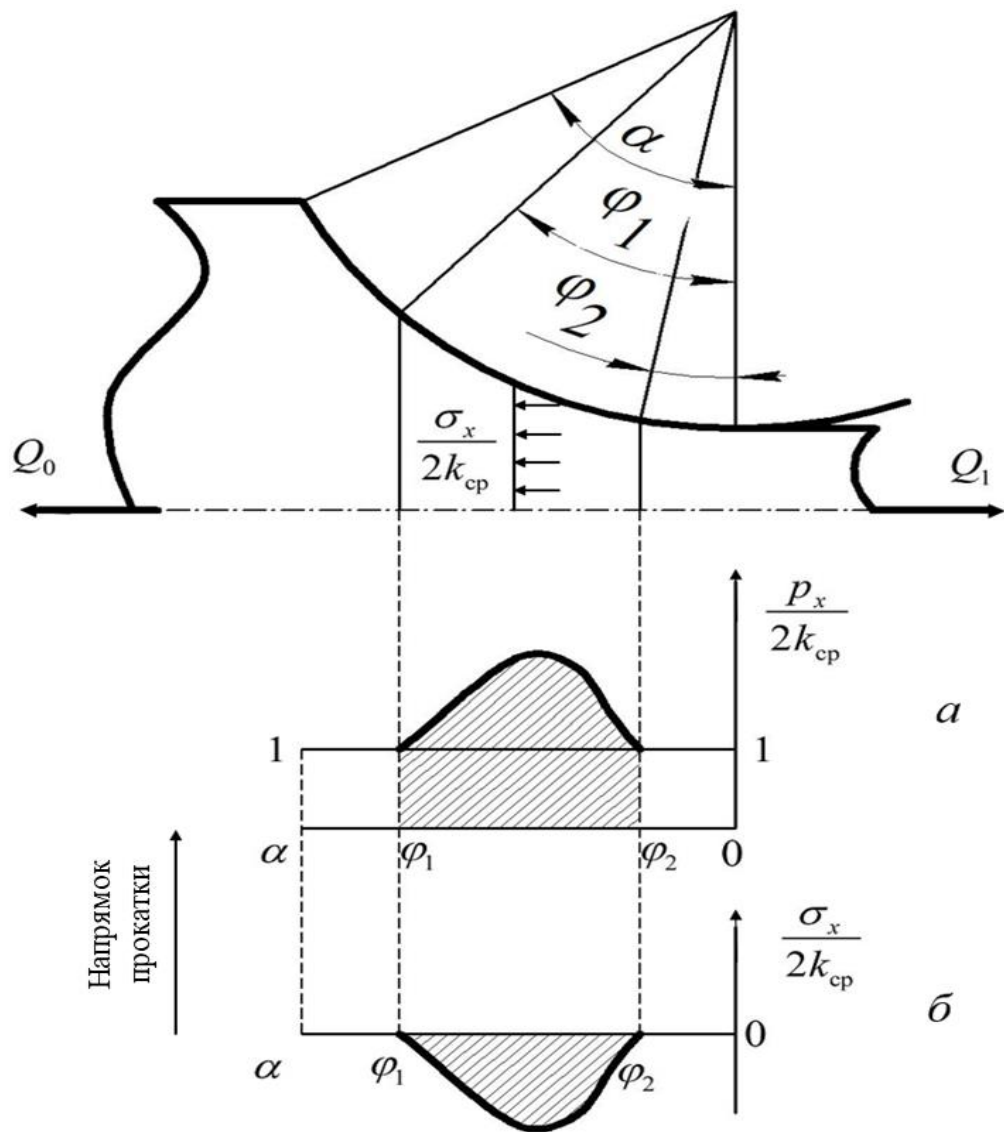


Рисунок 3.6 –Тиск і поздовжні напруження на ділянці осередку деформації, обмежений перерізами φ_1 і φ_2

На ділянці осередку деформації, обмеженому перерізами 0 і φ_2 (рис. 3.7) розподіл поздовжніх напружень $\sigma_x/2k_{\text{ср}}$ істотно залежить від сили переднього натягіння розкату. Рівновага на цій ділянці буде дотримуватися, якщо поздовжні напруження будуть спрямовані протилежно руху штаби (рис. 3.7, б).

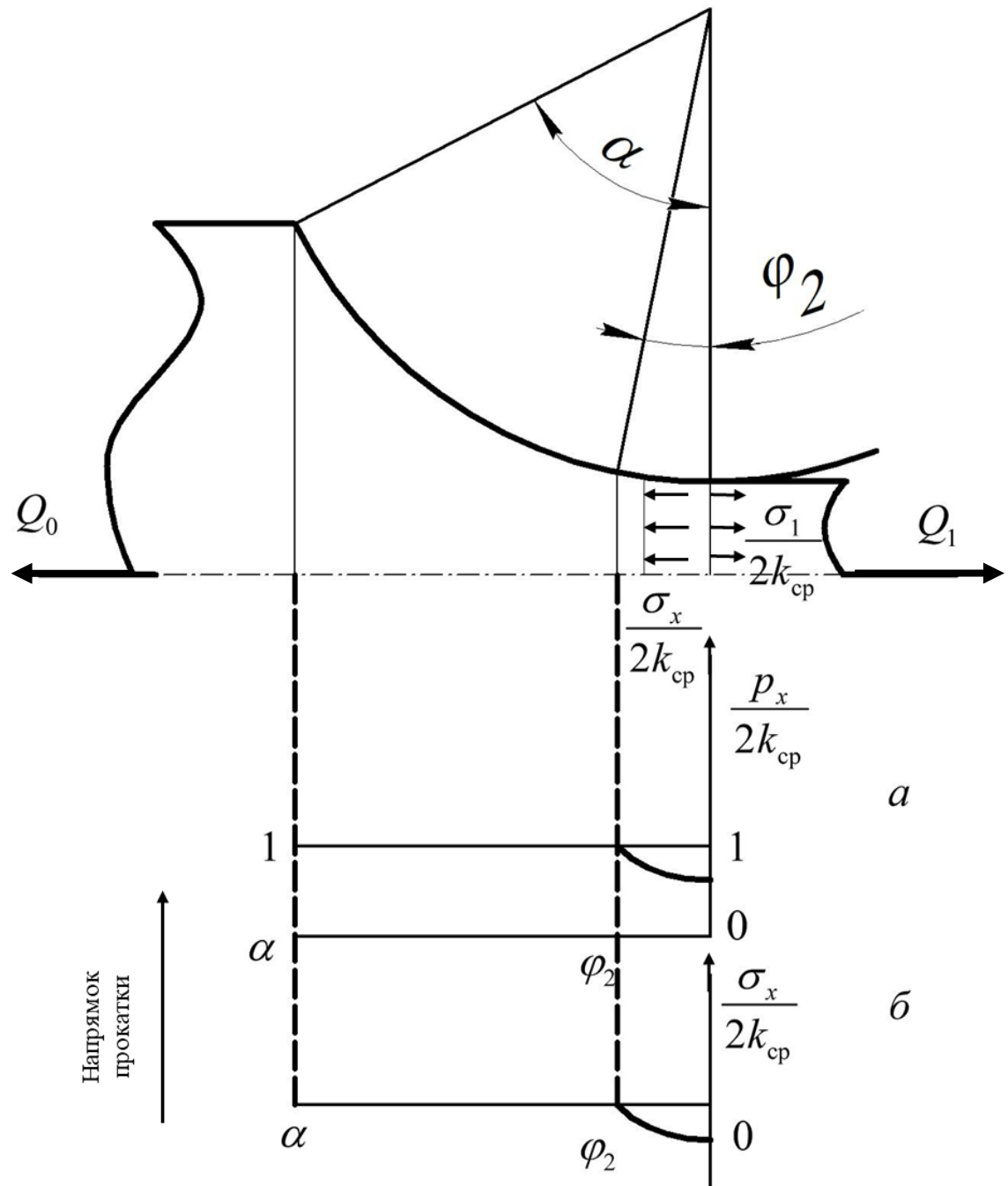


Рисунок 3.7 – Тиск і поздовжні напруження поблизу виходу металу з валків

Тоді в цілому епюра зміни поздовжніх напружень $\frac{\sigma_x}{2k_{\text{сер}}}$ по довжині осередку деформації матиме вигляд, показаний на рис. 3.8.

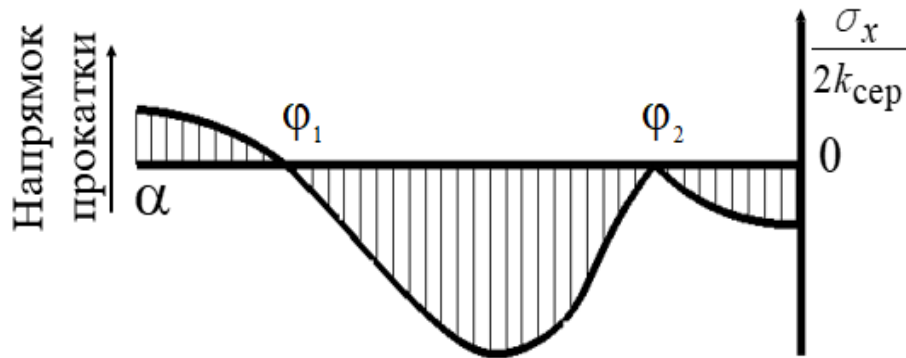


Рисунок 3.8 – Розподіл поздовжніх нормальних напружень в осередку деформації при прокатуванні з натягінням

Маючи картину розподілу $\frac{\sigma_x}{2k_{\text{сер}}}$, неважко розрахувати поточну поздовжню силу пластично деформованого металу в безрозмірному вигляді:

$$Q_{xп.}^* = \frac{\sigma_x}{2k_{\text{сер}}} \left(\frac{h_1}{R} + \varphi^2 \right).$$

Характер її зміни показаний на рис. 3.9.

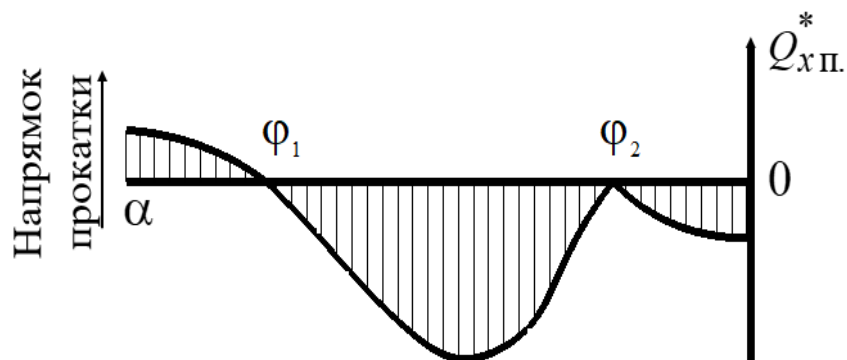


Рисунок 3.9 – Характер зміни поточної поздовжньої сили по довжині осередку деформації

Середньоінтегральне значення результуючої поздовжніх сил при деформації штаби з натягінням розраховується за формулою:

$$Q_{\text{ср.п.}}^{*н} = \frac{1}{\alpha} \left[\int_{\varphi_1}^{\alpha} Q_{\text{хп.}}^{*} d\varphi - \int_{\varphi_2}^{\varphi_1} Q_{\text{хп.}}^{*} d\varphi - \int_0^{\varphi_2} Q_{\text{хп.}}^{*} d\varphi \right]. \quad (3.7)$$

Геометрично вираз (3.7) являє собою алгебраїчну суму площ під кривою $Q_{\text{хп.}}^{*н}$ на ділянках $\alpha - \varphi_1$, $\varphi_1 - \varphi_2$ і $\varphi_2 - 0$ віднесену до кута захоплення.

За величиною і напрямком дії результуючої $Q_{\text{ср.п.}}^{*н}$ можна оцінити стійкість штаби в осередку деформації при прокатуванні з натягінням, як і при простому процесі.

Проаналізуємо стійкість процесу прокатування при деформації металу з різними режимами натягіння і порівняємо результати розрахунків з дослідними даними, наведеними в [52].

3.4. Порівняльний аналіз дослідних і розрахункових епюр контактних напружень при прокатуванні з натягінням штаби

На основі експериментальних даних А. А. Корольова [52] по дослідженню впливу натягіння штаби на характер розподілу тиску в осередку деформації і випередження, наведені в табл. 1.3, проаналізуємо зміну результуючої поздовжніх сил $Q_{\text{ср.п.}}^{*н}$ і визначимо подовжню стійкість процесу прокатування.

Автор проводив дослідну прокатку на лабораторному стані дуо в сталевих гладких валках діаметром 250 мм. Устаткування стану включало 2 моталки, що дозволило прокатувати рулонну сталь (сталь 10, відпалену) поперечними розмірами 1,95×30 мм з різними натягінням штаби і незмінним налаштування валків. При цьому зміна кінцевої товщини прокату від дослідів до дослідів виникало через неоднакове сплюснення валків при прокатуванні штаби з

різними натяжіннями. Розподіл тиску в осередку деформації вимірювався крапковою месдоза, а випередження визначалося керновим методом.

Вихідні дані і результати дослідів наведені в табл. 1.3 і 1.4.

При розрахунках контактних напружень скористалися диференціальним рівнянням рівноваги при питомих силах тертя, заданих виразом (3.5), середнє значення опору деформації і умовах прокатування, наведених в першому розділі роботи в табл. 1.3.

При визначенні середнього опору деформації використовували залежність напруження плинності від відносного обтиснення для сталі 10 (рис. 1.6), наведену в роботі [52].

Середнє по осередку деформації напруження плинності визначали за формулою:

$$\sigma_{\text{Ссер}} = \frac{\sigma_{\text{Свих}} + \sigma_{\text{Ск}}}{2}, \quad (3.8)$$

де $\sigma_{\text{Свих}}$ і $\sigma_{\text{Ск}}$ – напруження плинності зразків до і після проходу відповідно.

Початкову межу плинності металу брали 260 МПа.

Середній опір деформації, згідно [1], определяется по формуле:

$$2k_{\text{сер}} = k_1 k_2 \sigma_{\text{Ссер}}, \quad (3.9)$$

де k_1 – коефіцієнт, що враховує схему деформації, $k_1 = 1,15$;

k_2 – коефіцієнт, що враховує вплив температури зразка в зоні прокатування і швидкість деформації.

Згідно [1], $k_2 = 1,1-1,2$, в розрахунках приймали 1,15.

Розраховані значення середнього опору деформації для кожного з прокочуються зразків наведено в табл. 3.2.

Величини сплюснутих кута захоплення і радіусу валків визначали наступним чином:

$$\alpha_{\text{спл}} = \Delta h / l_{\text{спл}}; \quad (3.10)$$

$$R_{\text{спл}} = l_{\text{спл}} / \alpha_{\text{спл}}. \quad (3.11)$$

Таблиця 3.2

Дослідні і розрахункові значення середніх тисків в осередку деформації при прокатуванні сталі 10 і усередненому опорі деформації

№ зразка	$\alpha_{\text{спл}},$ рад	$R_{\text{спл}},$ мм	$2k_{\text{сер}},$ МПа	$p_{\text{сер}},$ МПа		Відносна по- милка, %	$f_{\text{сер}}$
				дослідне	розрах.		
90	0,04	344	447	720	729	1,2	0,106
91	0,0453	307	435	580	609	4,7	0,119
92	0,0498	262	442	450	506	12	0,14
93	0,0317	319	397	550	569	3	0,121
94	0,0399	282	417	520	531	2	0,135
95	0,0426	325	436	630	718	12	0,105
96	0,049	249	440	600	625	4	0,122
97	0,0427	346	443	670	759	12	0,101
98	0,0506	254	443	620	618	≈0	0,129
99	0,0569	231	452	480	499	4	0,15
100	0,067	214	463	400	525	23,8	0,196

На графіках рис. 3.10–3.13 під номером 1 наведені експериментальні епюри розподілу тиску при різних передніх і задніх натяжіннях штаби. Аналіз впливу натяжіння на величину і характер зміни нормального контактного напруження, а також на середній тиск і силу прокатування докладно описаний в дослідженнях [52]. А. А. Корольовим виявлені нові особливості цього впливу і встановлені закономірності досліджуваних залежностей.

Не торкаючись зроблених автором висновків, порівняємо теоретичні та експериментальні епюри розподілу тиску. Розраховані епюри розподілу нормального тиску і питомих сил тертя наведені на рис. 3.10–3.13 (під номерами 3 і 4 відповідно).

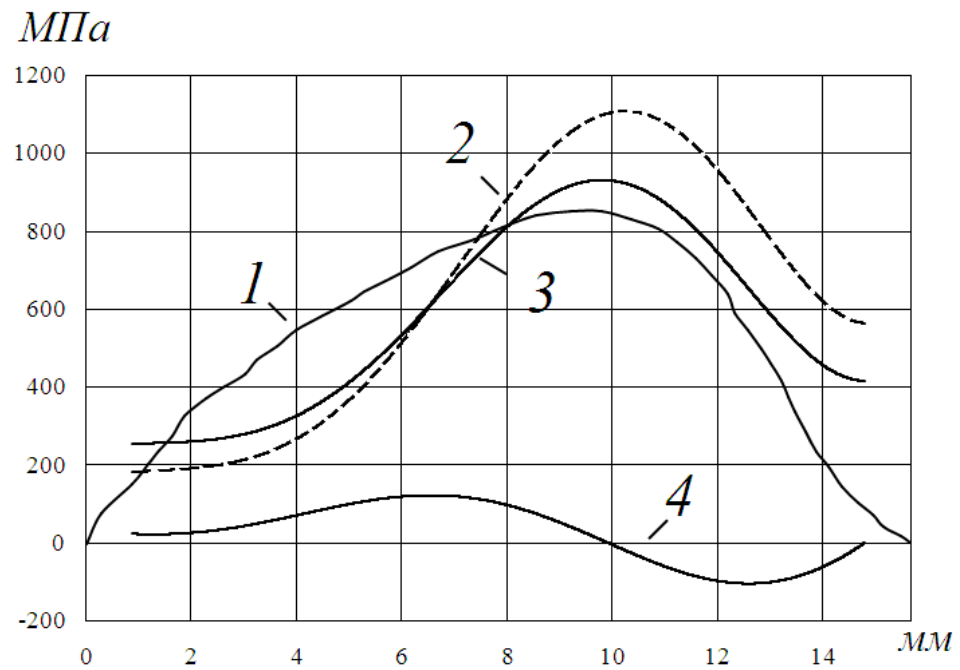


Рисунок 3.10 – Дослідна і розрахункові епюри контактних напружень при прокатуванні зразка №91

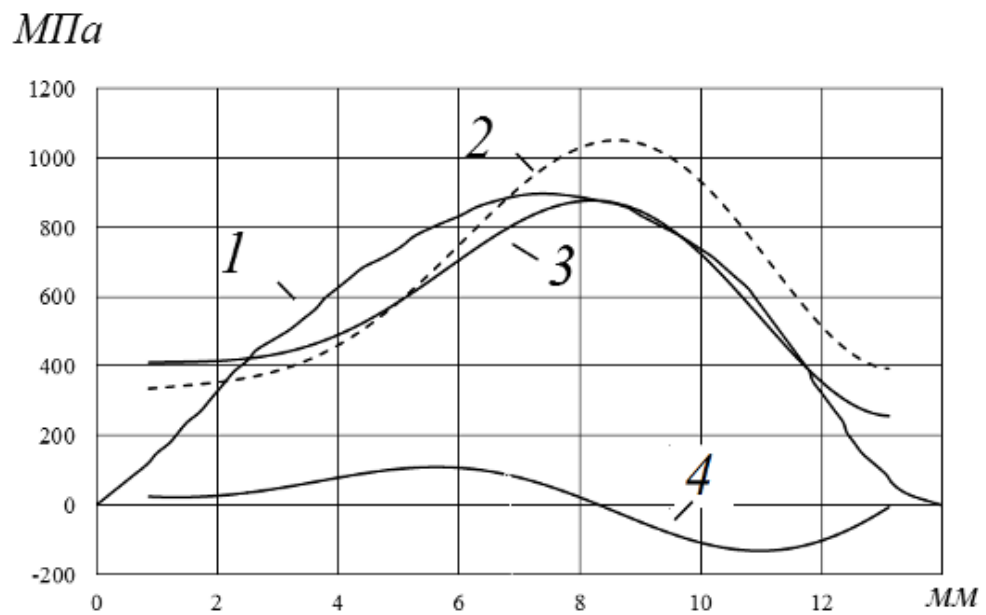


Рисунок 3.11 – Дослідна і розрахункові епюри контактних напружень при прокатуванні зразка №96

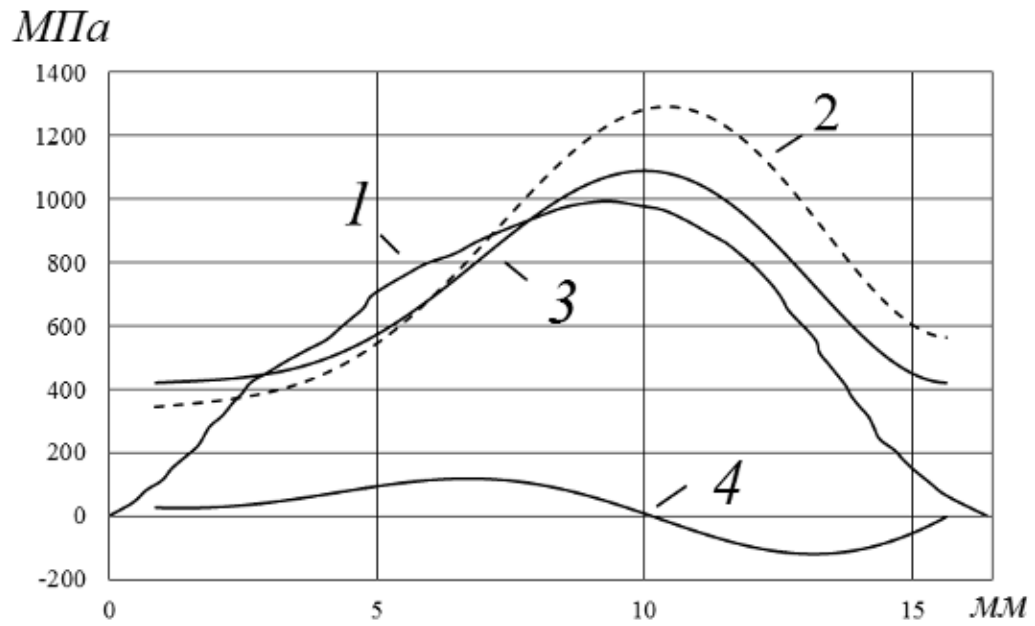


Рисунок 3.12 – Дослідна і розрахункові епюри контактних напружень при прокатуванні зразка №97

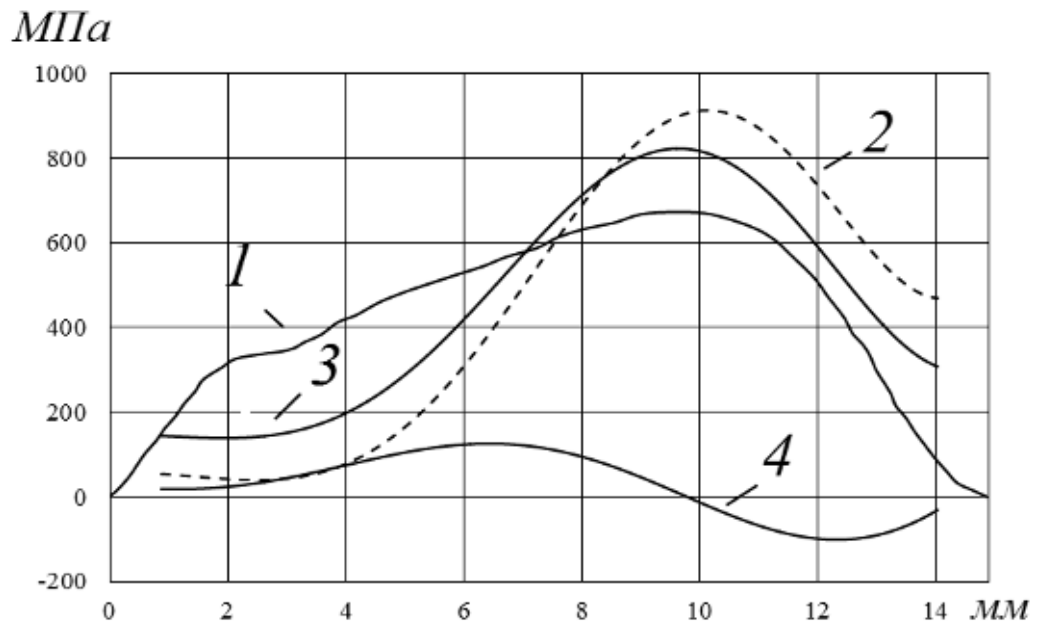


Рисунок 3.13 – Дослідна і розрахункові епюри контактних напружень при прокатуванні зразка №99

Порівняння характеру розподілу дослідного і розрахункового тиску при прокатуванні з натягом показує, що поблизу меж осередку деформації експериментальне значення нормального контактного напруження менше теоретичного. Ближче до середини контактної зони валка і розкату тиск поступово збільшується. Максимум тиску в обох випадках знаходиться поблизу нейтрального перерізу. В цілому теоретичний і дослідний розподіл нормального тиску є досить близькими. Зі збільшенням натягіння штаби, особливо заднього, ці напруження зменшуються. Якісно розрахункові епюри зміни питомих сил тертя відповідають експериментальним. Зі збільшенням заднього натягання штаби нейтральний переріз зміщується до виходу металу з валків.

При розрахунку розподілу нормального тиску p_x з урахуванням зміни напруження плинності по довжині осередку деформації, його поточне значення визначали з використанням графіка рис. 1.6 і виразу:

$$\sigma_{\text{Пот.}} = \sigma_{\text{Свих.}} + a\varepsilon_x^b, \quad (3.12)$$

де ε_x – поточне по осередку деформації відносне обтиснення, яке можна визначити за формулою:

$$\varepsilon_x = \frac{\Delta h_x}{h_0} \cdot 100, \quad (3.13)$$

Δh_x – поточне абсолютне обтиснення, $\Delta h_x = R\varphi^2$;

a і b – постійні коефіцієнти, обчислені з урахуванням графіка рис. 1.6.

Для сталі 10 коефіцієнти наступні: $a = 11,2$; $b = 0,77$. При цьому передбачалося, що $\varepsilon_x = \varepsilon$ (рис. 1.6).

Поточне значення опору деформації металу знаходимо з використанням (3.8):

$$2k_{\text{Пот}} = 1,15 \cdot 1,15 \sigma_{\text{Пот.}} \quad (3.14)$$

Слід зауважити, що наведена методика розрахунку поточного опору деформації вже використовувалася в роботах [135 та ін.].

Розрахунковий розподіл тиску в зоні контакту з урахуванням зміни опору деформації також наведено на рис. 3.10–3.13 під номером 2. У цьому випадку тиск поблизу входу металу у валки менше розрахункового значення при усередненому опорі деформації, а в середній частині і на виході з валків вище. Звернемо увагу на те, що теоретичні епюри тиску при усередненому опорі деформації трохи ближче до дослідних даних в порівнянні з тим випадком, коли останній змінюється по довжині контактної зони.

В ході дослідження також виконано порівняльний аналіз дослідного і розрахункового тиску металу на валки. результати дослідження наведені в табл. 3.2.

Як випливає з даної таблиці, дослідні і розрахункові значення середнього тиску відрізняються не більше ніж на 12% за винятком прокатцвання зразка під номером 100. У семи випадках відносна помилка не перевищує 4%. Тому збіжність розрахункових і дослідних даних можна вважати задовільною.

В табл. 3.3 наведено порівняльний аналіз розрахункового середнього тиску при змінному $2k_{\text{пот}}$ з його дослідним значенням.

Як видно, в цьому випадку відмінності між дослідним і розрахунковим значеннями середнього тиску дещо більше, ніж при усередненому опорі деформації $2k_{\text{сер}}$. Можливо це пов'язано з тим, що в досліді швидкість прокатки не перевищувала 50 мм/с, при цьому швидкість деформації була малою і її вплив на зміну цього напруження плинності набагато менше того, яке враховується коефіцієнтом k_2 (формула 3.14).

Мабуть, формула (3.14) недостатньо точно враховує реальний характер зміни напруження текучості. Тому наступні розрахунки при оцінці стійкості штаби в осередку деформації на виробничих станах будемо вести при середньому опорі деформації $2k_{\text{сер}}$. При теоретичному визначенні енергосилових параметрів в цьому випадку скористаємося методикою [122].

Таким чином, модель тертя (2.1), може використовуватися для прогнозування розподілу контактних напружень при тонколистовому прокатуванні.

Таблиця 3.3

Порівняння дослідних і розрахункових значень середнього тиску металу на валки при змінному опорі деформації

№ зразка	$2k_{\text{сер}}$ МПа		Віднос. помилка, %	$f_{\text{сер}}$
	дослідне	розрах.		
90	720	749	3,9	0,106
91	580	630	7,9	0,119
92	450	532	15,4	0,14
93	550	601	8,5	0,121
94	520	542	4	0,135
95	630	768	20	0,105
96	600	667	10	0,122
97	670	806	16,9	0,101
98	620	646	4	0,129
99	480	520	7,7	0,15
100	400	545	26,6	0,196

З урахуванням зазначеного, нижче наведені дослідження поздовжньої стійкості процесу прокатування з використанням моделі (3.5).

3.5. Дослідження впливу натягіння штаби на результуючу поздовжніх сил пластично деформованого металу

Теоретично проаналізуємо вплив переднього і заднього питомих натягіннь штаби на результуючу поздовжніх сил пластично деформованого металу. Для цього побудуємо епюри контактних напружень $\frac{P_x}{2k_{\text{сер}}}$ і $\frac{t_x}{2k_{\text{сер}}}$,

а також поточних поздовжніх сил $Q_{хп.}^{*н}$ для випадків, відповідних прокатуванню зразків №90, 91, 92, 99 і 100 (табл. 1.3). Результати розрахунків наведені на рис. 3.14–3.18.

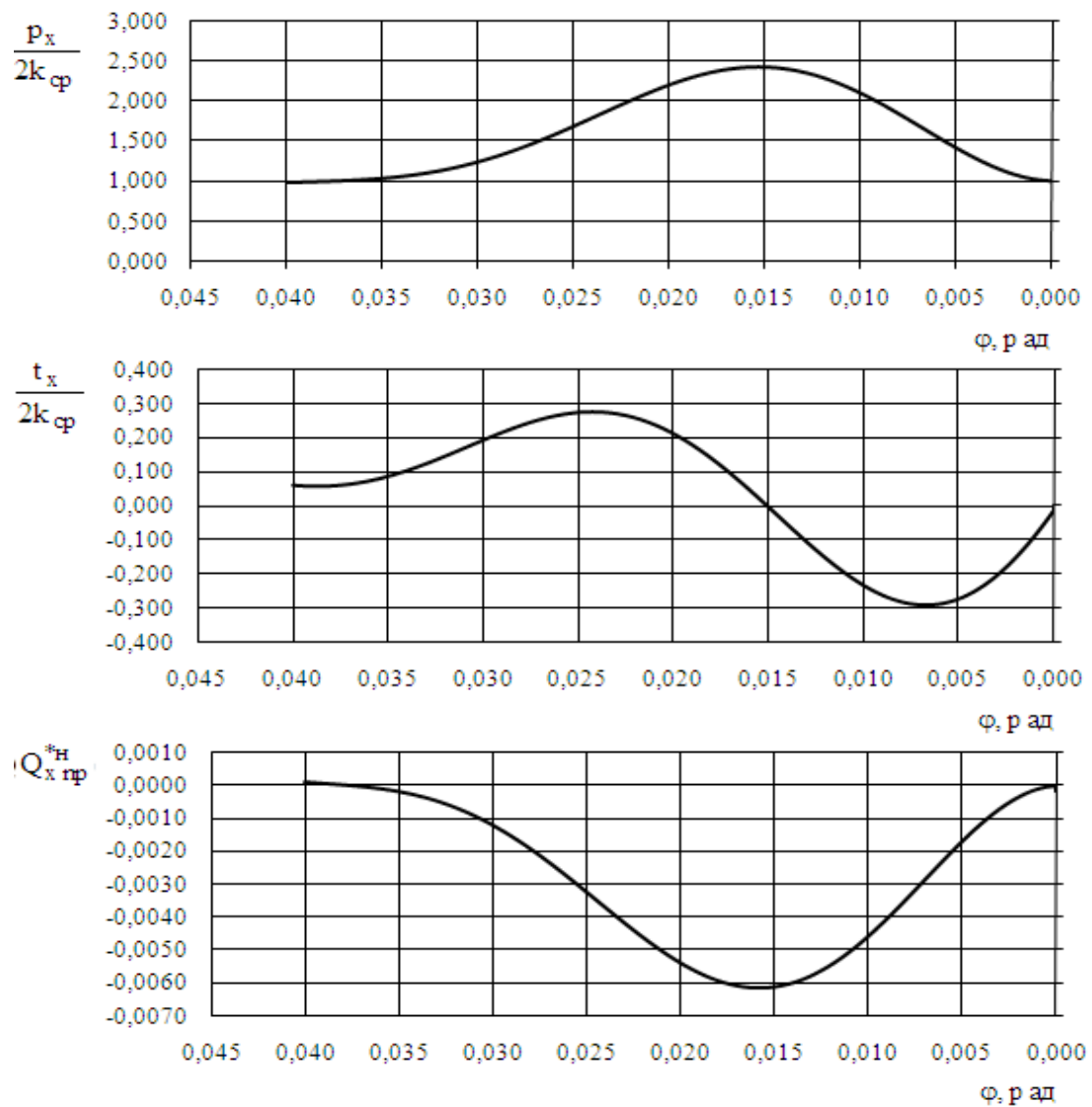
Як видно з епюр рис. 3.14, при прокатуванні з дуже малим заднім натягінням і при відсутності переднього поточна сила $Q_{хп.}^{*н}$ практично по всій довжині осередку деформації спрямована протилежно руху розкату і середня результуюча, що визначається за формулою (3.6), є від'ємною. Це свідчить про стійкість процесу деформації.

Прокатування зразка №91 (рис. 3.15) відбувалася також при відсутності переднього, але при значному задньому натягінні $\left(\frac{\sigma_0}{2k_{сер}} = 0,389 \right)$.

Сила $Q_{хп.}^{*н}$ поблизу входу металу в осередок деформації є додатною, спрямованою по ходу руху штаби. Поблизу середньої частини осередку деформації вона переходить через нульове значення і далі, аж до виходу металу з валків, $Q_{хп.}^{*н}$ спрямована протилежно ходу процесу прокатування. Сила $Q_{хп.}^{*н}$ за абсолютним значенням стає менше в порівнянні з попереднім випадком.

Аналізуючи розподіл $Q_{хп.}^{*н}$ при прокатуванні зразка №92 (рис. 3.16) з великим заднім питомим натягінням $\left(\sigma_0/2k_{сер} = 0,674 \right)$ можна помітити, що процес прокатки ведеться в умовах, близьких до граничних, тому що результуюча $Q_{сер.п.}^{*н}$ близька до нульового значення.

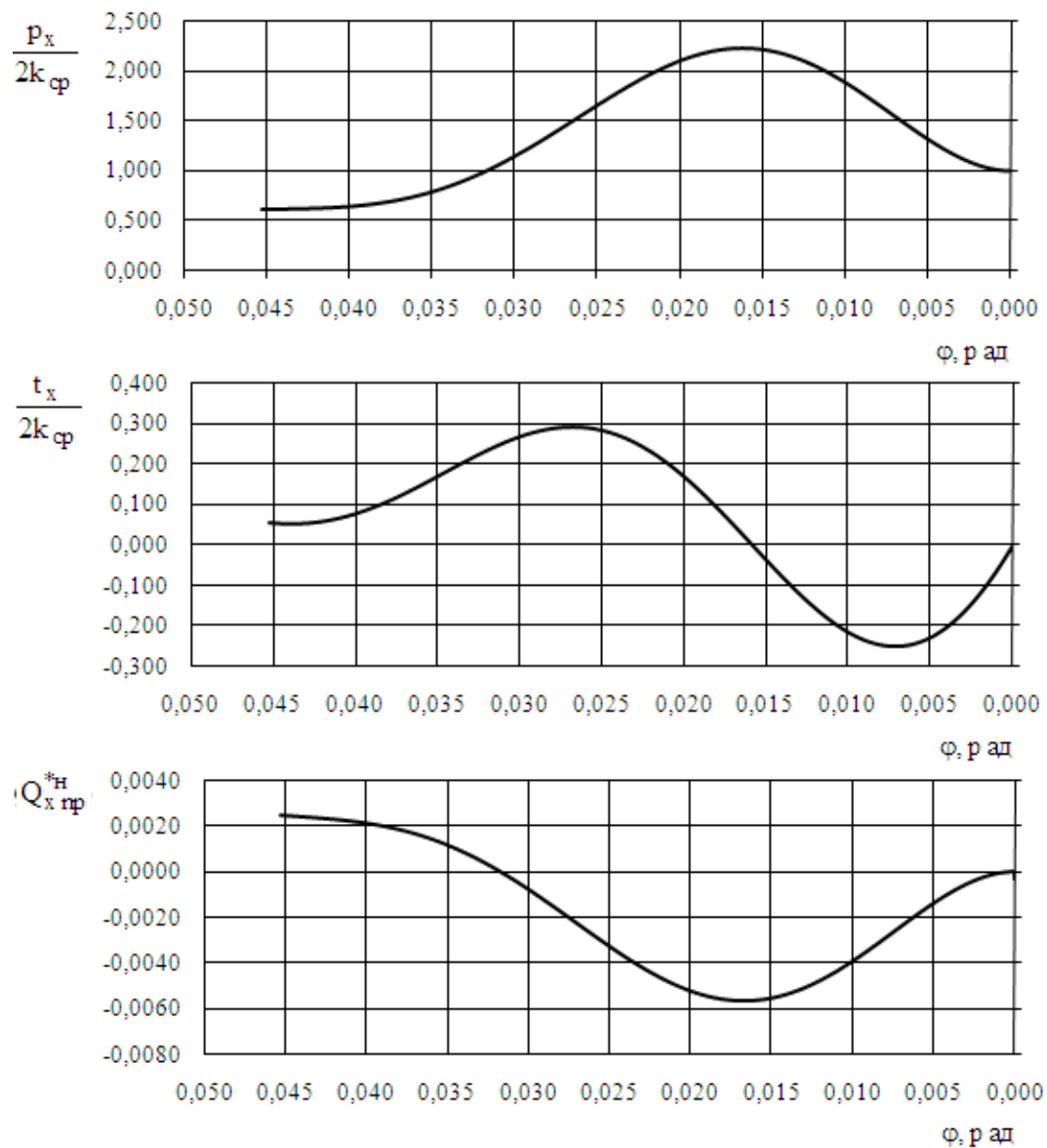
На рис. 3.17 наведені епюри, що відповідають умовам прокатування зразка №99 $\left(\sigma_0/2k_{сер} = 0,668 \text{ і } \sigma_1/2k_{сер} = 0,289 \right)$. В цьому випадку заднє питоме натягіння штаби залишилося практично незмінним по відношенню до



b , мм	30
$R_{cпл}$, мм	344,3
h_1 , мм	1,400
f	0,173
α , рад	0,040
σ_0 / σ_{T0}	0,021
σ_1 / σ_{T0}	0,000
$R_{ном}$, мм	124,3

Q_{cpnp}^*	-0,00279
f_{cp}	0,106
n_1	0,366
$p_{cp} / 2k_{cp}$	1,637
M_{np}^*	0,038

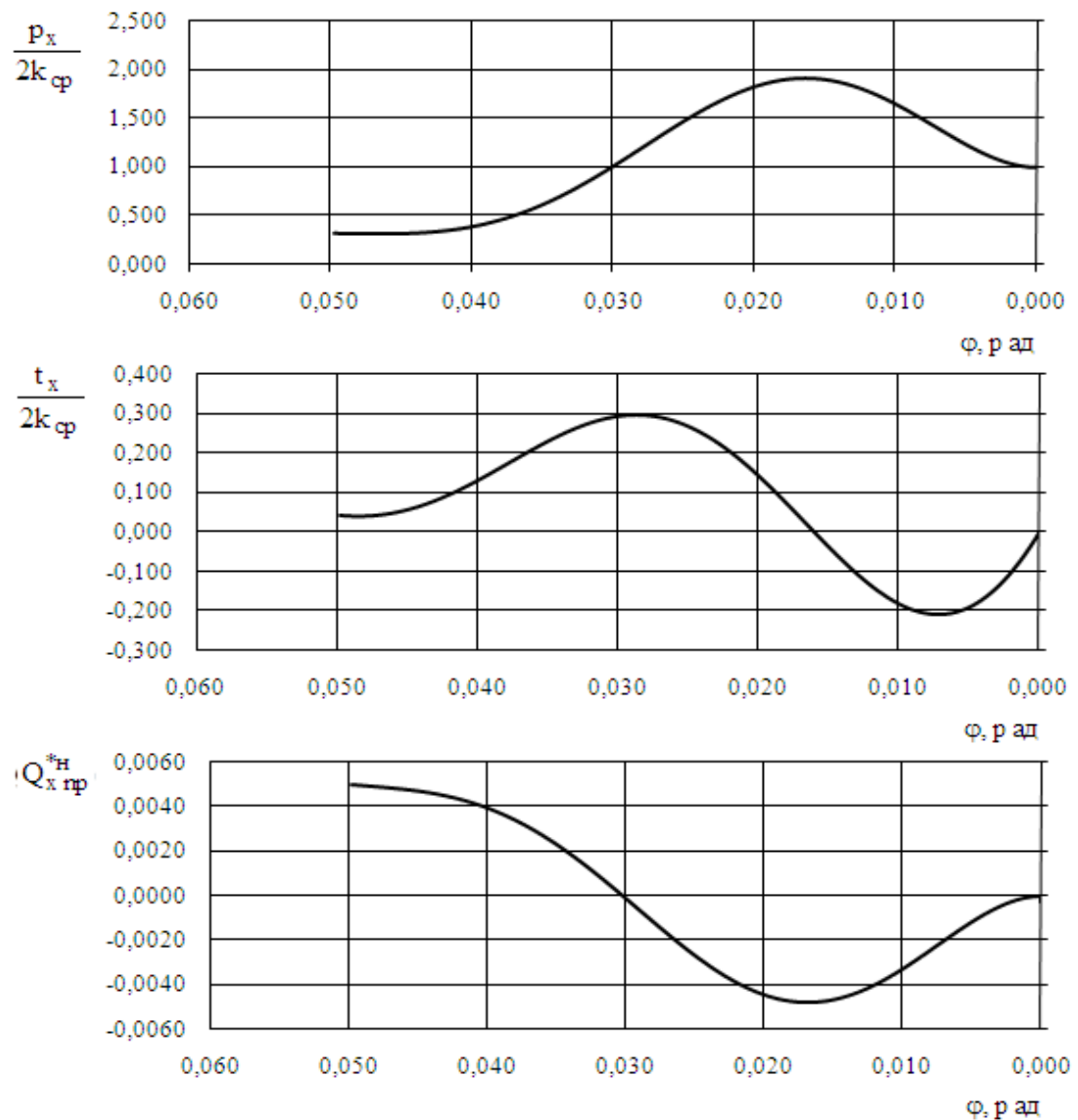
Рисунок 3.14 – Епюри контактних напружень і поточних поздовжніх сил при прокатуванні зразка № 90



b , мм	30
$R_{спл}$, мм	307,6
h_1 , мм	1,320
f	0,183
α , рад	0,045
σ_0 / σ_{T0}	0,389
σ_1 / σ_{T0}	0,000
$R_{ном}$, мм	124,3

$Q_{ср np}^*$	-0,00170
$f_{ср}$	0,120
n_1	0,500
$p_{ср} / 2k_{ср}$	1,394
M_{np}^*	0,038

Рисунок 3.15 – Епюри контактних напружень і поточних поздовжніх сил при прокатуванні зразка № 91



b , мм	30
$R_{спл}$, мм	262,4
h_1 , мм	1,300
f	0,189
α , рад	0,050
σ_0/σ_{T0}	0,674
σ_1/σ_{T0}	0,000
$R_{ном}$, мм	124,3

Q_{cp}^{*np}	-0,00030
f_{cp}	0,143
n_1	0,703
$p_{cp}/2k_{cp}$	1,114
M_{np}^*	0,033

Рисунок 3.16 – Епюри контактних напружень і поточних поздовжніх сил при прокатуванні зразка № 92

прокатування зразка №92, але деформація металу проводилася при істотному передньому натяжінні. Результируюча поздовжніх сил $Q_{\text{сер.п.}}^{*н}$ також була близька до нульового значення, що свідчить про слабкий вплив переднього натяжіння на поздовжню стійкість штаби в осередку деформації.

Аналогічні висновки можна зробити і при аналізі розрахункових епюр, що відповідають прокатуванню зразка №100 (рис. 3.18).

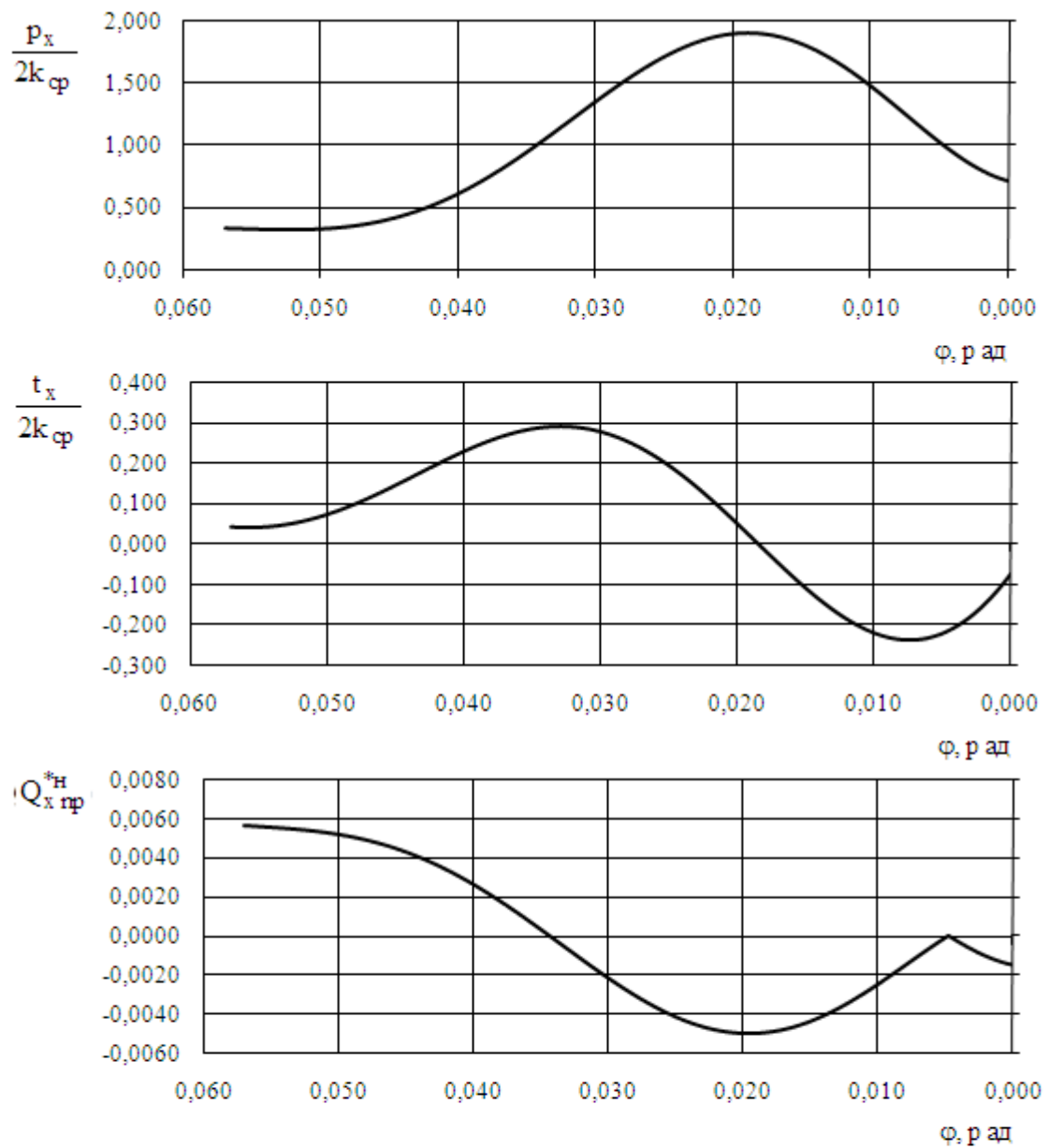
В табл. 3.4 наведені розрахункові значення середньої результируючої сили пластично деформованого металу, що відповідають умовам прокатування всього обсягу дослідів.

Таблиця 3.4

Значення середньої результируючої поздовжніх сил під час прокатування стрічки з натяжінням

Номер зразка	90	91	92	93	94	95	96	97	98	98	100
$Q_{\text{сер.п.}}^{*н}$	-0,00279	-0,0025	-0,0003	-0,0023	-0,00136	-0,00293	-0,00278	-0,00298	-0,00211	-0,000169	-0,000474

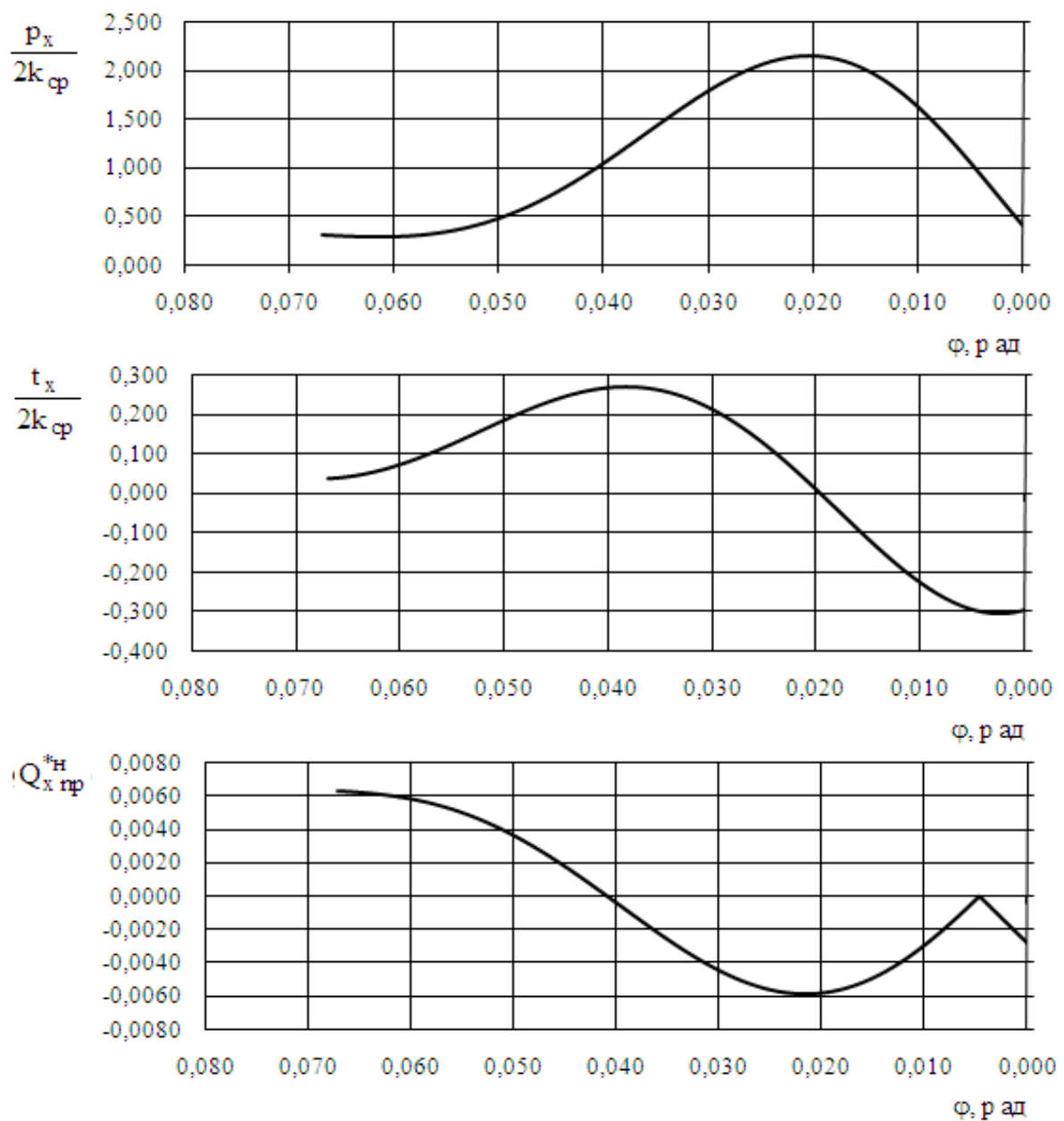
Як видно з табл. 3.4, сила $Q_{\text{сер.п.}}^{*н}$ у всіх випадках від'ємна, спрямована проти ходу прокатування, отже, процес деформації повинен протікати без пробуксовок, хоча і з різним ступенем поздовжньої стійкості штаби в валках.



$b, \text{ мм}$	30
$R_{\text{спл}}, \text{ мм}$	230,9
$h_1, \text{ мм}$	1,200
f	0,200
$\alpha, \text{ рад}$	0,057
σ_0 / σ_{T0}	0,668
σ_1 / σ_{T0}	0,289
$R_{\text{ном}}, \text{ мм}$	124,3

$Q_{\text{ср}np}^*$	-0,000169
$f_{\text{ср}}$	0,154
n_1	0,646
$p_{\text{ср}} / 2k_{\text{ср}}$	1,073
M_{np}^*	0,035

Рисунок 3.17 – Епюри контактних напружень і поточних поздовжніх сил при прокатуванні зразка № 99



$b, \text{ мм}$	30
$R_{\text{спл}}, \text{ мм}$	214,1
$h_1, \text{ мм}$	1,000
f	0,200
$\alpha, \text{ рад}$	0,067
σ_0 / σ_{T0}	0,689
σ_1 / σ_{T0}	0,597
$R_{\text{ном}}, \text{ мм}$	124,3

$Q_{\text{ср np}}^*$	-0,000474
$f_{\text{ср}}$	0,150
n_1	0,617
$p_{\text{ср}} / 2k_{\text{ср}}$	1,160
M_{np}^*	0,040

Рисунок 3.18 – Епюри контактних напружень і поточних поздовжніх сил при прокатуванні зразка № 100

Узагальнимо результати теоретичного дослідження поздовжньої стійкості штаби в валках при прокатуванні з натягінням і порівняємо їх з дослідними даними. Для цього проаналізуємо залежність дослідного випередження S і середнього тиску $\frac{P_{\text{ср}}}{2k_{\text{ср}}}$, а також результуючої $Q_{\text{ср.п.}}^{*н}$ від натягу штаби. З таблиці 3.2 видно, що перші шість зразків з дослідів, наведених в [52], прокатували без переднього натягіння. Залежність зазначених параметрів від питомого заднього натягіння розкату показано на рис. 3.19.

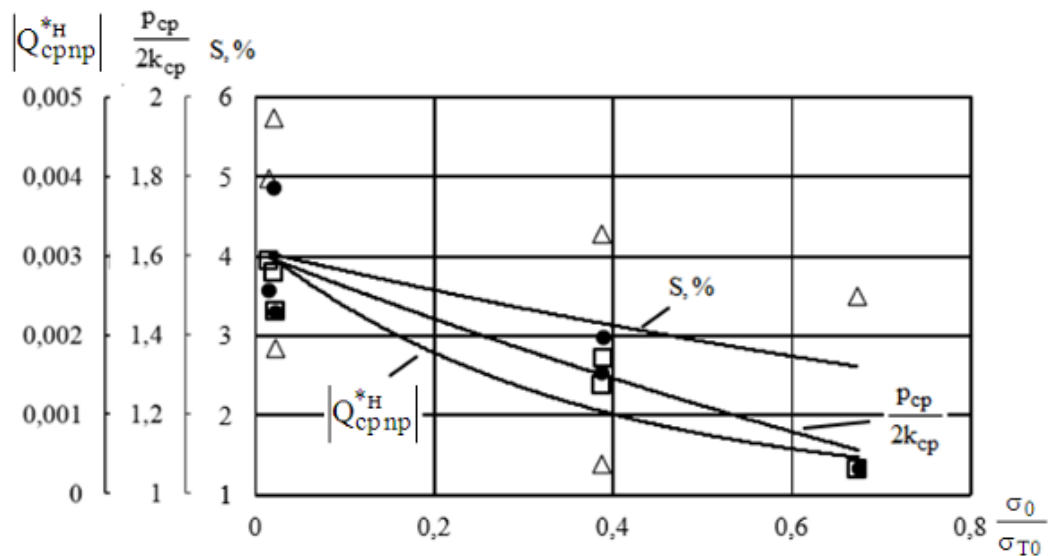


Рисунок 3.19 – Вплив заднього натягіння штаби на силові і кінематичні параметри:

$$\bullet - \frac{P_{\text{ср}}}{2k_{\text{ср}}}; \triangle - S; \square - Q_{\text{ср.п.}}^{*н}.$$

Як впливає з графіків рис. 3.19, зі збільшенням заднього питомого натягіння середній тиск і випередження в осередку деформації зменшуються. Ця залежність також відома з роботи [52]. Зі збільшенням заднього натягіння також по абсолютній величині знижується і середня результуюча сила $Q_{\text{ср.п.}}^{*н}$, що свідчить про менш стійкий процес прокатування в поздовжньому напрямку.

Слід зауважити, що деякий розкид точок на графіках пов'язаний з різним обтисненням металу в результаті сплющування валків при зміні натягіння штаби.

При оцінці впливу переднього і заднього натягіння штаби на середній тиск дослідники користуються коефіцієнтом $\xi_{\text{сер}}$, що визначається за формулою (1.7). З огляду на, що в даних розрахунках прийнято середнє по довжині контактної зони опір деформації $2k_{\text{сер}}$, то величини ξ_0 і ξ_1 визначаються за формулами (1.8-1.9).

Зауважимо, що якщо прокатка здійснюється без натягіння штаби, то $\xi_{\text{сер}} = 1$, в інших випадках він менше одиниці. Заднє натягіння сильніше впливає на $\xi_{\text{сер}}$ в порівнянні з переднім.

На рис. 3.20 наведені графіки впливу коефіцієнту натягіння $\xi_{\text{сер}}$ на вивказані параметри.

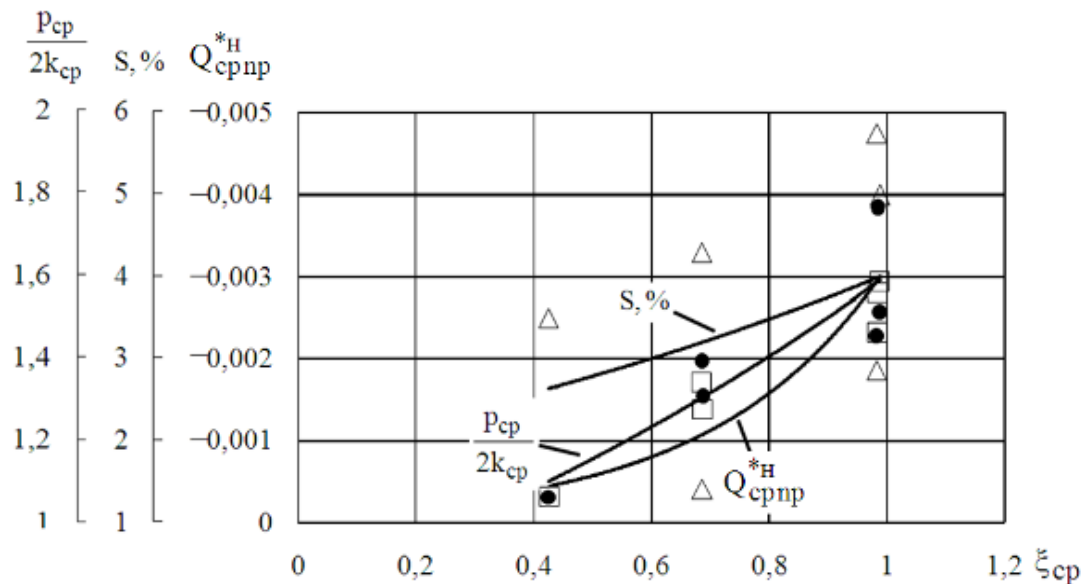


Рисунок 3.20 – Залежність кінематичних і силових параметрів від коефіцієнту натягіння:

$$\bullet - \frac{P_{\text{сер}}}{2k_{\text{сер}}}; \Delta - S; \square - Q_{\text{сер.п.}}^{*н}$$

Як видно, зі збільшенням коефіцієнту натягіння середній тиск і випереження зменшуються. Особливо слід підкреслити, що при збільшенні натягіння ($\xi_{\text{сер}}$ зменшується) знижується по абсолютній величині середня результуюча поздовжніх сил пластично деформованого металу. Останнє погіршує стійкість штаби в осередку деформації, отже, одним з обмежень на величину натягіння є поздовжня стійкість процесу прокатування.

Проведений аналіз показує, що запропонована методика оцінки поздовжньої стійкості досить точно відображає результати дослідів. Середня результуюча сила $Q_{\text{сер.п.}}^*$ істотно залежить від заднього натягіння штаби і слабо - від переднього. Зі збільшенням коефіцієнту натягіння $\xi_{\text{сер}}$ поздовжня стійкість процесу прокатування також зростає.

Проаналізувавши дані табл. 1.3 і 1.4 при прокатці зразків під №92, 100 і № 95,96 видно, що в кожній парі цих зразків мало місце близьке чи рівне значення заднього натягіння. Для №92, 100 $q_0 = 0,674, 0,689$ відповідно, а для № 95,96 $q_0 = 0,016$. При цьому з переднім натягінням катали тільки зразки № 100 і № 96, рівним $q_{0_{100}} = 0,597, q_{0_{96}} = 0,384$. Проаналізувавши вплив натягіння штаби на поздовжню стійкість процесу прокатування і середній тиск під

час прокатки цих зразків зазначимо, що значення $Q_{\text{сер.п.}}^*$ і $\frac{P_{\text{сер}}}{2k_{\text{сер}}}$ для кожної з

пар зразків при прокатці тільки з заднім або із заднім і переднім натягінням відрізняються не істотно. Для першої пари зразків №92, 100: $Q_{\text{сер.п.}}^* = -0,00043;$

$-0,00045$ (різниця складає 4,7 %), $\frac{P_{\text{сер}}}{2k_{\text{сер}}} = 1,131; 1,145$ (різниця складає 1,2 %).

Для другої пари зразків №95, 96: $Q_{\text{сер.п.}}^* = -0,0031; -0,00295$ (різниця складає

4,8 %), $\frac{P_{\text{сер}}}{2k_{\text{сер}}} = 1,677; 1,432$ (різниця складає 14,6 %). Зазначені вище факти

підтверджують менший ступінь впливу переднього натягіння на силові параметри прокатування, а також на поздовжню стійкість процес прокатування.

Так само, аналіз за даними табл. 3.4 показав, що при збільшенні заднього натягіння в 1,7-2,3 рази середня результуюча поздовжня сила зменшується на 30-40%. Переднє натягіння стрічки слабо впливає на цю силу, декілька збільшуючи її.

Як зазначено раніше, середня результуюча $Q_{\text{сер.п.}}^{*H}$, будучи силою опору, при стійкому процесі прокатування завжди спрямована протилежно руху розкату. Дані табл. 3.4 повністю узгоджуються з результатами дослідної прокатки, яка у всіх випадках відбувалася без пробуксовок.

3.6. Експериментальні дослідження граничних умов прокатування штаби з натягінням

З метою більш повного аналізу залежності випередження і середньої результуючої сили $Q_{\text{сер.п.}}^{*}$ від заднього натягіння штаби, особливо в умовах близьких до граничних, були проведені додаткові досліді.

Дослідження проводилися на лабораторному стані 180 кафедри ОМТ Дніпровського державного технічного університету (рис. 3.21). Стан 180 являє собою одноклітьовий стан, до складу якого входить кліть дуо з номінальним діаметром валків 180 мм. Привід стану від одного електродвигуна потужністю 40 кВт через редуктор і шестеренну кліть.

Устаткування стану дозволяє здійснювати прокатування в діапазоні швидкостей V_B 0,245; 0,302 і 0,339 м/с.

Лінійна швидкість обертання валків при проведенні дослідів становила 0,339 м/с. На верхньому валку стану були нанесені керни на відстані 20 мм. В

ході дослідження вимірювали геометричні і кінематичні пари-метри, випереження, а також повне заднє натяжіння штаби. Здійснювали прокатування штаб товщиною 1,9 мм і шириною 30 мм з алюмінію довжиною 240 мм. Прокатку здійснювали при кімнатній температурі зразків.

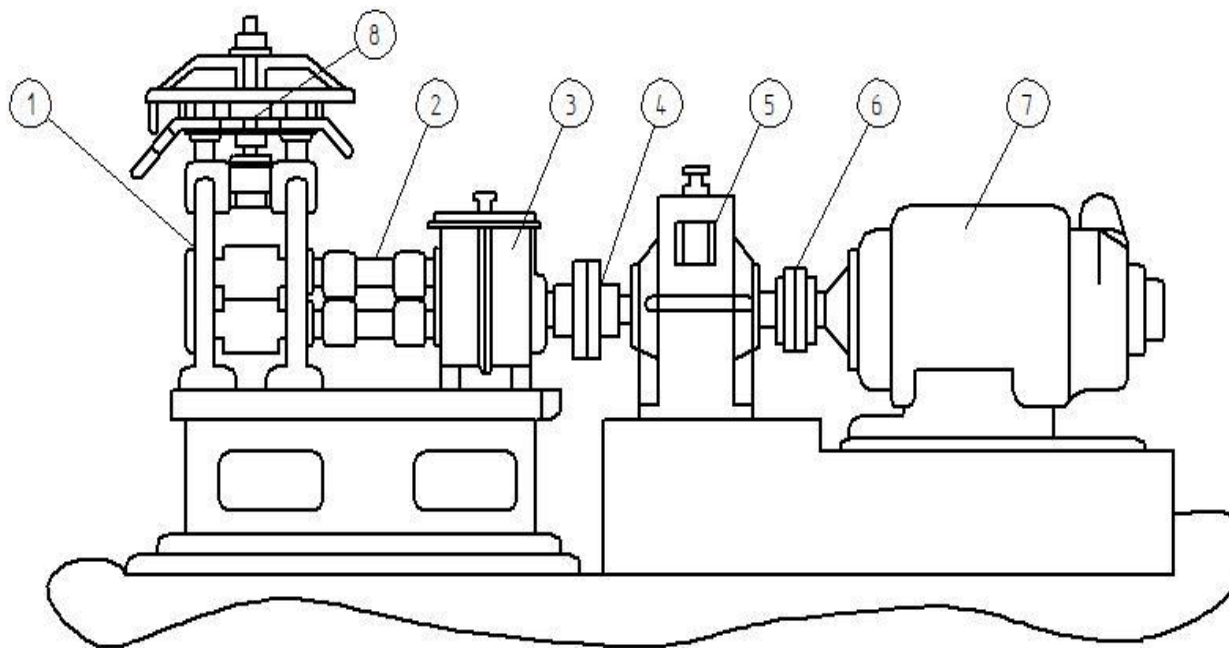


Рисунок 3.21 – Схема розташування обладнання лабораторного стану 180 кафедри ОМТ ДДТУ

- 1 – робоча кліть; 2 – шпинделі; 3 – шестеренна кліть;
 4 – корінна муфта; 5 – редуктор; 6 – моторна муфта;
 7 – електродвигун; 8 – привод натискного пристрою

Для створення переднього і заднього натяжсння була розроблена експериментальна установка, що дозволяє змінювати переднє і заднє натяжіння. Фото стану з установкою для створення заднього натяжіння представлена на рис. 3.22.

Як видно з рис. 3.22 заднє натяжіння створювали за допомогою вантажів, що дозволяють варіювати повне натяжіння з кроком в 5 кг. Через сталевий трос і захват, що забезпечував фіксацію кінця штаби, йому передавалось повне

натягіння рівне величині підвішених вантажів. Кріплення заднього кінця штаби здійснювалося шляхом пропускання і закріплення сталевго троса через, попередньо просвердлені отвори в зразках.

Показана на рис. 3.22 установка дозволяє прокатувати на стані 180 штабу довжиною не менше 240 мм при прокатуванні з натягом, що забезпечує сталий процес деформації металу. Крім того, створена установка, дозволяє експериментально дослідити процес холодного листового прокатування на стані 180 з різним співвідношенням заднього і переднього натягіння.

Установка для створення переднього натягу має аналогічну конструкцію, представлену на рис. 3.22, але в даних дослідях не використовувалась.

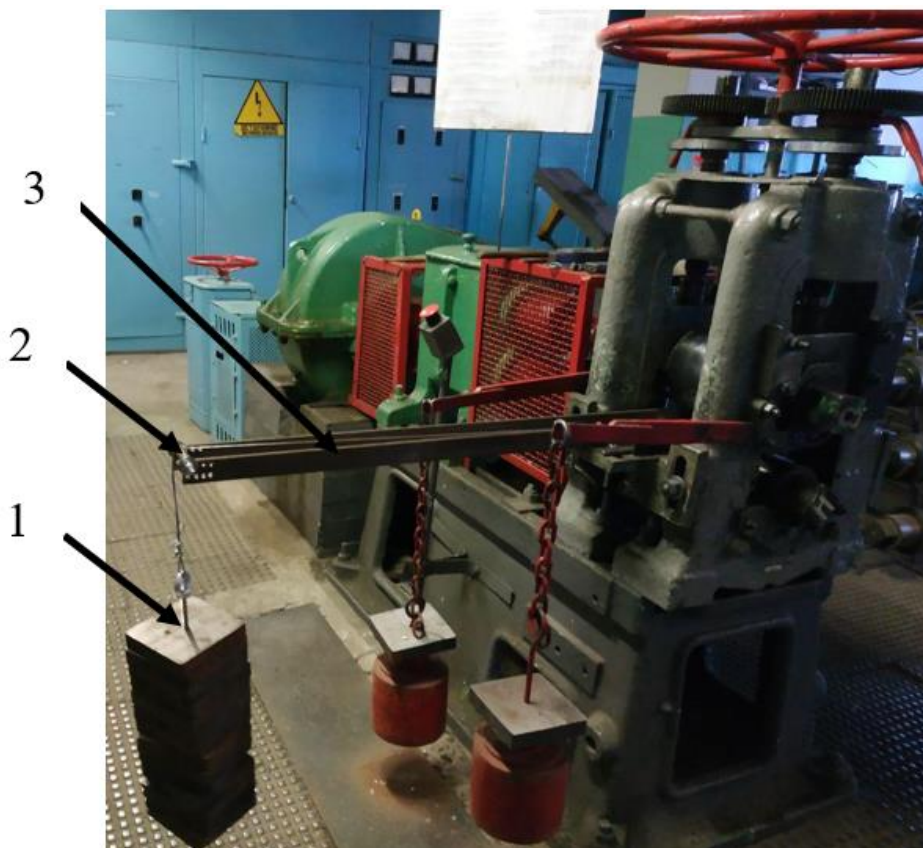


Рисунок 3.22 – Конструкція для створення переднього і заднього натягу лабораторного стану 180 кафедри ОМТ ДДТУ

1 – вантаж; 2 – блок; 3 – корпус

3.6.1 Реалізація експериментальних досліджень

Як вже зазначалося вище в ході проведення експериментів здійснювали прокатування штаб з алюмінію марки АМг6 і шириною 30мм. Номінальна товщина штаби становила 1,9 мм. Параметр b/h_0 (де h_0 , b – відповідно товщина і ширина штаби на вході в осередок деформації при проведенні експериментів) знаходився в межах 15, що забезпечувало реалізацію процесу холодного прокатування на стані 180 в умовах двовірної деформації.

Крива зміни межі текучості, прокатуваного алюмінію АМг6 при кімнатній температурі показана на рис. 3.23 [136]. Проводити досліди було вирішено при постійному стисненні яке дорівнює 30%. Холодне прокатування алюмінію з натягінням на стані 180 здійснювалася на сухих валках, тобто без застосування технологічного мастила. Товщину і ширину штаб вимірювали електронним штангенциркулем Microtech ШЦЦ-I-150-0,005 з точністю вимірювання до 0,005 мм.

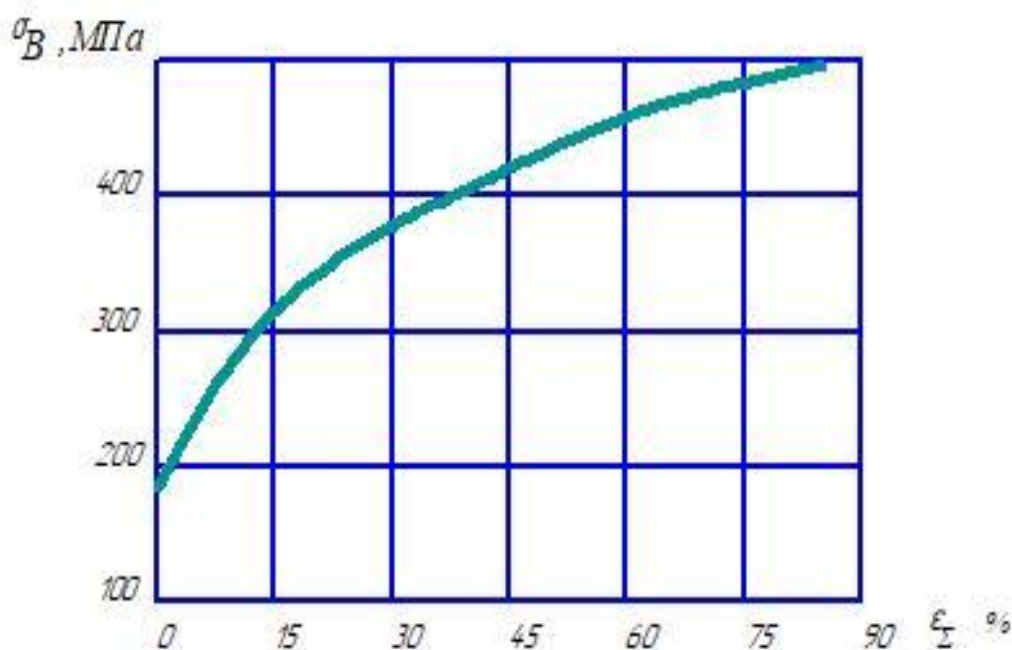


Рисунок 3.23 – Залежність межі текучості від сумарного ступеня деформації для АМг6 при $T = 20^{\circ}\text{C}$

Дослідну прокатку штаб товщиною 1,9 мм і шириною 30 мм з різним натягненням проводили при незмінному налаштуванні зазору, що дорівнює 1,35 мм. Було виконано прокатування штаб без натягнення, після чого встановлювали і поступово збільшували заднє натягнення. У таблиці 3.7 представлені значення питомих натягнень (значення в ньютонках) для випадку прокатування штаби 1,9 мм на 30 мм. Загальний вигляд зразків до прокатування представлені на рис. 3.24, приклади зразків після прокатування показані на рис. 3.25.



Рисунок 3.24 – Загальний вигляд зразків до прокатування з АМГ6 геометричними розмірами 1,9x30x240 мм

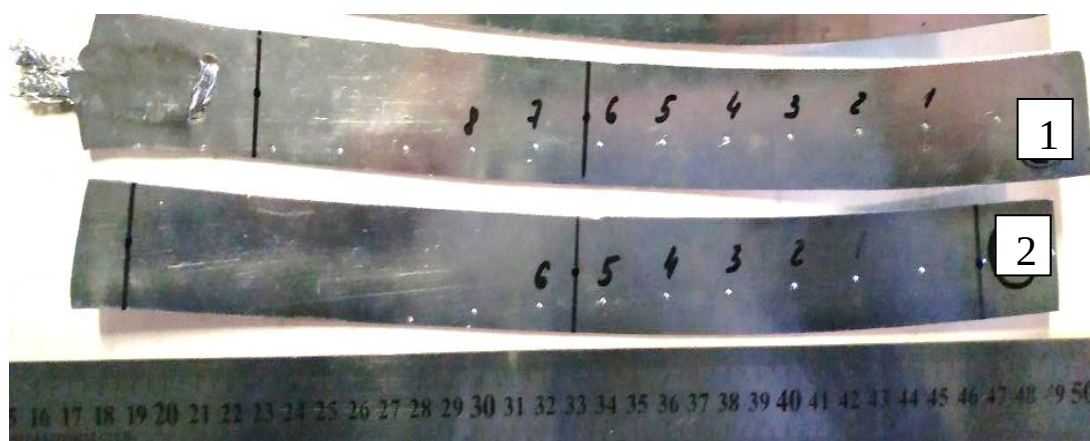


Рисунок 3.25 – Зразки після прокатування із АМГ6
1 – заднє натягнення (700 Н); 2 – без натягнення

Випередження при прокатуванні визначали керновим методом [137]. З цією метою на поверхню валків були нанесені поглиблення циліндричної форми на відстані 20 мм, які залишали на поверхні зразка відбитки. Відстань між відбитками на зразках вимірювали за допомогою електронного штангенциркуля. Величину дослідного випередження S_d розраховували за формулою:

$$S_d = \frac{l_{ш} - l_{в}}{l_{в}} \quad (3.15)$$

де $l_{в}$ – відстань між точками на поверхні валків;

$l_{ш}$ – відстань між відбитками точок на поверхні штаби.

Всього було прокатано 34 зразка товщиною 1,9 мм, загальний вигляд підготовлених до прокатування зразків представлений на рис. 3.24. Отримані експериментальні дані про товщину штаби, випередженні S_d , обтисненні, а також натяжіння Q_0 оброблялися статистично. Приклади значень повних і питомих натяжіннь при прокатуванні зразків показано в табл. 3.5.

Таблиця 3.5

Значення повних Q_0 (Н) і відносних $q_0 = \sigma_0 / 2k_{сер}$ питомих натяжіннь при прокатуванні штаби 1,9 мм з алюмінію

№ зразка	Питомі натяжіння		Прокатування без змащення $f = 0,11$	
			Повне натяжіння, Н	
	q_0	q_1	Q_0	Q_1
1	0,0751	0,0	700	0,0
2	0,0763	0,0	700	0,0
3	0	0,0	0	0,0
4	0,1294	0,0	1200	0,0
5	0,1284	0,0	1200	0,0
6	0,1322	0,0	1200	0,0
7	0,1311	0,0	1200	0,0
8	0,2185	0,0	2000	0,0
9	0,2185	0,0	2000	0,0

3.6.2 Аналіз отриманих результатів

Результати експериментів, наведені в таблиці 3.6, зазнали регресійного аналізу для встановлення впливу змінного фактора $q_0 = \frac{Q_0}{2k_{\text{сер}}}$ на поздовжню стійкість процесу прокатування і випередження (функції відгуку). Внаслідок відкидання незначних доданків були отримані математичні залежності в натуральному вигляді для значення $Q_{\text{сер.п.}}^*$.

Дані представлені в таблиці 3.6 h_0, h_1, Q_0 (величина заднього натяжіння) – були отримані прямими вимірами, S_d, α, γ_d (експериментальне значення кута нейтрального перерізу); $\Delta h, \varepsilon, q_0$ – зазначені в таблиці були отримані експериментально-розрахунковим шляхом; $Q_{\text{сер.п.}}^*, p_{\text{сер}}^*, \gamma_p$ (розрахунковий кут нейтрального перерізу), S_p (розрахункове випередження) – визначали при вирішенні диференціального рівняння рівноваги згідно методики визначення поздовжньої стійкості процесу прокатування з натяжінням. У цих розрахунках коефіцієнт тертя прийняли на основі експериментальних даних $f = 0,11$ [138]. У розмірну форму $Q_{\text{сер.п.}}, p_{\text{сер}}$ переводили з безрозмірних значень, попередньо визначивши середній опір деформації $2k_{\text{ср}}$ для АМГ6 (при $\sigma_{T_0} = 140$ МПа).

Регресійний аналіз виконувався за допомогою програмного пакету Statistica 10 (trial version).

Перевірка адекватності лінійної моделі виконувалася за допомогою критерію Фішера.

Оцінка значущості коефіцієнтів регресії перевірялася за критерієм Стюдента при рівні значимості 95%. З усіх коефіцієнтів регресійних

Таблиця 3.6

Результати експерименту при прокатуванні алюмінієвих штаб із заднім натягінням

№ зраз.	h_0 , мм	h_1 , мм	Δh , мм	ε , %	α , рад	S_d , %	γ_d , рад	f_z	Q_0 , Н	q_0	$Q_{\text{сер.п.}}^*$	$Q_{\text{сер.п.}}$, МПа	$p_{\text{сер.п.}}^*$	$p_{\text{сер.п.}}$, Н/мм ²	S_p , %	γ_p , рад
1	1,93	1,44	0,49	25,39	0,0738	2,39	0,024	0,11	700	0,0751	-0,0031	-28,89	1,18	190,60	2,62	0,02
2	1,9	1,48	0,42	22,10	0,0683	1,39	0,023	0,11	700	0,0763	-0,00315	-28,90	1,18	190,75	2,34	0,017
3	1,88	1,415	0,465	24,73	0,0719	3,07	0,024	0,11	0	0	-0,0045	-40,86	1,27	204,47	3,02	0,027
4	1,92	1,42	0,5	26,04	0,0745	1,48	0,024	0,11	1200	0,1294	-0,0021	-19,47	1,13	182,4	2,38	0,015
5	1,935	1,47	0,465	24,03	0,0719	1,66	0,024	0,11	1200	0,1284	-0,00218	-20,37	1,13	182,2	2,22	0,017
6	1,88	1,46	0,42	22,34	0,0683	2,39	0,023	0,11	1200	0,1322	-0,0022	-19,97	1,13	182,7	2,09	0,019
7	1,895	1,405	0,49	25,86	0,0738	2,75	0,024	0,11	1200	0,1311	-0,0024	-21,96	1,15	185,1	2,47	0,019
8	1,895	1,46	0,435	22,96	0,0695	2,87	0,023	0,11	2000	0,2185	-0,00036	-3,11	1,03	165,83	1,54	0,017
9	1,895	1,48	0,415	21,9	0,0679	2,08	0,023	0,11	2000	0,2185	-0,00037	-3,38	1,031	165,99	1,48	0,013

рівнянь (3.16-3.18), які були отримані при статистичному аналізі, значимим є лише заднє натягіння, що свідчить про його високий ступінь впливу на поздовжню стійкість процесу прокатування.

Нижче наведено регресивні рівняння середньої результуючої внутрішніх сил.

$$S_d = 4,675 - 0,0031 \cdot Q_0 \quad (3.16)$$

$$\varepsilon = 0,25064 - 0,00001 \cdot Q_0 \quad (3.17)$$

$$Q_{\text{сер.п.}} = -42,25 + 0,01895 \cdot Q_0 \quad (3.18)$$

Нижче наведено рівняння, що дозволяє визначити значення $Q_{\text{сер.п.}}^*$, отримане на основі обробки експериментальних даних:

$$Q_{\text{сер.п.}} = -34,6065 - 26,3133\varepsilon - 0,5562S_d + 0,0184Q_0 \quad (3.18)$$

Коефіцієнт кореляції між параметром Q_0 і $Q_{\text{сер.п.}}^*$ дорівнює 0,995.

Коефіцієнт кореляції між параметром S_d і $Q_{\text{сер.п.}}^*$ дорівнює -0,53, що говорить про менший вплив цього параметру на поздовжню стійкість. Від'ємний коефіцієнт кореляції говорить про зворотну залежність між незалежним параметром і функцією відгуку.

Коефіцієнт кореляції між параметром ε і $Q_{\text{сер.п.}}^*$ дорівнює -0,38, що говорить про незначний вплив цього параметру на поздовжню стійкість процесу прокатування з заднім натягінням.

Експериментальні дані по впливу заднього натягіння на поздовжню стійкість процесу прокатування в безрозмірній формі і випередження за даними табл. 3.6 наведені на рис. 3.28.

З рисунка видно, що збільшення Q_0 призводить до зниження поздовжньої стійкості процесу прокатування штаби $Q_{\text{сер.п.}}^*$. При цьому граничні

умови прокатування настають при значеннях $Q_0 \approx 2200-2250$ Н, а величина випередження становить $\approx 1\%$. Це не суперечить теорії і підтверджує дослідні дані ряду дослідників. З цього висновку випливає, що можливо використовувати теоретичну методику визначення $Q_{\text{сер.п.}}^*$ для аналізу граничних умов процесу прокатування з натягінням штаби.

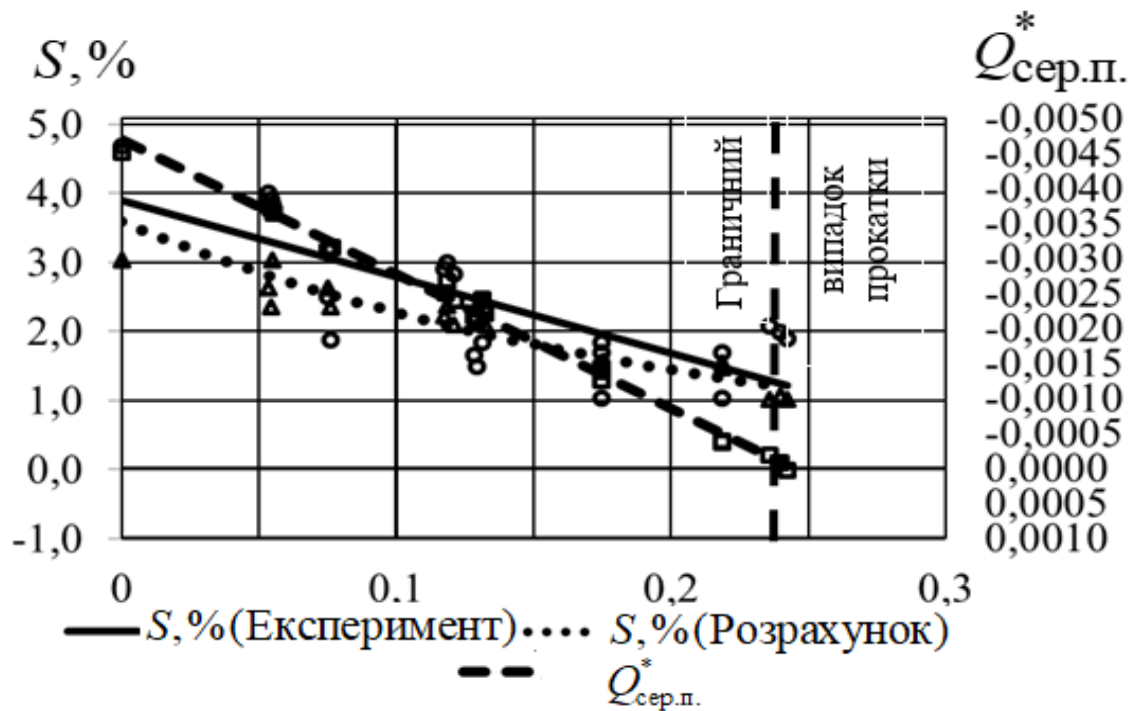


Рисунок 3.26 – Експериментальні дані по впливу заднього натягіння на поздовжню стійкість процесу прокатування і випередження

Висновки до розділу 3

1. Запропоновано і обґрунтовано використання при оцінці поздовжньої стійкості процесу прокатування з натягінням, розробленої в роботі моделі тертя, яка враховує ряд теоретичних і кінематичних умов теорії прокатування.

2. Розроблено метод оцінки поздовжньої стійкості процесу прокатування з натягінням з урахуванням поздовжніх сил пластично деформованого металу, який полягає у визначенні епюр внутрішніх напружень графіка розподілу горизонтальних внутрішніх сил по осередку деформації. З графіка зміни останньої розраховується критерій поздовжньої стійкості процесу прокатування $Q_{\text{сер.п.}}^{*н}$. Показано що при від'ємному значенні $Q_{\text{сер.п.}}^{*н}$ процес протікає в стійкому режимі, при додатному значенні – стійкий процес неможливий і в разі нульового значення $Q_{\text{сер.п.}}^{*н}$, настає граничний випадок прокатування. Отже, $Q_{\text{сер.п.}}^{*н}$ є індикатором, що дозволяє оцінити поздовжню стійкість процесу деформації на безперервних станах.
3. Запропоновано при оцінці поздовжньої стійкості процесу прокатування з натягінням використовувати нову модель тертя, яка дозволяє більш точно визначати критерій $Q_{\text{сер.п.}}^{*н}$.
4. Проведено теоретичне дослідження впливу величини натягіння на поздовжню стійкість процесу прокатування на основі аналізу експериментальних даних при прокатуванні сталеві стрічки з натягінням. Показано, що ступінь впливу заднього натягіння на поздовжню стійкість процесу вище, ніж переднього. Аналіз поздовжньої стійкості процесу деформації підтвердив експериментальні спостереження.
5. На основі аналізу експериментальних досліджень показано, що величина натягіння впливає не тільки на енергосилові характеристики процесу прокатування, а й на його поздовжню стійкість. На основі експериментів показано, що зі збільшенням натягіння знижується не тільки середній тиск на валки, а й критерій поздовжньої стійкості процесу прокатування $Q_{\text{сер.п.}}^{*н}$.

6. Спроектвана і реалізована експериментальна установка для дослідження процесу холодного листового прокатування з натягінням на лабораторному стані 180.
7. Проведено лабораторні дослідження прокатування алюмінієвих зразків із заднім натягінням, які показали зниження величини випередження при збільшенні натягіння. На основі цих експериментів було проведено аналіз поздовжньої стійкості процесу, який підтвердив зменшення величини $Q_{\text{сер.п.}}^{*н}$ зі збільшенням заднього натягіння.

РОЗДІЛ 4

ОЦІНКА ПОЗДОВЖНЬОЇ СТІЙКОСТІ ШТАБИ В ВАЛКАХ ПРИ ХОЛОДНОМУ ПРОКАТУВАННІ

4.1. Вплив натягнення штаби на сумарний момент при безперервному прокатуванні

Розробка енергозберігаючої технології прокатування на безперервних станах видається важливою теоретичною і практичною задачею. Одним з ефективних шляхів вирішення якої є раціоналізація режимів натягнення штаби в міжкільтових проміжках. Методика розрахунку раціональних з точки зору енергозбереження режимів натягу поки не в повній мірі розроблена, хоча окремі публікації з даного питання в технічній літературі є. Так, в роботі [134] при визначенні раціонального режиму натягнення штаби при холодному прокатуванні виходили з критерію, що представляє собою відношення сумарних потужностей на бочках валків при деформації з натягненням і без нього. Однак, за допомогою цього критерію без урахування додаткових умов важко визначити раціональний режим натягнення.

Як уже зазначалося, в роботі [134] була зроблена спроба побудови методики розрахунку раціональних режимів натягнення, яка полягала у визначенні критеріального співвідношення між потужністю прокатування з натягненням штаби і потужністю простого процесу при однакових умовах деформації і $V_{1H} = V_0$:

$$\frac{W_{CH}}{W_C} = \left\{ \frac{p_{ср\ ср}}{p_{ср\ с}} \frac{\psi_{CH}}{\psi_C} \left(\frac{l_{CH}}{l_C} \right)^2 + \frac{Rh_0}{2p_{ср\ с} \psi_C l_C^2} \times \left\{ \frac{(1 + S_C)}{(1 + S_{CH})}, \right. \right. \quad (4.1)$$

$$\left. \left. \times [\sigma_0 \varepsilon + S_{CH} (1 - \varepsilon) (\sigma_1 - \sigma_0)] \right\} \right\}$$

W_{CH} , W_C – сумарна потужність на бочках валків при прокатці з натягом і без нього;

$P_{\text{срер}}, P_{\text{срс}}$ – середнє контактне нормальне напруження при прокатуванні з натяжінням і без натяжіння;

$\psi_{\text{сн}}, \psi_{\text{с}}$ – коефіцієнт, що характеризує положення точки прикладання рівнодіючої контактних сил (коефіцієнт плеча моменту) при прокатуванні з натяжінням і без натяжіння;

$l_{\text{сн}}, S_{\text{сн}}, l_{\text{с}}, S_{\text{с}}$ – довжина осередку деформації і випередження при прокатуванні з натяжінням і без натяжіння, розраховані з урахуванням впливу пружних деформацій валків і штаби;

ε – питоме відносне обтиснення штаби;

$V_{1\text{н}}, V_0$ – швидкість штаби на виході з осередку деформації при прокатуванні з натяжінням і без натяжіння.

Автори роботи [134] проаналізували існуючі режими натягу смуги на безперервних станах холодної прокатування 1400; 1700 і 1680 Виходячи з критеріального співвідношення потужностей (4.1) вони запропонували нові режими натяжіння, що забезпечують скорочення сумарної по всіх клітках енергії на ведення процесу. Зауважимо, що при розробці цих режимів не враховувалася поздовжня стійкість штаби в валках. Автори в якості граничного фактору спиралися тільки на величину нейтрального кута. Але, як показано вище, втрата рівноваги в осередку деформації може відбуватися при наявності зони випередження через дії результуючої поздовжніх сил пластично деформованого металу. Тому на додаток до проведеного дослідження доцільно виконати перевірку поздовжньої стійкості штаби в валках при реально існуючих режимах натяжіння розкату і запропонованих в [134].

Як впливає з основного рівняння безперервної прокатки [17], всі складові сумарного балансу робіт при незмінних граничних умовах залежать від характеру розподілу питомих сил тертя в осередках деформації всіх клітей стану. У свою чергу сили тертя в зонах відставання і випередження багато в чому визначаються режимом натяжіння металу. Тому відповідно до викладе-

ного вище доцільно встановити наскільки ефективно вплив умов тертя і натягнення штаби на зниження енерговитрат на бочці валків кожної з клітей і в цілому по безперервному стану. Крім того, певний інтерес щодо досліджуваних залежностей пов'язаний з тим, що втрата рівноваги сил в осередку деформації може виникати при наявності зони випередження [1, 18]. У зв'язку з цим в кожному випадку прокатки слід давати оцінку поздовжньої стійкості штаби в валках [99,100,139].

Методика проведення дослідження включала чисельне рішення рівняння p_i з урахуванням натягнення розката при різних моделях тертя на контакті. Серед них застосували закон тертя ковзання ($t_x = f p_x$), закон пластичного тертя ($t_x = f_z 2k_{\text{сер}}$) і двохзвенну модель плавної зміни питомих сил тертя в осередку деформації, описану в роботі [139]. При вирішенні задачі визначали розподіл контактних напружень, використовуючи методику [139,99] розраховували поточне в осередку деформації значення поздовжніх сил $Q_{\text{хп}}$ і середньоінтегральне $Q_{\text{сер.п.}}$ їх значення. Крім того, знаходили сили тертя в зонах відставання $T_{\text{від.}}$ і випередження $T_{\text{вип.}}$, момент на бочці валків M_6 і його сумарне значення в цілому по стану $\sum \sum M_6$.

Як приклад розглянемо випадок прокатки листа на безперервному чотирьохклітьовому стані в валках діаметром $D = 200$ мм. Режим обтиснень наведено в табл. 4.1.

Згідно [17] момент на бочці валків визначали (рис. 4.1):

$$M_6 = 2k_{\text{сер}} R b_{\text{сер}} \left(\int_{\gamma}^{\alpha} \frac{t_x}{2k_{\text{сер}}} d\varphi - \int_0^{\gamma} \frac{t_x}{2k_{\text{сер}}} d\varphi \right) \quad (4.2)$$

або в безрозмірній формі:

$$M_6^* = \frac{M_6}{2k_{\text{сер}} R b_{\text{сер}}}.$$

Зауважимо, що вираз в дужках формули (4.2) являє собою різницю безрозмірних сил тертя в зонах відставання $T_{\text{від.}}^*$ і випередження $T_{\text{вип.}}^*$. Поточне

значення поздовжньої сили пластично деформованого металу розраховували за формулою (2.15) і середньо інтегральне значення цих сил визначали за формулою (2.16), а далі визначали їх безрозмірну форму.

Таблиця 4.1

Режим обтиснення на чотирьохклітьовому стані

Номер кліті	Товщина штаби, мм		Абсолютне обтиснення Δh , мм	Кут захоплення α , рад
	h_0	h_1		
1	3,0	2,0	1,0	0,1
2	2,0	1,4	0,6	0,0771
3	1,4	0,9	0,5	0,0707
4	0,9	0,6	0,3	0,0548

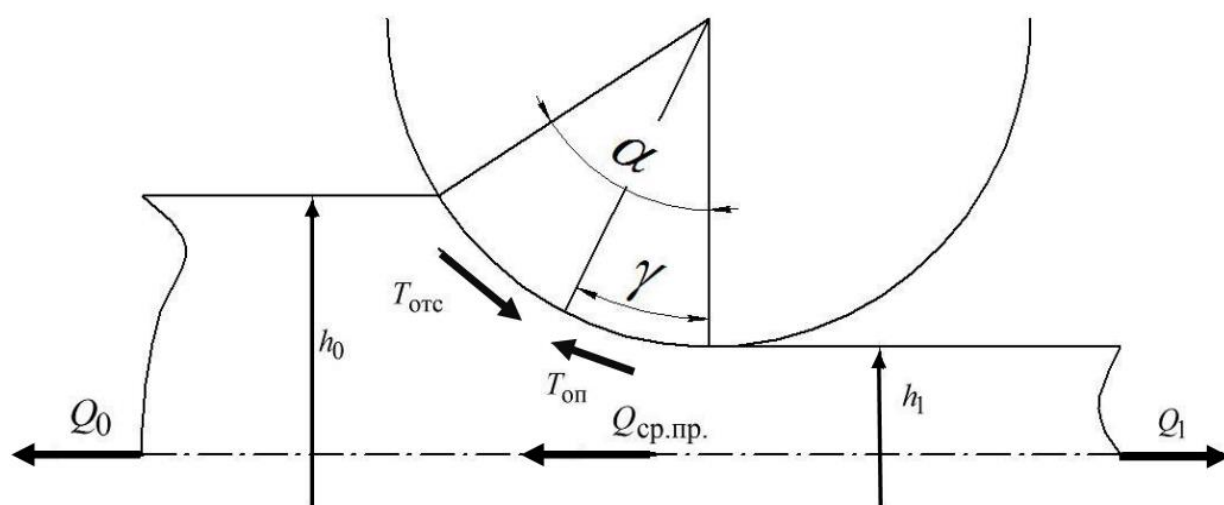


Рисунок 4.1 – До визначення моменту на бочці валка

Результати дослідження впливу натяжіння розката на сумарний момент $\sum \sum M_{\delta}^*$ в табл. 4.2. Аналіз отриманих даних показує, що зі збільшенням натяжіння металу сумарний момент на бочці валків зменшується. При граничних значеннях натяжіння це зменшення становить:

$$\delta = \frac{0,01768 - 0,01472}{0,01768} \cdot 100\% = 16,7\%.$$

Таблиця 4.2

Вплив режиму натягіння на енергосилові параметри при прокатуванні з мо-

деллю тертя у вигляді $t_x = fp_x (f = 0,2) \sum \sum M_6^*$

Но- мер кліті	q_{0_i}	q_{1_i}	$Q_{\text{сер.п.}}^*$	γ	$T_{\text{від}}^*$	$T_{\text{вип}}^*$	M_6^*	$\sum \sum M_6^*$
1	0	0,1	-0,0088	0,039	0,01678	0,01098	0,00580	0,01768
2	0,1	0,1	-0,0061	0,03	0,01288	0,00861	0,00427	
3	0,1	0,1	-0,0071	0,028	0,01418	0,00993	0,00425	
4	0,1	0	-0,0073	0,022	0,01318	0,00982	0,00326	
1	0	0,2	-0,0078	0,042	0,01558	0,01092	0,00466	0,01625
2	0,2	0,2	-0,0036	0,029	0,01146	0,00739	0,00407	
3	0,2	0,2	-0,0050	0,027	0,01256	0,00855	0,00401	
4	0,2	0	-0,0061	0,021	0,01235	0,00884	0,00351	
1	0	0,3	-0,0070	0,046	0,01428	0,01081	0,00347	0,01472
2	0,3	0,3	-0,0013	0,028	0,01004	0,00617	0,00387	
3	0,3	0,3	-0,0030	0,026	0,01092	0,00718	0,00374	
4	0,3	0	-0,0048	0,019	0,01144	0,0078	0,00364	

$$\delta_1 = \frac{0,00580 - 0,00347}{0,00580} \cdot 100\% = 40,2\%; \delta_2 = 9,3\%; \delta_3 = 12\%; \delta_4 = -11,6\%.$$

Зі збільшенням натягіння поздовжня стійкість штаби в валках дещо знижується. Нагадаємо, що відповідно до методики [139, 99], якщо $Q_{\text{сер.п.}}^* < 0$, то

процес відбувається стійко, при $Q_{\text{сер.п.}}^* = 0$ прокатування ведеться в граничних умовах, при $Q_{\text{сер.п.}}^* > 0$ вона неможлива через брак втягуючих метал в валки сил. Порівнюючи моменти на бочках валків безперервного стану при граничних натяжіннях ($q = 0,1$ і $q = 0,3$), відзначимо, що частка першої кліти в загальному зниженні $\sum \sum M_{\delta}^*$ найбільш істотна.

В останній кліті при задньому натяжінні $q_{0_4} = 0,3$ момент на бочці валків зростає в порівнянні з випадком, коли $q_{0_4} = 0,1$, і тому відносне зниження моменту на бочці валків δ_4 є від'ємною величиною.

Інші моделі тертя якісно однаково впливають на залежність $\sum \sum M_{\delta}^*$ від натяжіння.

Залежність сумарного моменту $\sum \sum M_{\delta}^*$ і середньої результуючої сили $Q_{\text{сер.п.}}^*$ від натяжіння штаби при двохзвенній моделі тертя (табл. 4.3) приблизно така ж, як і при кулонівському законі, але при значно меншому коефіцієнті тертя $f_{\text{сер}}$, який визначали за формулою (3.6)

Слід зауважити, що в розрахунках значення $f_{\text{сер}}$ в осередку деформації кожної кліти утримували на постійному рівні. За такої умови можна оцінити вплив натяжіння на зниження моменту в даній кліті і M_{δ}^* в чистовому вигляді.

Аналізуючи зміну $Q_{\text{сер.п.}}^*$ в осередках деформації всіх клітей безперервного стану при моделі тертя [139], необхідно відзначити, що при прокатуванні в другій кліті з питомим натяжінням $q_{0_2} = q_{1_2} = 0,3$ значення середньої результуючої сили дорівнює -0,00041.

При такому значенні $Q_{\text{сер.п.}}^*$ процес прокатування в другій кліті відбувається в умовах, близьких до граничних. Наведемо епюри контактних напружень і поточних поздовжніх сил для цього випадку прокатування (рис. 4.2). Як

видно, нормальний тиск на межах осередку деформації і ближче до середньої частини його менше $2k_{\text{сер}}$.

Таблиця 4.3

Влияние режима натяжения полосы на энергосиловые параметры
при прокатке с двухзвенной моделью трения [139]

Но- мер кліті	q_{0_i}	q_{1_i}	$f_{\text{сер}}$	$Q_{\text{сер.п.}}^*$	γ	$T_{\text{вїд}}^*$	$T_{\text{виш}}^*$	M_6^*	$\Sigma \Sigma M_6^*$
1	0	0,1	0,142	-0,00692	0,0310	0,01199	0,00671	0,00507	0,01529
2	0,1	0,1	0,149	-0,00505	0,0250	0,00966	0,00565	0,00401	
3	0,1	0,1	0,114	-0,00486	0,0230	0,00879	0,00512	0,00367	
4	0,1	0	0,116	-0,00341	0,0200	0,00732	0,00390	0,00255	
1	0	0,2	0,142	-0,00595	0,0319	0,01100	0,00608	0,00492	0,01514
2	0,2	0,2	0,149	-0,00282	0,0234	0,00876	0,00489	0,00387	
3	0,2	0,2	0,114	-0,00277	0,0206	0,00733	0,00388	0,00345	
4	0,2	0	0,116	-0,00327	0,0159	0,00617	0,00327	0,00290	
1	0	0,3	0,142	-0,00511	0,0329	0,01008	0,00714	0,00294	0,01307
2	0,3	0,3	0,149	0,00041	0,0222	0,00772	0,00401	0,00371	
3	0,3	0,3	0,114	-0,00300	0,0192	0,00698	0,00373	0,00325	
4	0,3	0	0,116	-0,00288	0,0150	0,00605	0,00288	0,00317	

$$\delta = \frac{0,01529 - 0,01307}{0,01529} \cdot 100\% = 14,5\%;$$

$$\delta_1 = \frac{0,00507 - 0,00294}{0,00507} \cdot 100\% = 42\%; \delta_2 = 7,5\%; \delta_3 = 11,4\%; \delta_4 = -24,3\%.$$

Відповідно до цього поточні сили пластично деформованого металу $Q_{\text{хп}}^*$ на одній частині осередку деформації спрямовані згідно з рухом штаби, на іншій – в протилежний бік. Причому площі додатних і від'ємних значень цих сил досить близькі, що і вказує на умови деформації, близькі до граничних.

Як відомо, режим обтиснення металу значною мірою визначає розподіл питомих сил тертя в осередку деформації, що має позначитися і на сумарному моменті на бочках валків безперервного стану. Перерозподілимо обтиснення по клітям стану таким чином, щоб вони були збільшені в другій і четвертій клітях в порівнянні з наведеними в табл. 4.1, і визначимо зміну моментів M_6^* і $\sum \sum M_6^*$ для випадку прокатування з кулонівською моделлю тертя ($f = 0,2$) і при раніше прийнятих натяжіннях штаби. Новий режим обтиснень і результати розрахунків наведені в табл. 4.4. З аналізу даних табл. 4.2 і 4.4 випливає, що на залежність моменту $\sum \sum M_6^*$ від натяжіння штаби певний вплив має і режим обтиснень по клітям безперервного стану. Так, відносне зниження сумарного моменту при першому режимі обтиснень становить $\delta = 16,7\%$, а при обтисненнях, представлених в табл. 4.4, $\delta = 22\%$. З цієї ж таблиці випливає, що при натяжінні в першій кліті, що дорівнює $q_{0_1} = 0$ і $q_{1_1} = 0,3$, момент M_6^* стає від'ємним, тобто штаба за рахунок сили перетягування як би передає валкам деяку кількість енергії.

Зі збільшенням натяжіння штаби сумарний момент на бочках валків безперервного стану зменшується. Частка першої кліті в загальному зниженні моменту є найбільш суттєвою. При цьому знижується і подовжня стійкість металу в осередках деформації. При значному натяжінні в окремих клітях процес може учинятися в умовах, близьких до граничних. Такі залежності мають місце при різних моделях тертя на контакті металу з валками. Перерозподіл обтиснень по клітях в умовах безперервного прокатування з натяжінням штаби також впливає на сумарний момент.

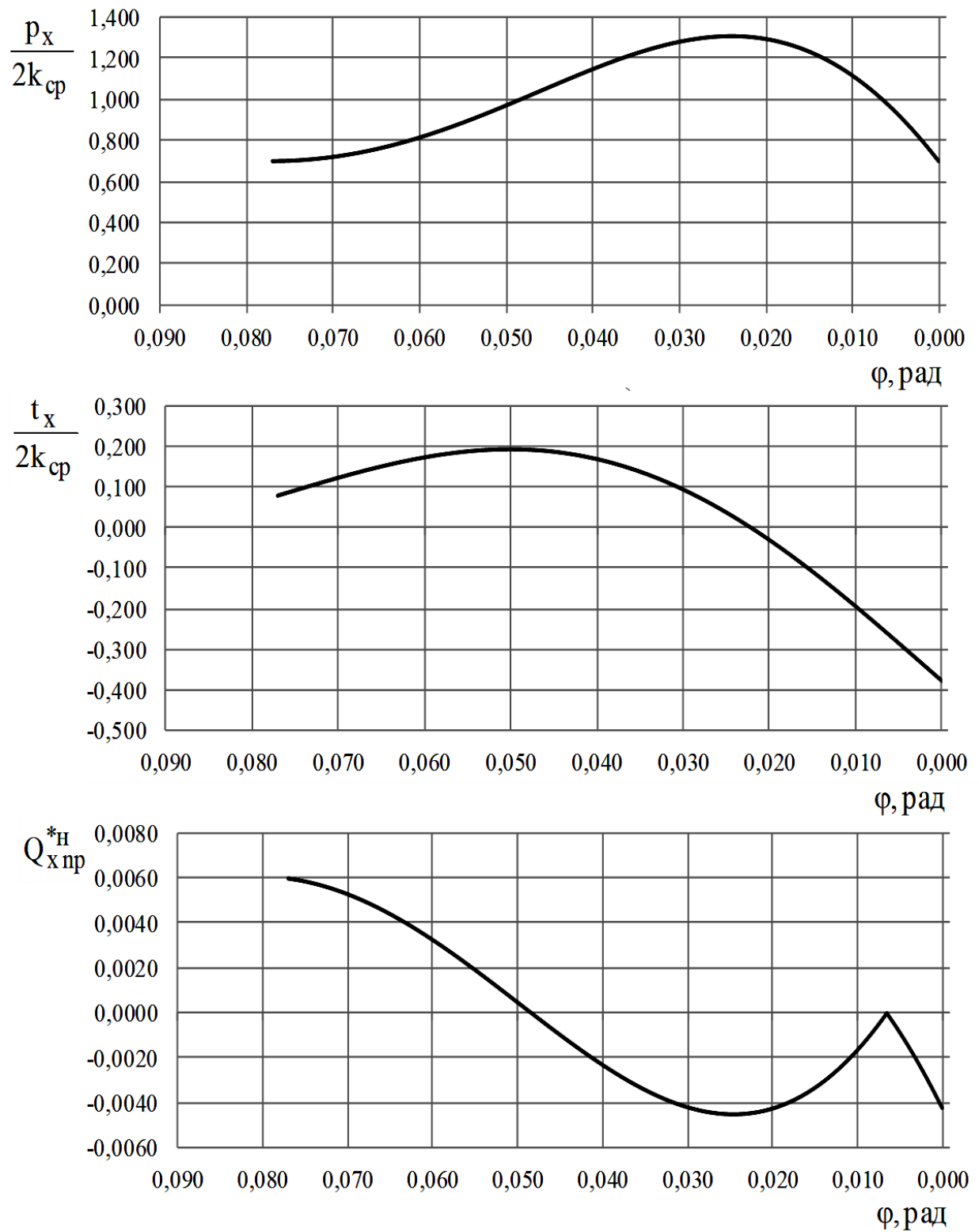


Рисунок 4.2 – Контактні напруження і поточні поздовжні сили при прокатці в другій кліті з $q_{0_2} = q_{1_2} = 0,3$

Попередньо коротко розглянемо технологію прокатування і склад устаткування безперервних станів 1400, 1700 і 1680 холодної деформації, а також методику розрахунку енергосилових параметрів при холодному прокатуванні.

Таблиця 4.4

Вплив натягнення штаби на енергосилові параметри в умовах перерозподілів обтиснень при терті ковзання ($f = 0,2$)

№ кліті	h_0 мм	h_1 , мм	α , рад	q_{0i}	q_{1i}	$Q_{\text{сер.п.}}^*$	γ	$T_{\text{від}}^*$	$T_{\text{вип}}^*$	M_6^*	$\sum M_6^*$
1	3	2,5	0,0707	0	0,1	-0,0059	0,032	0,00948	0,00767	0,00181	0,01769
2	2,5	1,5	0,1	0,1	0,1	-0,0074	0,035	0,01799	0,01075	0,00724	
3	1,5	1,0	0,0707	0,1	0,1	-0,0067	0,028	0,01334	0,0093	0,00404	
4	1,0	0,6	0,0632	0,1	0	-0,0087	0,024	0,01669	0,01209	0,00460	
1	3	2,5	0,0707	0	0,2	-0,0050	0,036	0,00836	0,00789	0,00047	0,01576
2	2,5	1,5	0,1	0,2	0,2	-0,0042	0,034	0,01592	0,00908	0,00684	
3	1,5	1,0	0,0707	0,2	0,2	-0,0045	0,027	0,01183	0,00802	0,00381	
4	1,0	0,6	0,0632	0,2	0	-0,0087	0,023	0,01554	0,01086	0,00468	
1	3	2,5	0,0707	0	0,3	-0,0046	0,04	0,00716	0,0085	-0,00089	0,01384
2	2,5	1,5	0,1	0,3	0,3	0,0012	0,033	0,01383	0,00739	0,00644	
3	1,5	1,0	0,0707	0,3	0,3	-0,0025	0,027	0,01031	0,00673	0,00358	
4	1,0	0,6	0,0632	0,3	0	-0,0057	0,021	0,01426	0,00955	0,00471	

$$\delta = \frac{0,01769 - 0,01384}{0,01769} \cdot 100\% = 22\%;$$

$$\delta_1 = \frac{0,00181 + 0,00089}{0,00181} \cdot 100\% = 149\%; \delta_2 = 11\%; \delta_3 = 11,4\%; \delta_4 = -2,4\%.$$

4.2. Методика розрахунку енергосилових параметрів при холодному тонколистовому прокатуванні

Холодне прокатування являє собою складний процес упругопластичної деформації, в ході якого відбувається зміцнення, розігрів металу, зміна шорсткості штаби і збільшення її швидкості. При цьому пластична деформація штаби починається і закінчується пружною, робочі валки пружно стискаються і розігріваються під дією пластичної деформації. Основними особливостями пластичної деформації тонколистового металу в холодному стані є великі контактні напруження (до 1500 МПа). Тому вирішальний вплив на енергосилові параметри в цих умовах надають сили контактного тертя і пружні деформації валків і штаби [28].

В якості моделі для прогнозування осередку деформації при холодному тонколистовому прокатуванні Я. Д. Василева в роботах [140,141] пропонує схему, відповідно до якої зона контакту штаби з валками складається з трьох ділянок: пружного стиснення штаби протяжністю $x_{0п}$, пластичної деформації штаби l_b і пружного відновлення штаби $x_{1п}$. Загальна протяжність дуги контакту позначена l_c , а її приріст за лінією, що з'єднує центри обертання валків і штаби – x_1 . Це приріст складається з ділянок $x_{1в}$ і $x_{1п}$.

На основі даної моделі зони контакту Я. Д. Василева розроблена методика визначення середнього тиску в осередку деформації [122,140,141].

Відповідно до цієї методики, середній тиск на ділянці пластичного контакту штаби з валком визначається за такою формулою:

$$p_{\text{сер.в}} = \frac{\beta \sigma_{T\text{сер}} \xi_{\text{сер}}}{1 - \nu_{\text{п}}^2} \left[1 + \frac{f_y l_b}{2h_{\text{сер}}} \right]. \quad (4.3)$$

З урахуванням впливу пружних деформацій валків і штаби:

$$p_{\text{сер.с}} = 0,5 \left(p_0 \frac{x_{0\Pi}}{l_c} + p_1 \frac{x_{1\Pi}}{l_c} \right) + p_{\text{сер.в}} \frac{l_{\text{в}}}{l_c}, \quad (4.4)$$

де ν_{Π} – коефіцієнт Пуассона для матеріалу штаби;

β – коефіцієнт Лоде;

p_0 , p_1 – відповідно нормальні напруження на межах пружнопластичних контактів штаби з валками в зонах відставання і випередження:

$$p_0 = \beta \sigma_{T0} \xi_0 / (1 - \nu_{\Pi}^2); \quad (4.5)$$

$$p_1 = \beta \sigma_{T1} \xi_1 / (1 - \nu_{\Pi}^2), \quad (4.6)$$

де ξ_0 , ξ_1 , $\xi_{\text{сер}}$ – коефіцієнти, що враховують натягіння штаби.

Остаточно, з урахуванням впливу пружних деформацій валків і штаби, середній тиск визначається за формулою:

$$p_{\text{сер.с}} = \frac{\beta}{2(1 - \nu_{\Pi}^2)} \left(\sigma_{T0} \xi_0 \frac{x_{0\Pi}}{l_c} + \sigma_{T1} \xi_1 \frac{x_{1\Pi}}{l_c} \right) + \frac{\beta \sigma_{T\text{сер}} \xi_{\text{сер}}}{1 - \nu_{\Pi}^2} \left[1 + \frac{f_y l_c}{3h_{\text{сер}}} (1 + 0,5\varepsilon) \frac{l_{\text{в}}}{l_c} \right] \frac{l_{\text{в}}}{l_c}, \quad (4.7)$$

де $\frac{x_{0\Pi}}{l_c}$, $\frac{x_{1\Pi}}{l_c}$, $\frac{l_{\text{в}}}{l_c}$ – параметри, які характеризують осередок деформації;

$$\frac{x_{0\Pi}}{l_c} = \left(1 - \frac{x_{1\Pi}}{l_c} \right) \left[1 - \sqrt{1 - \frac{\beta \sigma_{T0} \xi_0}{\varepsilon E_{\Pi} + \beta \sigma_{T1} \xi_1 (1 - \varepsilon)}} \right]; \quad (4.8)$$

$$\frac{x_{1\Pi}}{l_c} = 1 / \left(1 + \sqrt{1 + \left(\frac{\varepsilon}{1 - \varepsilon} \right) \frac{E_{\Pi}}{\beta \sigma_{T1} \xi_1}} \right); \quad (4.9)$$

$$\frac{l_{\text{в}}}{l_c} = 1 - \frac{x_{0\Pi}}{l_c} - \frac{x_{1\Pi}}{l_c}; \quad (4.10)$$

f_y – коефіцієнт тертя в сталому режимі прокатування:

$$f_y = \frac{k_{cm} \left[1 + (0,5 + R_a) \left(0,4 + \frac{\varepsilon}{1 + \varepsilon_\Sigma} \right) \right]}{\left(1 + 0,25\sqrt{v_{50}} - 0,005v_{50} \right) \left(1 - 0,25\sqrt{\frac{t_{kcp} - 20}{230}} \right)} \times \left[0,07 - \frac{0,1V_\epsilon^2}{2(1 + V_\epsilon) + 3V_\epsilon^2} \right]; \quad (4.11)$$

k_{cm} – коефіцієнт, який враховує природу масла;

R_a – середньоарифметичне відхилення профілю;

ε – питоме відносне обтиснення (за прохід);

ε_Σ – сумарне відносне обтиснення;

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

V_ϵ – окружна швидкість валків (швидкість прокатування).

Загальна протяжність дуги контакту і її приріст:

$$l_c = x_1 + \sqrt{R\Delta h + x_1^2}; \quad (4.12)$$

$$x_1 = x_{1п} + 6 \frac{1 - \nu_B^2}{\pi E_B} p_{сер.с} R \left(1 - 2 \frac{x_{1п}}{l_c} \right) \left[4 \frac{x_{1п}}{l_c} \left(1 - \frac{x_{1п}}{l_c} \right) + 1 \right], \quad (4.13)$$

де E_B – модуль пружності матеріалу валків;

ν_B – коефіцієнт Пуассона для матеріалу валків.

Сила прокатування розраховується за формулою:

$$P_c = p_{сер.с} b \cdot l_c, \quad (4.14)$$

де b – ширина штаби.

Момент прокатування дорівнює:

$$M_c = 2P\psi_c l_c + R_c b (q_0 h_0 - q_1 h_1), \quad (4.15)$$

де ψ_c – коефіцієнт плеча моменту;

$$\psi_c = \frac{1}{6} \left[\frac{p_0}{p_{\text{сер.с}}} \left(1 - \frac{\gamma_c}{\alpha_c} - \frac{x_1}{l_c} \right) \left(1 - \frac{x_{1n}}{l_c} \right) - \frac{p_1}{p_{\text{сер.с}}} \left(\frac{\gamma_c}{\alpha_c} + \frac{x_1}{l_c} \right) \times \right. \\ \left. \times \left(1 - \frac{x_{0n}}{l_c} \right) + 2 \left(1 + \frac{\gamma_c}{\alpha_c} - \frac{x_{1n}}{l_c} - 2 \frac{x_1}{l_c} - \frac{x_{0n}}{l_c} \right) \right], \quad (4.16)$$

де $\frac{\gamma_c}{\alpha_c}$ – відношення кута нейтрального перерізу до сплющеного кута

захоплення:

$$\frac{\gamma_c}{\alpha_c} = \frac{1}{2} \left[1 - \frac{(\Delta h + \Delta_{1n}) \left(2 - 3 \frac{x_{1n}}{l_c} \right)}{4 f_y l_c \left(1 - \frac{x_{1n}}{l_c} \right)^2} \right] - \frac{q_0 h_0 - q_1 h_1}{4 f_y p_{\text{сер.с}} l_c} - \frac{x_1}{l_c}, \quad (4.17)$$

де Δ_{1n} – максимальне значення пружного відновлення штаби:

$$\Delta_{1n} = \frac{\beta \sigma_{T1} \xi_1}{E_{\Pi}} h_1, \quad (4.18)$$

де E_{Π} – модуль пружності матеріалу штаби;

R_c – сплющений радіус валків:

$$R_c = \frac{l_c^2}{\Delta h}. \quad (4.19)$$

Як відомо [142], на безперервному стані процес деформації штаби і режим натягіння визначається, виходячи з рівності секундних об'ємів металу, що проходить через кліті. У зв'язку з цим твердженням, при визначенні стійкості процесу прокатування з натягінням за методикою, наведеною в розділі 2 даної роботи, необхідно, щоб виконувалося така рівність:

$$V_{1_{i-1}} = V_{0_i}, \quad (4.20)$$

де i – номер кліті;

V_{0_i} – швидкість входу металу в i -у кліть;

V_{1i-1} – швидкість виходу металу з попередньої $i - 1$ кліті.

Тому в ході визначення поздовжньої стійкості процесу прокатування, для кожного з розглянутих режимів натягіння, на основі теоретично отриманих значень кута нейтрального перерізу γ розраховували випередження штаби i на основі його величини корегували значення V_B .

Розрахунок проводиться ітераційним шляхом на ЕОМ.

1. Спочатку визначається довжина осередку деформації за відомою формулою:

$$l = \sqrt{R\Delta h}.$$

2. Потім приймається наступна рівність:

$$l_c = l.$$

3. Розраховується довжина осередку деформації з урахуванням сплюснення валків за формулою (4.12).

4. Визначається відносна різниця Δ прийнятого і обчисленого значень l_c . Ця різниця повинна бути задовільною (як правило, 5–10 %). Далі розраховуються сила і момент прокатування за відповідними формулами.

5. Якщо Δ не відповідає необхідному значенню, то змінюється величина l_c .

6. Для забезпечення запасу втягуючих метал в валки сил при можливих коливаннях параметрів деформації (коефіцієнта тертя, температури, геометрії осередку деформації та ін.), Отримані значення натягів для граничних умов слід зменшити на 2-3%. При цьому середня результуюча сила по клітях стана буде $Q_{\text{сер.п.}}^* < 0$, що свідчить про стійкість процесу, тобто про достатність втягуючих метал в валки сил для забезпечення нормальних умов прокатування. У той же час сумарний момент по клітях буде близький до раціонального.

4.3. Склад основного обладнання та елементи технології виробництва жерсті на стані 1400

Схема розташування устаткування безперервного шестиклітьового стану 1400 с можливістю нескінченної прокатки наведена на рис. 4.3 [143]. Вихідним матеріалом для виробництва жерсті є гарячекатана штаба низьковуглецевої сталі (марки 08кп) товщиною 1,8-3,0 мм, шириною до 1250 мм. Рулони заготовки масою до 23 т надходять в цех від тонколистового безперервного стану гарячого прокатування.

Всі кліті стана 1400 є клітями кварто, діаметр робочих валків 600-510 мм, опорних – 1400-1320 мм.

Обтиснення металу в одній кліті може становити 35–40 %, сумарне обтиснення по стану досягає 90–95 %. Жерсть отримують товщиною 0,08–0,5 мм. Прокатка здійснюється в тонкошліфованих валках із застосуванням технологічного мастила. Як мастила найчастіше застосовують водо-масляну суміш на основі пальмового масла. Максимальна швидкість прокатування складає 35–38 м/с.

Порівнюючи існуючий на стані режим натягіння штаби з запропонованим відзначимо, що в останньому випадку він кілька посилений, починаючи з заднього натягіння в третій кліті і далі. Відповідно до умов деформації, які наведені в табл. 4.4 була розрахована середня результуюча сила $Q_{\text{сер.п.}}^{*н}$ для всіх клітей стану 1400 при існуючому і запропонованому режимах натягіння. Значення цієї сили показані в останніх рядках зазначеної таблиці. Аналіз величини сили $Q_{\text{сер.п.}}^{*н}$ показує, що у всіх клітях безперервного стана 1400 при існуючому режимі натягіння процес відбувається стійко без часткових буксувань, про що свідчить її знак.

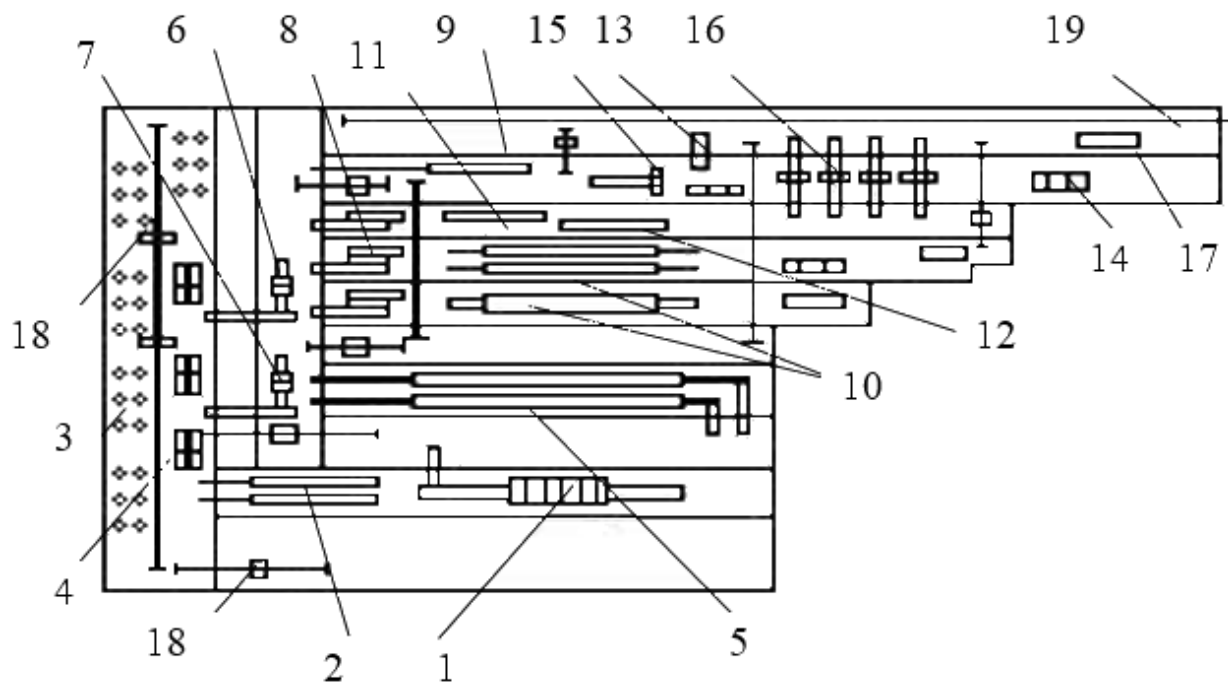


Рисунок 4.3 – Схема розташування основного обладнання сучасного цеху жерсті: 1 – 6-клітьовий стан 1400 нескінченного прокатування; 2 - безперервні агрегати електролітичного очищення штаб; 3 - ковпаків відпальні печі; 4 - стенди для охолодження рулонів після відпалу; 5 - агрегати безперервного відпалу штаб; 6 - 2-х клітьовий дресировочний стан; 7 – 2-х клітьовий прокатно-дресирувальний стан; 8 - агрегати підготовки рулонів до операцій покриття (обрізка крайок, дефектоскоп та ін.); 9 - агрегат електролітичного очищення найтоншої жерсті; 10 - безперервні агрегати електролітичного лудіння; 11 - агрегат вакуумного алюмінування; 12 - агрегат електролітичного хромування; 13 - агрегати упаковки пачок жерсті; 14 - агрегати сортування; 15 - агрегат упаковки рулонів; 16 - агрегати поперечного різання; 17 - агрегат упаковки пачок жерсті і листів; 18 - передавальні візки

Для випадку прокатування жерсті $0,18 \times 855$ мм з підкату $2,4 \times 855$ мм на цьому стані в [59] наведені існуючі і запропоновані режими деформації, які представлені в табл. 4.5.

Таблиця 4.5

Режими обтиснення, натягіння і результати розрахунку поздовжньої стійкості штаби в валках при прокатуванні листа $0,18 \times 855$ мм з підкату $2,4 \times 855$ мм на шестиклітьовому стані 1400

№ кліті	1	2	3	4	5	6
h_1 , мм	2,06	1,24	0,73	0,44	0,29	0,18
f_y	0,087	0,073	0,049	0,048	0,058	0,041
Існуючий режим натягіння						
$P_{\text{сер}},$ Н/мм^2	486	654	794	902	1069	1266
α , рад	0,0267	0,0439	0,0325	0,0225	0,0136	0,0099
$f_{\text{сер}}$	0,087	0,073	0,048	0,0479	0,052	0,035
σ_0/σ_{T0}	0,089	0,342	0,238	0,223	0,266	0,209
σ_1/σ_{T1}	0,342	0,238	0,223	0,266	0,209	0,071
$Q_{\text{сер.п.}}^*$	-0,0006	-0,00031	-0,00032	-0,00069	-0,00079	-0,000614
Запропонований в [59] режим натягіння						
$P_{\text{сер}},$ Н/мм^2	491	637	698	773	889	1104
α , рад	0,0267	0,0442	0,0334	0,0234	0,0148	0,0106
$f_{\text{сер}}$	0,0867	0,073	0,049	0,048	0,058	0,039
σ_0/σ_{T0}	0,089	0,324	0,343	0,36	0,375	0,378
σ_1/σ_{T1}	0,324	0,343	0,36	0,375	0,378	0,071
$Q_{\text{сер.п.}}^*$	-0,0006	-0,00024	0,000081	-0,00031	-0,00081	-0,000605

Ступінь поздовжньої стійкості в другій і третій клітках помітно нижче, ніж в інших. Звертає на себе увагу та обставина, що режим натягіння, прийнятий на стані, з точки зору значень сили $Q_{\text{сер.п.}}^{*н}$, досить близький до раціонального за умовами енергозбереження.

При подальшому нарощуванні сили натягіння між клітками можлива нестійка поведінка металу в окремих осередках деформації. Виконані розрахунки також показали, що запропонований авторами [59] режим натягіння не є раціональним за умовою поздовжньої стійкості штаби в валках. В цьому випадку прокатування в третій клітці може відбуватися тільки за рахунок тягнучої здатності четвертої клітці. Як видно з таблиці результуюча поздовжня сила пластично деформованого металу в третій клітці більше нуля.

Характер зміни контактних напружень і поточної поздовжньої сили при прийнятому і запропонованому режимах натягіння в третій клітці стану 1400 приведена на рис. 4.4.

Криві 1 відповідають виробничому режиму натягіння штаби, 2 – запропонованим авторами [59]. Як впливає з рис. 4.4 поточна поздовжня сила $Q_{хп.}^{*н}$ змінюється таким чином, що на вхідній ділянці осередку деформації вона є додатною і спрямована по ходу руху штаби. На середній частині контактної зони і на виході металу з валків вона спрямована протилежно. Причому, в разі запропонованого режиму натягіння (крива 2) площу додатних значень $Q_{хп.}^{*н}$ щодо нульової лінії перевищує площу її від'ємних значень.

Останнє вказує на те, що середня результуюча поздовжніх сил $Q_{\text{сер.п.}}^{*н}$ є додатною. Вище вказувалося, що в цьому випадку процес стійко проходити не може. Тому в третій клітці при запропонованому режимі натягіння прокатування може бути здійснено тільки за рахунок тягнучої здатності четвертої клітці. Але такий процес не є раціональним тому, що будь-яка зміна технологічних параметрів (наприклад, зменшення коефіцієнта тертя) може викликати часткову або повну пробуксовку розкату.

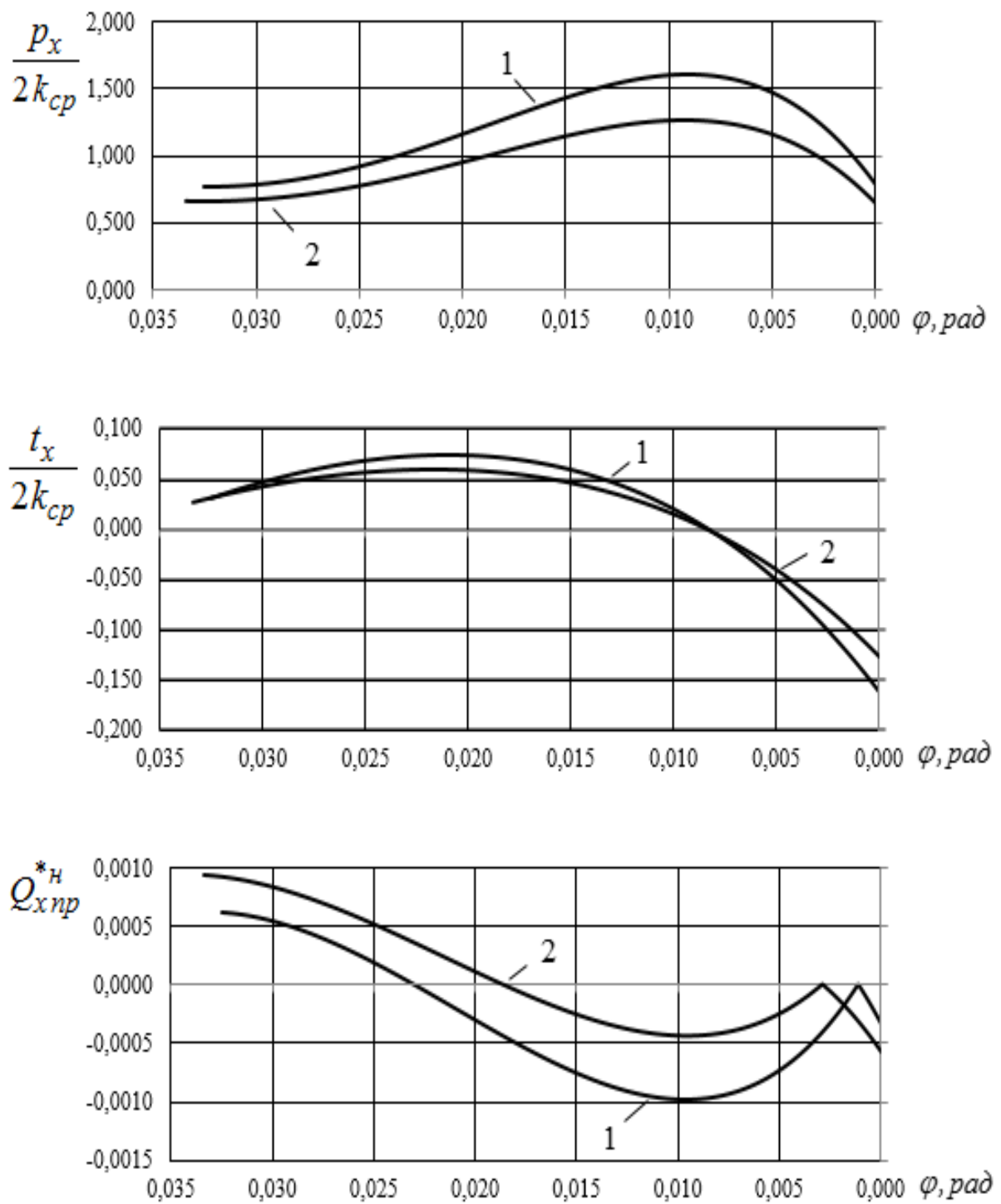


Рисунок 4.4 – Теоретичні епюри розподілу нормального тиску, напружень тертя і внутрішньої поздовжньої сили при прокатуванні жерсті 0,18x855 мм в кліті №3 стана 1400

4.3.1 Розрахунок раціонального режиму натягіння штаби з урахуванням її поздовжньої стійкості в осередку деформації

Розробка раціональних режимів натягіння штаби при безперервному прокатуванні представляє собою актуальну задачу, тісно пов'язану з побудовою енергозберігаючої технології.

Стійкість металу в валках оцінювали за середньою результуючою поздовжніх сил пластично деформованої штаби $Q_{\text{сер.п.}}^{*н}$. Методика визначення, якої викладено в вище перерахованих розділах.

Як приклад розрахуємо ефективний режим натягіння для реального випадку прокатування жерсті розмірами 0,2х855 мм з підкату 2,4х855 мм на шестиклітьовому стані 1400. Режим обтиснень, кінематичні і силові параметри прокатування взяті з роботи [144] і наведені в табл. 4.6.

Таблиця 4.6.

Режим обтиснень при прокатуванні жерсті на безперервному стані 1400 [144]

Но- мер кліті	Товщина штаби, мм		Сплющена до- вжина осере- дку деформа- ції $ld_{\text{спл}}$, мм	$R_{\text{спл}}$, мм	$\alpha_{\text{спл}}$, рад	f_y	V_B , м/с	V_1 , м/с
	h_0	h_1						
1	2,4	2,06	12,6	467	0,02698	0,086	3,08	3,18
2	2,06	1,23	18,6	421	0,04462	0,072	5,0	5,33
3	1,23	0,74	15,3	478	0,03203	0,049	8,28	8,86
4	0,74	0,45	12,7	556	0,02283	0,048	13,43	14,57
5	0,45	0,31	18,5	787	0,01333	0,057	19,62	21,15
6	0,31	0,2	10,7	1040	0,01028	0,044	30,26	32,78

Нехай процес прокатування відбувається при чотирьох режимах натягнення, наведених в табл. 4.7. Натягнення на розмотувачі і моталці прийняті незмінними.

Таблиця 4.7.

Принятые режимы натяжения в межклетевом промежутке стана 1400

Режим натяже- ния		Номер клетки					
		1	2	3	4	5	6
$\frac{q_{0_i}}{q_{1_i}}$	I	$\frac{0,07}{0,12}$	$\frac{0,12}{0,10}$	$\frac{0,1}{0,13}$	$\frac{0,13}{0,15}$	$\frac{0,15}{0,17}$	$\frac{0,17}{0,025}$
	II	$\frac{0,07}{0,17}$	$\frac{0,17}{0,15}$	$\frac{0,15}{0,18}$	$\frac{0,18}{0,21}$	$\frac{0,21}{0,23}$	$\frac{0,23}{0,025}$
	III	$\frac{0,07}{0,02}$	$\frac{0,2}{0,18}$	$\frac{0,18}{0,21}$	$\frac{0,21}{0,23}$	$\frac{0,23}{0,25}$	$\frac{0,25}{0,025}$
	IV	$\frac{0,07}{0,26}$	$\frac{0,25}{0,3}$	$\frac{0,3}{0,25}$	$\frac{0,25}{0,26}$	$\frac{0,26}{0,28}$	$\frac{0,28}{0,025}$

Примітка: $q_{0_i} = \frac{\sigma_{0_i}}{2k_{\text{сер}}}$ і $q_{1_i} = \frac{\sigma_{1_i}}{2k_{\text{сер}}}$, σ_{0_i} і σ_{1_i} – задне і передне питомі натягнення в кожній клітці

стану

Результати розрахунку середньої результуючої сили $Q_{\text{сер.п.}}^*$, а також моментів $M_{\text{пр}}^*$; $M_{\text{н}}^*$ і їх сумарного значення $\sum M^*$ для кожної клітці стану 1400 при чотирьох режимах натягнення наведені в табл. 4.8. Зауважимо, що всі зазначені параметри представлені в безрозмірній формі:

$$M_{\text{пр}}^* = \frac{M_{\text{пр}}}{2k_{\text{сер}}R^2b}; \quad M_{\text{н}}^* = \frac{M_{\text{н}}}{2k_{\text{сер}}R^2b};$$

$$M_{\text{пр}} = 2(T_{\text{від.}} - T_{\text{виш.}})R; \quad M_{\text{н}_0} = Q_{0_1}R; \quad (M_{\text{н}_1} = Q_{1_6}R),$$

де $M_{\text{пр}}$ – момент в осередку деформації;

Таблиця 4.8

Результати розрахунку кінематичних і силових параметрів при різних режимах натягіння

№ кліті	Режим натягіння	$Q_{\text{сер.п.}}^*$	$M_{\text{пр}}^*$	$M_{\text{н}}^*$	$\sum M^*$	S	$V_{\text{в}}, \text{ м/с}$	$\frac{p_{\text{сер}}}{2k_{\text{сер}}}$
1	I	-0,0007	0,000621	0,00036	0,000981	0,0326	3,08	1,138
	II	-0,0006	0,000319	0,00036	0,000679	0,0374	3,06	1,109
	III	-0,0006	0,0000136	0,00036	0,000496	0,0405	3,06	1,091
	IV	-0,0006	-0,000171	0,00036	0,000189	0,0463	3,011	1,058
2	I	-0,0008	0,00411	-	0,00411	0,0672	4,99	1,239
	II	-0,0005	0,00401	-	0,00401	0,0632	5,01	1,155
	III	-0,0003	0,00395	-	0,00395	0,0607	5,03	1,104
	IV	0	0,003331	-	0,003331	0,0649	5,01	0,988
3	I	-0,0004	0,000448	-	0,000448	0,0634	8,33	1,203
	II	-0,0002	0,000436	-	0,000436	0,0657	8,31	1,122
	III	-0,0001	0,000429	-	0,000429	0,0634	8,33	1,073
	IV	0,0002	0,000469	-	0,000469	0,0411	8,51	0,905
4	I	-0,0004	0,000285	-	0,000085	0,0851	13,43	1,401
	II	-0,0003	0,000271	-	0,000271	0,0828	13,46	1,3
	III	-0,0002	0,000271	-	0,000271	0,0806	13,48	1,249
	IV	-0,0002	0,00027	-	0,00045	0,0768	13,53	1,179
5	I	-0,0004	0,000156	-	0,000156	0,081	19,57	1,721
	II	-0,0004	0,000149	-	0,000149	0,0772	19,64	1,837
	III	-0,0004	0,000146	-	0,000146	0,077	19,64	1,785
	IV	-0,0003	0,000142	-	0,000142	0,076	19,66	1,709
6	I	-0,0003	0,000163	$-5 \cdot 10^{-6}$	0,000158	0,087	30,16	2,6
	II	-0,0003	0,000171	$-5 \cdot 10^{-6}$	0,000166	0,0825	30,28	2,412
	III	-0,0003	0,000174	$-5 \cdot 10^{-6}$	0,000169	0,0807	30,33	2,369
	IV	-0,0003	0,000177	$-5 \cdot 10^{-6}$	0,000172	0,0782	30,4	2,903

$M_{\text{н}}$ – момент від сил натягу на розмотувачі і моталці;

Q_{0_1} – сила заднього натягіння в першій кліті;

Q_{1_6} – сила переднього натягіння в останній кліті;

$R = 300$ мм.

Крім того, в табл. 4.8 наведені значення випередження S , лінійної швидкості валків V_B і середнього тиску $\frac{P_{\text{сер}}}{2k_{\text{сер}}}$. Швидкість виходу штаби з валків V_1 при різних режимах натягіння залишали незмінною і рівною тій, яка представлена в табл. 4.1. При цьому, відповідно до випередженням, корегували швидкість V_B .

Аналіз результатів дослідження показує, що з посиленням режиму натягіння штаби погіршується поздовжня стійкість її в осередку деформації, так як абсолютне значення сили $Q_{\text{сер.п.}}^{*H}$ зменшується. Така картина спостерігається по всіх клітках стану 1400. Слід підкреслити, що при IV режимі натягіння прокатування в другій кліті ведеться в граничних умовах ($Q_{\text{сер.п.}}^{*H} = 0$) і будь-яка зміна параметрів, наприклад, зменшення коефіцієнту тертя, може викликати часткову або повну пробуксовку металу в валках.

Крім того, під час прокатування по четвертому режиму натягіння штаби в третій кліті рівновага металу в осередку деформації неможлива ($Q_{\text{сер.п.}}^{*H} = 0,0002$). Очевидно, що при $q_{0_3} = 0,3$ і $q_{1_3} = 0,25$ в контакт металу з валками втягуючих сил недостатньо для забезпечення нормального, стійкого процесу.

Оцінимо вплив режиму натягіння на ефективність енергозбереження в цілому по стану 1400. Для цього підсумуємо моменти $\sum M^*$ по всіх клітках при відповідному режимі напруження. Наприклад, при першому режимі сумарний момент по стану становить:

$$\begin{aligned} \sum \sum M_I^* &= 0,000981 + 0,00411 + 0,000448 + 0,000085 + 0,000156 \\ &+ 0,000158 = 0,005928. \end{aligned}$$

При інших режимах натягіння він представлений в табл. 4.9.

Таблиця 4.9.

Вплив режиму натягіння на сумарний момент по стану 1400

Сумарний момент по стану	Режим натягіння			
	I	II	III	IV
$\sum \sum M_i^*$	0,005928	0,005711	0,00546	0,004753

Як видно, мінімальний момент $\sum \sum M_i^*$ в цілому по стану має місце при четвертому режимі натягіння. Однак за умовами стійкості штаби в валках цей режим неприйнятний. Очевидно раціональні натягіння за умовою ефективності з урахуванням стабільного процесу слід очікувати між III і IV режимами. Скорегуємо натягіння в міжкліткових проміжках таким чином, щоб вони були близькими до четвертого режиму, але при цьому дотримувалася б поздовжня стійкість штаби по всій лінії стану. Новий, близький до раціонального, режим натягіння і розрахункові значення кінематичних і силових параметрів представлені в табл. 4.10, з якої випливає, що у всіх проходах $Q_{\text{сер.п.}}^{*H} < 0$ і умова поздовжньої стійкості штаби в цілому по стану дотримується. Знайдемо сумарний момент по всім кліткам стану при скоригованому режимі натягіння:

$$\begin{aligned} \sum \sum M^* &= 0,000434 + 0,00318 + 0,000406 + 0,000074 + 0,000142 \\ &+ 0,000177 = 0,001551. \end{aligned}$$

Як видно, в цьому випадку сумарний момент прокатки $\sum \sum M^*$ істотно менше (від 7 до 20%) у порівнянні з його величиною при інших режимах натягіння (табл. 4.10) в умовах стабільного процесу.

Необхідно підкреслити, що скоригований режим натягіння є дуже близьким до того, який прийнятий реально на безперервному шестиклітковому стані 1400.

Таблиця 4.10

Рациональний режим натягнення металу при прокатуванні жерсті на стані 1400

Номер кліті	1	2	3	4	5	6
Питомий натяг q_{0_i} / q_{1_i}	0,07/0,21	0,21/0,21	0,21/0,26	0,26/0,26	0,26/0,28	0,28/0,025
$\frac{P_{\text{сер}}}{2k_{\text{сер}}}$	1,084	1,078	1,016	1,164	1,734	2,355
$Q_{\text{сер.п.}}^*$	-0,0006	-0,0003	-0,0001	-0,0002	-0,0003	-0,0003
$M_{\text{пр}}^*$	0,000074	0,00378	0,000406	0,000274	0,000142	0,000177
$M_{\text{н}}^*$	0,00036	-	-	-	-	$-5 \cdot 10^{-6}$
$\sum M^*$	0,000434	0,00318	0,000406	0,000074	0,000142	0,000177
S	0,0416	0,0632	0,0637	0,0744	0,0790	0,0782
$V_{\text{в}}, \text{ м/с}$	3,05	5,013	8,32	13,56	19,6	31,33

Таким чином, розроблена методика побудови раціонального, за умовою енергозбереження, режиму натягнення металу при безперервному прокатуванні, що включає оцінку поздовжньої стійкості штаби по всій лінії прокатного стану. Ця оцінка має важливе значення в разі деформації зі значними натягненнями, коли запас втягуючих метал в валки сил є близьким до граничного.

4.4. Склад основного обладнання та елементи технології виробництва жерсті на безперервному стані 1700 Карагандинського металургійного комбінату

Стан призначений для холодного прокатування штаб в рулонах товщиною 0,4-2,0 мм, шириною 700-1500 мм [143]. Він встановлений в одному цеху зі станом 1400 і показаний на рис. 4.5.

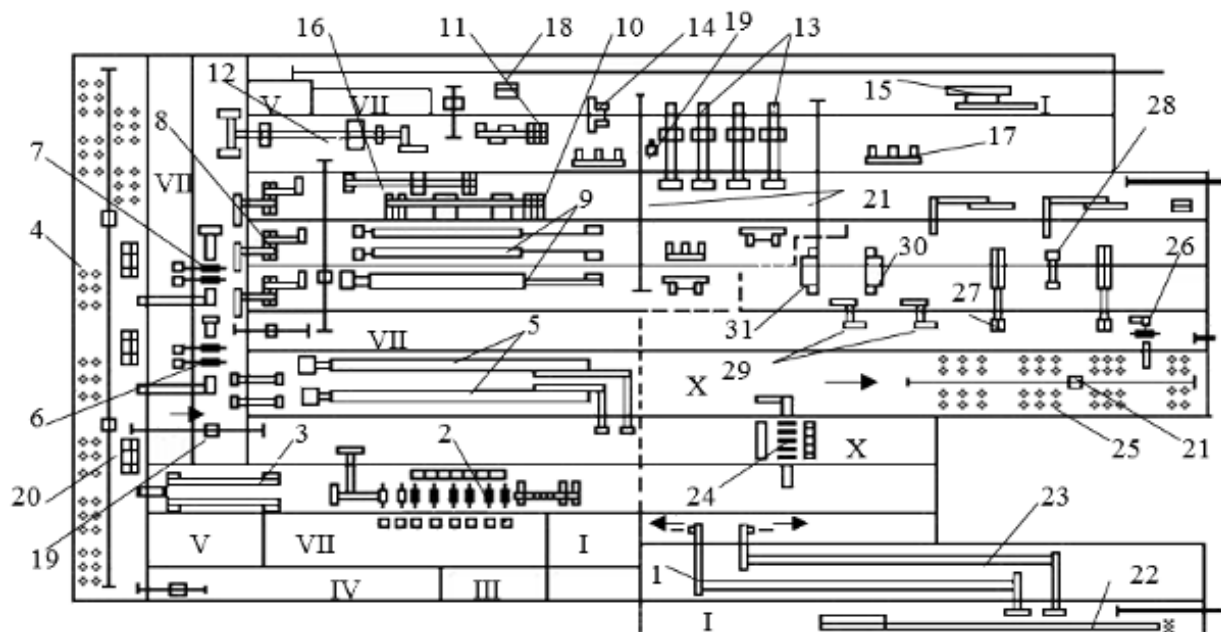


Рисунок 4.5 – План розташування обладнання цеху холодного прокатування з безперервними шестиклітьовим 1400 і п'ятиклітьовим 1700 станами: I – склад гарячекатаних рулонів; II - вальцішліфувальна майстерня; III - приміщення загартовування валків; IV - склад обладнання і валків; V - майстерня ревізії підшипників; VI - відділення приготування розчину; VII – електромашинний зал; VIII - ремонтно-механічна майстерня; IX - майстерня виготовлення тари; X - склад холоднокатаних рулонів; XI - склад травильних рулонів; 1 - безперервний травильний агрегат; 2 - стан 1400; 3 - безперервний агрегат електролітичної очистки штаби; 4 - ковпакові печі; 5 – агрегат відпалу штаб; 6 - двохклітьовий стан 1400 для прокатки тонкої жерсті; 7, 26 - двохклітьовий дресировочний стан 1400; 8 - агрегат підготовки рулонів; 9 - агрегат електролітичного лудіння; 10 - агрегат електролітичного хромування; 11 - агрегат вакуумного алюмініювання; 12 - агрегат електролітичного очищення; 13, 18, 27 - ножиці; 14, 15 - агрегат упаковки пачок жерсті і листів; 16 - агрегат упаковки рулонів; 17 - агрегат сортування; 19 - ваги; 20 - стенди для охолодження рулонів після відпалу; 21 - візок; 22 - транспортер; 24 - стан 1700; 25 - ковпакові печі; 28 - агрегат різання некондиційних листів; 29 - агрегат поздовжнього різання; 30, 31 - агрегати упаковки листів

Вихідною заготовкою служить гарячекатана штаба, отримана на стан 1700. Безперервний п'ятиклітьовий стан 1700 з послідовним розташуванням клітей має індивідуальні головні приводи. Швидкість прокатки в останній кліті 25 м/с.

Всі кліті стану аналогічні за конструкцією і розмірами, робочі валки, виготовлені зі сталі 9Х2В, мають діаметр 600 мм, опорні валки також є сталевими (90ХВ) діаметром 1500 мм. Є механізми врівноваження опорних і робочих валків, натискні пристрої, механізми противовигину валків. Підшипники робочих валків роликові конічні чотирирядні, підшипники опорних валків – рідинного тертя.

З табл. 4.11 видно, що при виробничому режимі натяжінні і раніше, як і в разі прокатування на стані 1700, у всіх проходах зберігається стійкість процесу. Стійким є і процес прокатування за запропонованим режимом натяжіння штаби. Про це свідчать розрахункові значення результуючої сили $Q_{\text{сер.п.}}^{\text{н}}$. У всіх проходах при виробничому і запропонованому режимах натяжіння ця сила менше нульового значення, що вказує на можливість сталого процесу деформації металу у всіх клітях стану 1700. Разом з тим, у другому проході запропонованого режиму натяжіння поздовжня стійкість штаби в валках дуже низька.

Відзначимо, що розрахований раціональний режим натяжіння за методикою запропонованою в даній роботі були дуже близькі до заводського режиму. З чого випливає, що в виробничих умовах, шляхом накопичених практичних даних прийшли до призначення раціональних величин натяжіннь з метою зменшення енерговитрат. При цьому дотримується умова рівноваги металу в валках. У зв'язку з чим, для конкретних режимів обтиснень, представлених в табл. 4.11, що не представлений власний рекомендований режим натяжіннь.

Таблиця 4.11

Режими обтиснення, натягіння і результати розрахунку поздовжньої стійкості штаби у валках при прокатуванні листа $0,5 \times 1015$ мм з підкату $2,5 \times 1015$ мм на п'ятиклітьовому стані 1700

№ проходу	1	2	3	4	5
h_1 , мм	1,85	1,31	0,9	0,65	0,5
f_y	0,111	0,072	0,07	0,068	0,092
Існуючий режим натягіння					
$p_{\text{сер}}, \text{Н/мм}^2$	674	709	905	978	1242
α , рад	0,03786	0,0335	0,02727	0,01932	0,012
$f_{\text{сер}}$	0,11	0,072	0,070	0,068	0,065
σ_0/σ_{T0}	0,038	0,365	0,176	0,179	0,183
σ_1/σ_{T1}	0,365	0,176	0,179	0,183	0,059
$Q_{\text{сер.п.}}^*$	-0,0027	-0,0002	-0,001238	-0,001231	-0,000754
Запропонований в [59] режим натягіння					
$p_{\text{сер}}, \text{Н/мм}^2$	684	682	766	815	1114
α , рад	0,0377	0,034	0,0285	0,0205	0,0127
$f_{\text{сер}}$	0,11	0,072	0,07	0,068	0,07
σ_0/σ_{T0}	0,038	0,334	0,345	0,358	0,37
σ_1/σ_{T1}	0,334	0,345	0,358	0,37	0,059
$Q_{\text{сер.п.}}^*$	-0,0027	-0,000068	-0,000433	-0,000567	-0,000707

4.5. Склад основного обладнання та елементи технології на безперервному тонколистовому стані 1680 холодного прокатування

Стан 1680 безперервний чотирьоклітьовий призначений для виробництва тонколистової холоднокатаної сталі з вуглецевих сталей звичайної якості, вуглецевих якісних конструкційних сталей, низьколегованих сталей, маловуглецевих якісних сталей для холодного штампування [143]. Схема стану показана на рис. 4.6.

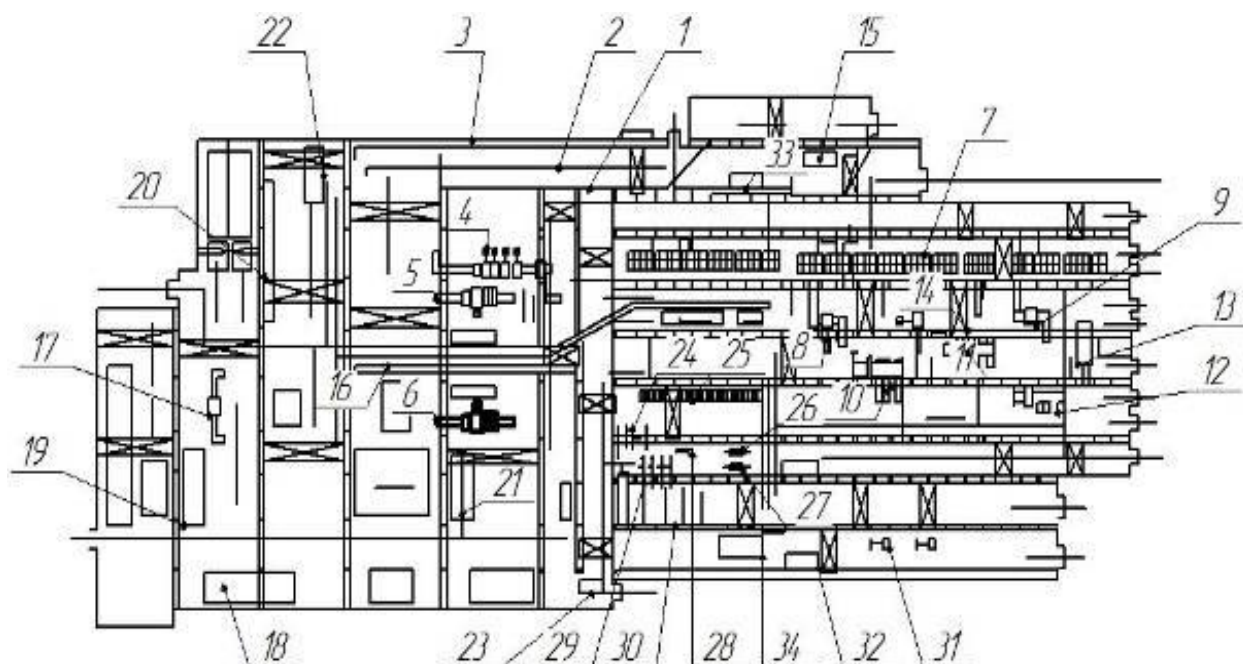


Рисунок 4.6 – План розташування обладнання цеху холодного прокатування з безперервним чотирьохкільцевим станом 1680: 1 - травильна лінія № 1; 2 - травильна лінія №2; 3 - травильна лінія № 3; 4 - безперервний чотирьохкільцевий стан 1680; 5 - реверсивний стан 1680; 6 - реверсивний стан 1200; 7 - ковпакові одностопні печі; 8 - дресировочний стан 1700 № 1; 9 - дресировочний стан 1700 № 2; 10 - агрегат поперечного різання №1; 11 -агрегат поперечного різання № 2; 12 - агрегат поперечного різання №3; 13 - агрегат поперечного різання № 4; 14 - кліть кварто; 15 – лінія гартування № 1; 16 - лінія гартування N2; 17- 20-і валковий стан; 18 - механічна майстерня; 19 - В / ш. майстерня 20-ти валкового стану; 20 - агрегат шліфування штаби; 21- В / ш. ділянку; 22 - агрегат різання; 23 - комора; 24 - агрегат мийки; 25 - електропечі; 26 - 4-х клітьовою стан 450 ОБЖ; 27 - 4-х клітьовий стан 650 ОБЖ; 28 - агрегат розпуску ОБЖ; 29 - стан дуо №1,2,3,4 ОБЖ; 30 - агрегати гарячого лудіння ОБЖ; 31 - агрегат поздовжнього різання; 32 - майстерня енергетиків; 33 - підземний конвеєр; 34 - склад запчастин механослужби

Вихідною заготовкою для виробництва холоднокатаних листів на стані є підкат від безперервного стану гарячої прокатки, що надходить в цех по транспортеру.

Робочі кліті безперервного стану 1680 мають робочі валки діаметром 470-510 мм зі сталі 90ХМФ і опорні діаметром 1210-1300 мм. Опорні валки замінюють разом з подушками, використовуючи спеціальний механізм.

Для натягнення штаби при випуску її заднього кінця з валків перед клітьми №2-№4 встановлені плоскі прес-проводки.

Моталка барабанного типу. Натягнення штаби, що створюється моталкою 176 кН.

Для прокатування листів на стані розроблено понад 60 режимів обтискень.

Як і в попередніх випадках автори статті [59] проаналізували умови прокатування листа поперечними розмірами $0,8 \times 1000$ мм з підкату $2,5 \times 1000$ мм на безперервному чотирьохклітьовому стані 1680 комбінату "Запоріжсталь".

При існуючому режимі натягнення штаби були визначені зусилля прокатування в кожній кліті, середній тиск, заднє і переднє питомі натягнення і умови тертя на контакті. Крім того, визначені моменти і потужності прокатування, а також випередження штаби по всіх клітях стану. На основі рівняння енергетичного балансу потужності і залежності (4.1) автори [59] запропонували новий більш прогресивний (енергозберігаючий) режим натягнення штаби, а також розраховували ефективність цієї пропозиції. Результати дослідження показані в табл. 4.12. У цій же таблиці наведені розрахункові значення середньої результуючої поздовжніх сил $Q_{\text{сер.п.}}^{*н}$.

Як впливає з розрахункових значень сили $Q_{\text{сер.п.}}^{*н}$ за існуючого режиму натягнення прокатка в усіх клітях відбувається стійко без порушення умов рівноваги штаби в валках. Однак у другій і третій клітях прокатка ведеться в умовах близьких до граничних.

В черговий раз необхідно зазначити, що виробничий режим натягіння штаби близький до раціонального. При подальшому збільшенні натягінні штаби між клітьми стану 1680 може привести до втрати рівноваги металу в валках. Особливо це стосується деформація штаби в другій і третій клітьх.

Таблиця 4.12

Режими обтиснення, натягіння і результати розрахунку поздовжньої стійкості штаби у валках при прокатуванні листа 0,8x1000 мм з підкату 2,5x1000 мм на чотирьохклітьовому стані 1680

№ кліті	1	2	3	4
h_1 , мм	1,65	1,22	0,9	0,8
Існуючий режим натягіння				
$p_{\text{сер}}, \text{Н/мм}^2$	637	580	623	715
α , рад	0,0556	0,0343	0,028	0,0117
$f_{\text{сер}}$	0,113	0,0819	0,0703	0,081
σ_0/σ_{T0}	0,159	0,355	0,351	0,363
σ_1/σ_{T1}	0,355	0,351	0,363	0,062
$Q_{\text{сер.п.}}^*$	-0,0032	-0,00001	-0,000091	-0,00038
Запропонований в [59] режим натягіння				
$p_{\text{сер}}, \text{Н/мм}^2$	626	551	582	681
α , рад	0,0558	0,0346	0,0286	0,0119
$f_{\text{сер}}$	0,115	0,082	0,0703	0,0815
σ_0/σ_{T0}	0,159	0,39	0,403	0,423
σ_1/σ_{T1}	0,39	0,403	0,423	0,062
$Q_{\text{сер.п.}}^*$	-0,0033	0,00022	0,000135	-0,00029

У цьому можна переконатися, аналізуючи результати розрахунку сили $Q_{хп.}^{*н}$ при прокатуванні по новому режиму натягіння металу в другій і третій клітках стану 1680, викликає зміну знака середньої результуючої поздовжніх сил $Q_{сер.п.}^{*н}$, що має привести до нестійкої поведінки штаби в осередку деформації.

Розрахунки раціональних режимів натягіння за запропонованою в даній роботі методикою показали, що заводські режими натягіння є раціональними. Як з точки зору поздовжньої стійкості штаби, так і енерговитрат.

На закінчення відзначимо, що з посиленням режиму натягіння при безперервній прокатки сумарні енергосилові параметри деформації зменшуються, що позитивно відбивається на енергозберігаючій технології. Про це свідчать дослідження [59,99] та інші. Однак, зі збільшенням натягіння штаби (особливо заднього) знижується поздовжня стійкість металу в осередку деформації і при прагненні раціоналізувати процес за умовами натягіння останнім необхідно враховувати. Вираз (4.1) не може бути використано для оцінки цієї раціоналізації, тому що залежність співвідношення потужностей від натягіння штаби не має екстремуму.

4.6. Аналіз та удосконалення режимів натягіння при холодному прокатуванні на безперервному чотирьохклітьовому стані 1700

ВАТ «ММК ім. Ілліча»

З огляду на висновки, отримані після аналізу режимів [58], що при розробці раціональних режимів натягіння необхідно враховувати не тільки енергосилові параметри, але і показник стійкості, проведемо аналіз режимів деформації, що застосовуються в [145] для виробництва листа на стані 1700 ВАТ «ММК ім. Ілліча». Режим обтиснень (початкова h_0 і кінцева висота листа h_1 після кожного проходу), σ_1 - питоме натягіння і швидкості по клітках v_B при

холодній прокатці на безперервному чотирьохклітьовому стані 1700 наведені в таблиці 4.13. Проаналізувавши наведені в таблиці режими, запропоновано їх вдосконалити з метою ведення сталого процесу з мінімальними енерговитратами.

Таблиця 4.13

Рекомендовані значення режимів обтиснення, натягіння і швидкості прокатування на чотирьохклітьовому стані 1700

№ кліті	1	2	3	4
Режим № 1 (ширина листа $b = 1050$ мм)				
h_0 , мм	1,5	1,04	0,67	0,47
h_1 , мм	1,04	0,67	0,47	0,40
σ_1 , кН	100	90	70	18
V_B , м/с	3,85	5,97	8,51	10,0
Режим № 2 (ширина листа $b = 1200$ мм)				
h_0 , мм	1,8	1,24	0,82	0,59
h_1 , мм	1,24	0,82	0,59	0,50
σ_1 , кН	115	105	80	20
V_B , м/с	4,04	6,1	8,47	10,0

4.6.1 Склад основного обладнання та елементи технології холодного прокатування на безперервному тонколистовому стані 1700

Безперервний чотирьохклітьовий стан призначений для холодного прокатування гарячекатаних штаб, які пройшли очищення поверхні в безперервних травильних агрегатах.

До основного обладнання стану 1700 (рис. 4.7) відноситься розмотувач з найбільшим зусиллям натягнення 30 кН, робочі кліті стану з діаметром робочого валка 505-475 мм і довжиною бочки 1700 мм, моталка з максимальним натягінням 100 кН, транспортери, емульсійна система, автоматичні системи контролю і регулювання технологічних параметрів та ін., яке розташоване в 12 прольотах.

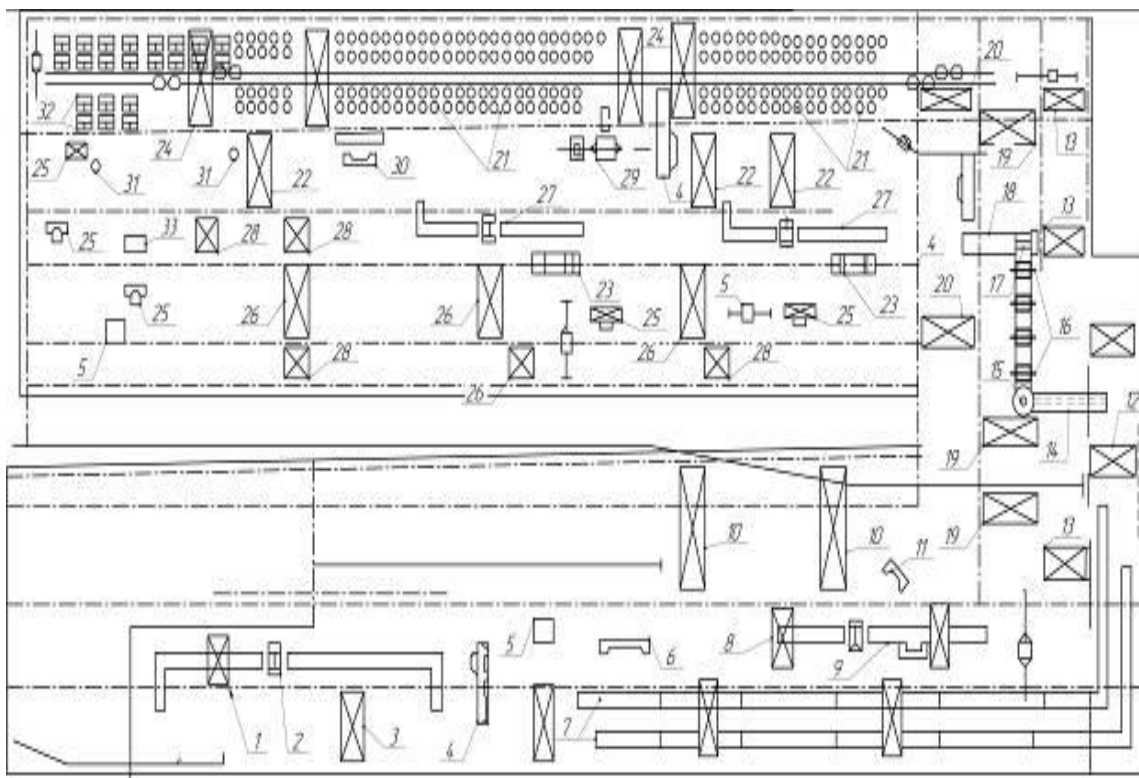


Рисунок 4.7 – Схема розташування основного технологічного устаткування стану холодного прокатування 1700 Маріупольського металургійного комбінату ім. Ілліча: I - склад гарячекатаних рулонів; II - проліт стана; III - машинний зал; IV - проліт газових колпачкових печей; V - склад готової продукції; 1, 3, 8, 10, 12, 13, 19, 20, 22, 24, 26, 28 – мостові крани; 2 - агрегат поперечного різання; 4 - конвеєри передавальні з кантувачами; 5 - агрегати упаковки пачок листів; 6 - ножиці; 7 - безперервно-травильні агрегати (НТА); 9 - комбінований агрегат різання; 11 - гільйотинних ножиць; 14 - конвеєр подачі рулонів до стану; 15 - розмотувач; 16 - робоча лінія станів; 17 - моталка; 18 - конвеєр відвідний; 21 - одностопні ковпакові печі; 23 – пакетувальні столи; 25 - ваги; 27 - дресирувальні агрегати; 29 - дресирувальні кліті; 30 - агрегат поздовжнього різання; 31 - агрегати упаковки рулонів; 32 - двохстопні ковпакові печі; 33 - пакетувальний прес

Стан призначений для холодного прокатування штаб перерізом (0,4-2,0)х(700-1500) мм в рулонах зі сталей вуглецевих звичайної якості (киплячої, спокійної, напівспокійної): Ст1, Ст2, Ст3, Ст4, Ст5; вуглецевих якісних конструкційних: 08кп, 08пс, 10кп, 10пс, 10, 15кп, 15пс, 15, 20кп, 20пс, 20, 25, 30, 35, 40, 45; нестаріючих 08Ю, 08Фкп; електротехнічної сталі.

Поверхні бочок робочих валків піддають шліфуванню для додання необхідного профілю і заданою шорсткістю. Поверхні бочок робочих валків клітей 1, 4 і 4 після шліфування піддають насічці дробом.

Шорсткість робочих валків клітей після насічки: 1 кл. – R_a до 3,5 мкм, 3 і 4 кл. – R_a до 2,5 мкм. Шліфувальна шорсткість робочих валків 2 – R_a до 3,0 мкм.

У процесі прокатування на штабу і робочі валки стану подається емульсія, приготована на основі емульсолу.

Режим обтиснень по клітям вибирається з урахуванням вихідної та кінцевої товщини прокату, енергосилових можливостей обладнання, забезпечення якості і властивостей готового прокату, максимальної продуктивності, ширини і марки сталі підкату.

Як відомо, режим натягіння тісно пов'язаний з режимом обтиснень. Від величини натягіння моталки залежить зварюваємість витків рулону при відпалі в колпачкових печах, і стійкість його форми (зміщення витків) при наступних операціях.

Деякі значення обтиснень і натягіннь, що використовуються на стані 1700 наведені в таблиці 4.14.

Швидкісний режим прокатування вибирається з умови максимальної продуктивності, енергосилових можливостей обладнання, стану емульсії, якості підкату і готової продукції. Налаштування робочих клітей на стані виконується, виходячи з рівності секундних обсягів металу, що проходить через кліті.

При зміні обтиснень в процесі налаштування стану швидкості двигунів регулюються таким чином, щоб натягіння штаби між клітями відповідали, наведеними в таблиці 4.13.

Значення установок натягіння штаби в міжклітьових проміжках, наведені в таблиці 4.13 носять рекомендаційний характер. Як зазначено в [68], остаточно натягіння і швидкість прокатування коригується за результатами прокатування настроювальної штаби.

4.6.2 Визначення поздовжньої стійкості процесу холодного прокатування на стані 1700

Далі проаналізуємо вплив режиму натягіння на результуючу поздовжніх сил і стійкість штаби в валках при холодному прокатуванні на безперервному стані 1700.

На основі теоретично отриманих значень кута нейтрального перерізу γ розраховували випередження штаби і на основі його величини корегували значення V_B , згідно виразу (4.20), наведені в табл. 4.14. Значення кута нейтрального перерізу отримували безпосередньо з теоретичних епюр розподілу питомих сил тертя.

Для теоретичного аналізу повздовжньої стійкості процесу при прокатуванні, наведених у таблиці 4.13 режимів, за методикою (3.6) необхідно провести розрахунок деяких кінематичних і силових параметрів. Всі розрахунки виконані для випадку прокатування листів із сталі 08кп, при вихідному напруженні пластичності $\sigma_{S_{вих}} = 230 \text{ МПа}$. Сплющена довжина осередку деформації, сплющений кут захоплення (3.9) і радіус валків (3.10), абсолютне обтиснення, визначали за відповідними формулами. Середнє напруження текучості $\sigma_{S_{сеп}}$ і середній опір деформації $2k_{сеп}$ визначали за формулами (3.7) і (3.8). Результати розрахунків наведені в таблицях 4.14-4.15.

Значення сплющеного кута захоплення розраховували за формулою (3.9).

Сплющений радіус валків визначали за формулою (3.10).

Таблиця 4.14

Розрахункові значення коефіцієнту тертя, сплющеної дуги захоплення і межі текучості для режиму обтиснення і натягіння №1 (із табл. 4.13)

№ кліті	Обтиснення Δh , мм	Кут захоплення $\alpha_{\text{спл}}$, рад	Сплющений радіус валків $R_{\text{спл}}$, мм	Коефіцієнт тертя f_y	Середній опір деформації $2k_{\text{сер}}$, МПа	Заднє натягіння $\frac{\sigma_0}{2k_{\text{сер}}}$	Переднє натягіння $\frac{\sigma_1}{2k_{\text{сер}}}$
1	0,46	0,0355	364,63	0,075	305,3	0,031	0,298
2	0,37	0,0306	394,35	0,077	307,3	0,298	0,415
3	0,20	0,0236	360,13	0,068	308,6	0,415	0,458
4	0,07	0,0154	294,39	0,063	309,4	0,458	0,118

Таблиця 4.15

Розрахункові значення коефіцієнту тертя, сплющеної дуги захоплення і межі текучості для режиму обтиснення і натягіння №2 (із табл. 4.13)

№ кліті	Обтиснення Δh , мм	Кут захоплення $\alpha_{\text{спл}}$, рад	Сплющений радіус валків $R_{\text{спл}}$, мм	Коефіцієнт тертя f_y	Середній опір деформації $2k_{\text{сер}}$, МПа	Заднє натягіння $\frac{\sigma_0}{2k_{\text{сер}}}$	Переднє натягіння $\frac{\sigma_1}{2k_{\text{сер}}}$
1	0,56	0,0391	367,12	0,075	306,45	0,023	0,219
2	0,42	0,0331	383,47	0,076	308,36	0,218	0,297
3	0,23	0,0256	350,61	0,068	309,69	0,295	0,319
4	0,09	0,0174	295,67	0,063	310,45	0,318	0,097

Для визначення коефіцієнту тертя при сталому процесі прокатки скористаємося формулою (4.11).

Значення отриманих параметрів $l_{\text{спл}}$, $\alpha_{\text{спл}}$, $R_{\text{спл}}$ і f_y наведені в табл. 4.14-4.15.

Всі розрахунки зручно проводити в безрозмірній формі, тому визначали межу плинності для кожного проходу за методикою, наведеною в [96], сталь, що прокатується для всіх режимів обтиснення взяли 08кп, зміну напруги плинності визначали за формулою (3.11)

Результати розрахунку напруження плинності наведені так само в табл. 4.14-4.15 для кожного режиму обтиснення.

В табл. 4.14-4.15 наведені питомі натяжіння штаби між клітями в безрозмірній формі, розраховані з урахуванням того, що заднє натяжіння в першій кліті для всіх режимів прийнято $\sigma_0 = 15$ кН.

Безрозмірне значення питомих натяжіннь в кожній кліті безперервного стану 1700 було розраховано по раніше наведеним виразам.

Зауважимо, що питомі безрозмірні натяжіння у всіх випадках перед 1 і після 4 кліті є однаковими.

Далі, відповідно до методики наведеної вище, розрахуємо епюри поточних поздовжніх сил $Q_{x\text{п.}}^{*\text{н}}$ і знайдемо їх середнє результуюче значення $Q_{\text{сер.п.}}^{*\text{н}}$ при режимах натяжіння зазначених в табл. 4.13. Так само, за епюрах розподілу контактних напружень, як було показано раніше в цьому розділі, визначимо середній тиск $p_{\text{сер}}^*$ і момент прокатування $M_{\text{пр}}^*$ в безрозмірній формі для кожної з клітей стану, а так само скориговані значення v_B при яких буде виконуватись закон збереження об'єму. При цьому лінійну швидкість валків в останній кліті залишали незмінною рівною 10 м/с. Результати даних розрахунків занесемо в табл. 4.16.

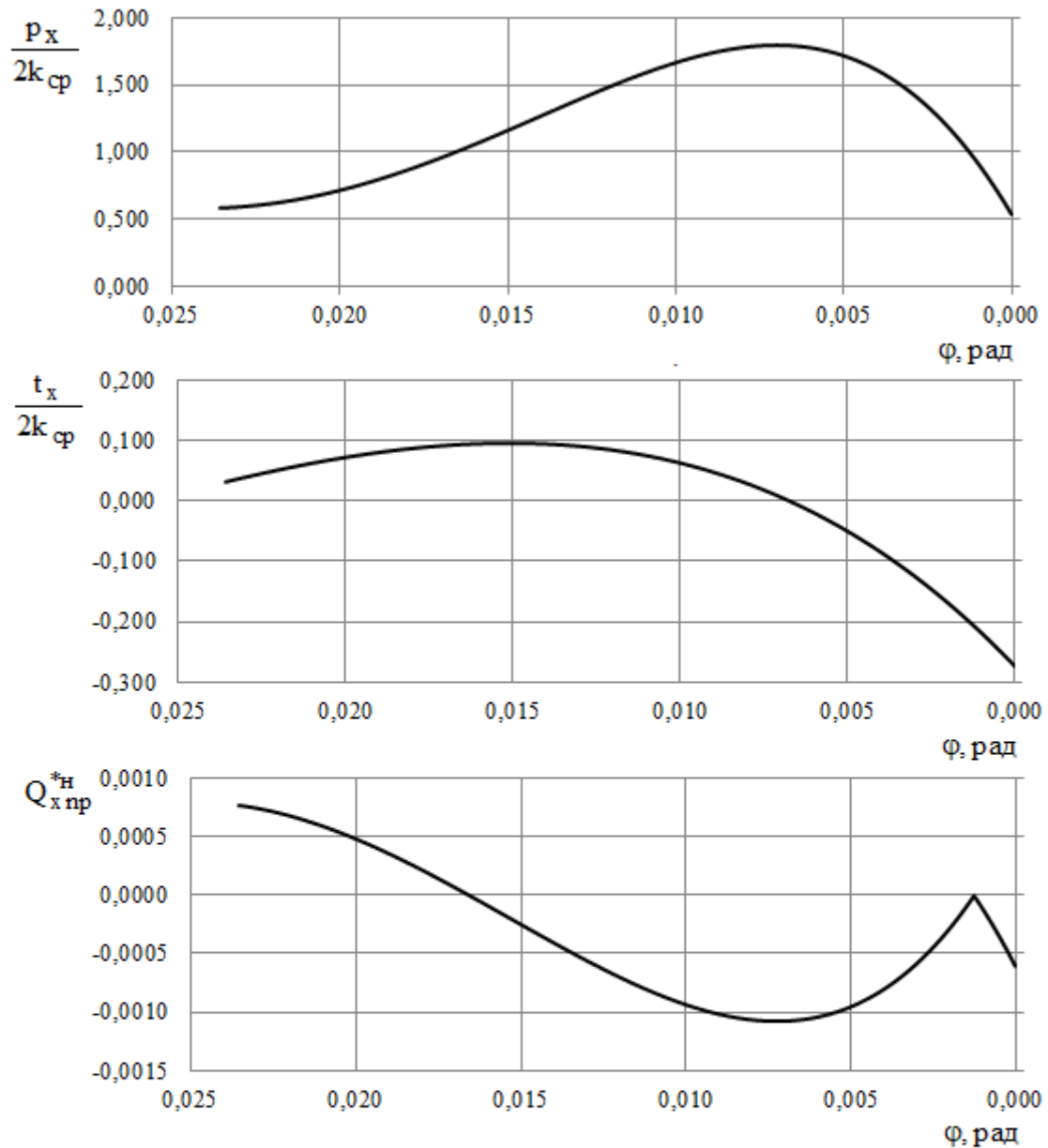
Таблиця 4.16

Значення результуючої поздовжніх сил, моменту прокатування, середнього тиску в безрозмірній формі по клітям стану 1700 при прокатуванні з різними питомими натяжіннями

Режим обтис- нення	Номер кліті стану			
	1	2	3	4
№1	$Q_{\text{сер.п.}}^{*H} = -0,00151$	-0,00118	-0,00033	0,00001
	$M_{\text{пр}}^{*} = 0,239$	0,275	0,114	0,053
	$p_{\text{сер}}^{*} = 1,477$	1,643	1,235	1,003
	$V_B = 3,75$	5,84	8,38	10
№2	$Q_{\text{сер.п.}}^{*H} = -0,00166$	-0,00123	-0,0005	-0,00018
	$M_{\text{пр}}^{*} = 0,255$	0,253	0,187	0,0715
	$p_{\text{сер}}^{*} = 1,445$	1,53	1,277	1,109
	$V_B = 3,948$	5,991	8,366	10

Результати розрахунків $Q_{\text{сер.п.}}^{*H}$ наведені в табл. 4.16. Аналіз результатів розрахунків, наведені в табл. 4.16 показали, що при режимі деформації за даними табл. 4.13 для режиму №1 процес прокатування нестійкий в 4 кліті, а в кліті №3 процес знаходиться в умовах близьких до граничних. У разі №2 в клітях 3 і 4 прокатування так само буде відбуватися в умовах близьких до граничних.

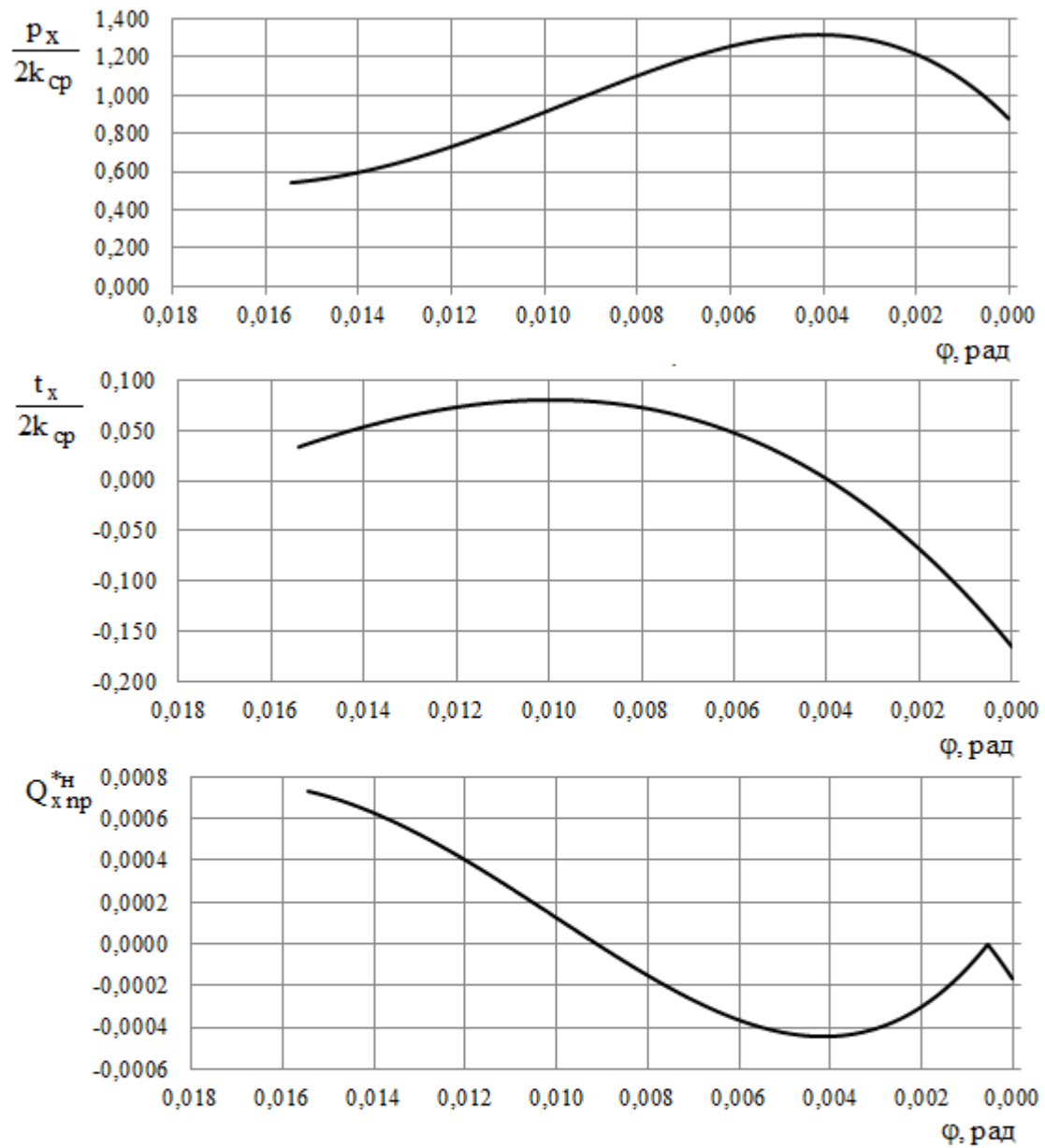
На рис. 4.8–4.11 приведені епюри контактних напружень і поточних поздовжніх сил при прокатуванні в 3 і 4 кліті для режимів обтиснення і натяжіння №1, 2.



$b, \text{ мм}$	1050
$R_{\text{сш}}, \text{ мм}$	360,1
$h_1, \text{ мм}$	0,470
f	0,0621
$\alpha, \text{ рад}$	0,024
σ_0 / σ_{T0}	0,415
σ_1 / σ_{T0}	0,458
$R_{\text{ном}}, \text{ мм}$	250,0

$Q_{\text{срnp}}^*$	-0,00033
$f_{\text{ср}}$	0,068
n_1	0,895
$p_{\text{ср}} / 2k_{\text{ср}}$	1,235
$M_{\text{пр}}$	0,114

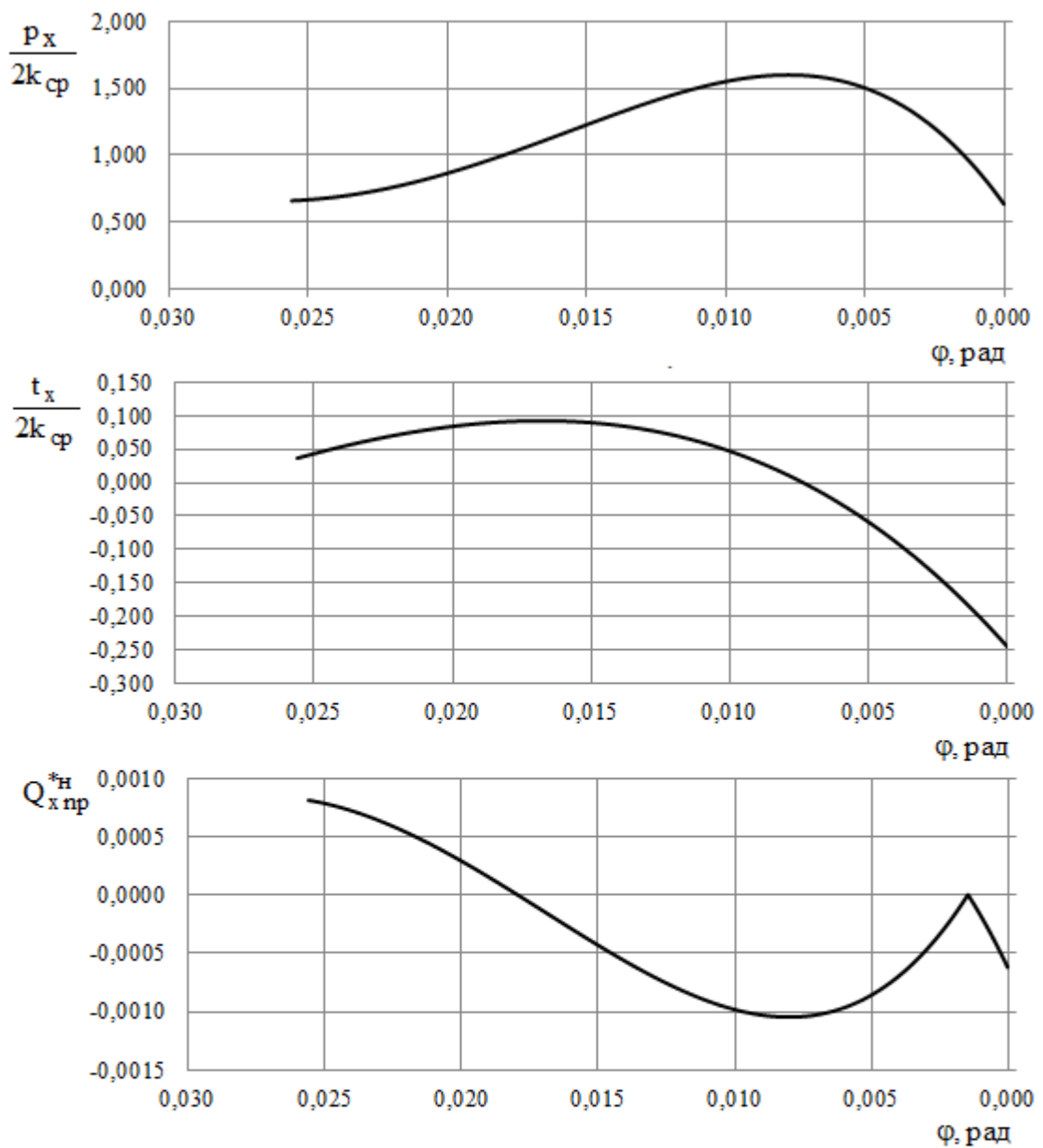
Рисунок 4.8 – Елюри контактних поздовжніх напружень і поточних поздовжніх сил при прокатуванні в 3 кліті для режиму натягіння №1



$b, \text{ мм}$	1050
$R_{\text{стп}}, \text{ мм}$	294,4
$h_1, \text{ мм}$	0,400
f	0,042
$\alpha, \text{ рад}$	0,015
σ_0 / σ_{T0}	0,458
σ_1 / σ_{T0}	0,118
$R_{\text{ном}}, \text{ мм}$	250,0

$Q_{\text{српр}}^*$	0,00001
$f_{\text{ср}}$	0,063
n_1	1,485
$p_{\text{ср}} / 2k_{\text{ср}}$	1,003
$M_{\text{пр}}$	0,053

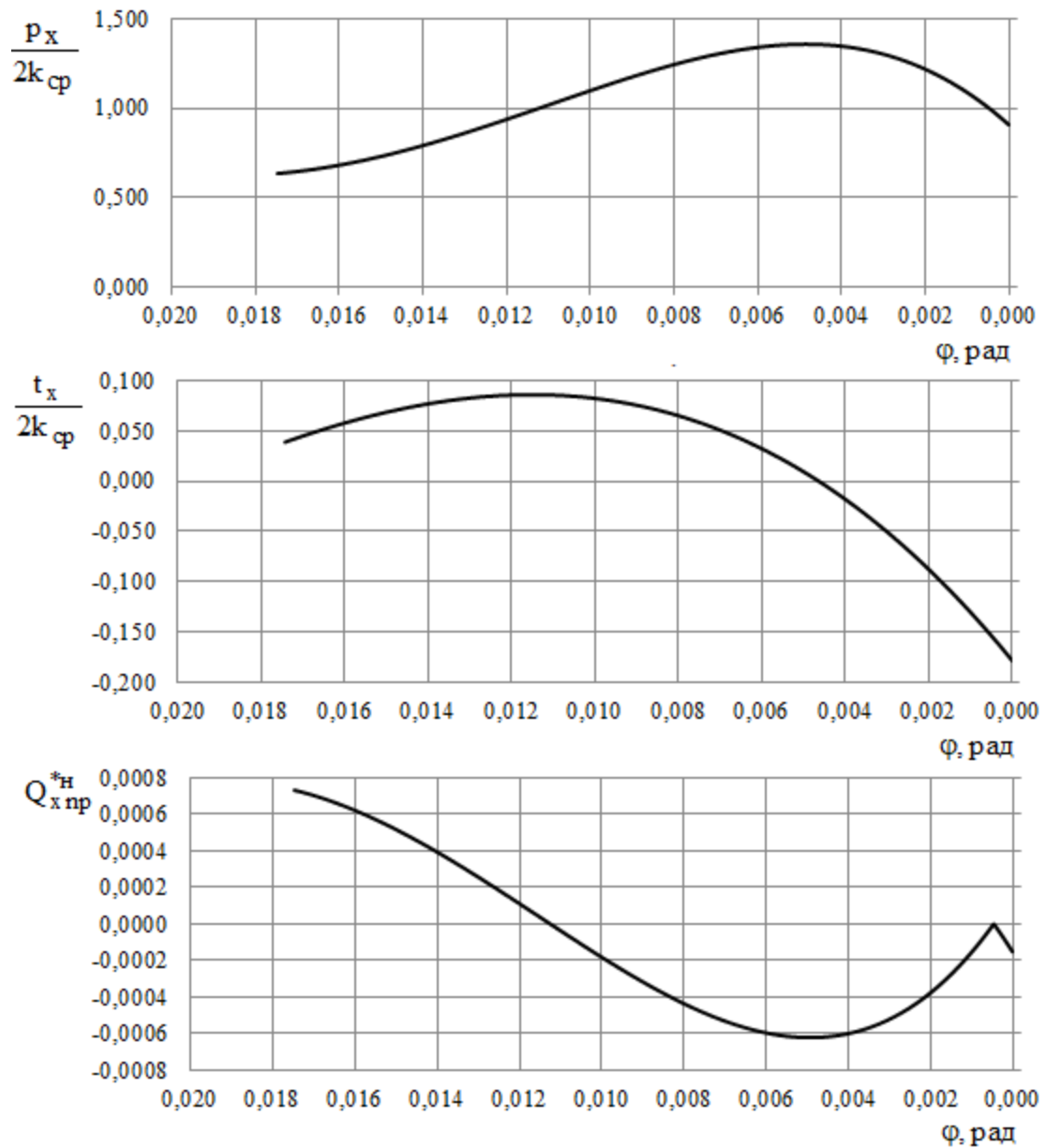
Рисунок 4.9 – Епюри контактних поздовжніх напружень і поточних поздовжніх сил при прокатуванні в 4 кліті для режиму натяжіння №1



$b, \text{ мм}$	1200
$R_{\text{сш}}, \text{ мм}$	350,6
$h_1, \text{ мм}$	0,590
f	0,0618
$\alpha, \text{ рад}$	0,026
σ_0 / σ_{T0}	0,346
σ_1 / σ_{T0}	0,365
$R_{\text{ном}}, \text{ мм}$	250,0

$Q_{\text{срnp}}^*$	-0,00031
$f_{\text{ср}}$	0,068
n_1	0,899
$p_{\text{ср}} / 2k_{\text{ср}}$	1,172
$M_{\text{пр}}$	0,110

Рисунок 4.10 – Епюри контактних поздовжніх напружень і поточних поздовжніх сил при прокатуванні в 3 кліті для режиму натягіння №1



$b, \text{ мм}$	1200
$R_{\text{сш}}, \text{ мм}$	295,7
$h_1, \text{ мм}$	0,500
f	0,046
$\alpha, \text{ рад}$	0,017
σ_0 / σ_{T0}	0,365
σ_1 / σ_{T0}	0,091
$R_{\text{ном}}, \text{ мм}$	250,0

$Q_{\text{срnp}}^*$	-0,00010
$f_{\text{ср}}$	0,063
n_1	1,311
$p_{\text{ср}} / 2k_{\text{ср}}$	1,067
$M_{\text{пр}}$	0,067

Рисунок 4.11 – Епюри контактних поздовжніх напружень і поточних поздовжніх сил при прокатуванні в 4 кліті для режиму натягіння №2

Далі перерозподілимо натяжіння по клітках таким чином щоб процес прокатування здійснювався в усіх клітках стану 1700 стійко при значеннях $Q_{\text{сер.п.}}^*$ близьким до нуля, а енерговитрати на процес були мінімальними. Для цього зменшимо заднє натяжіння в 3 і 4, а у 2 клітці збільшимо переднє для режимів №1 і №2.

Конкретні значення скоригованого режиму натяжіння і отримані величини результуючої поздовжніх сил, моменту прокатки, середнього тиску наведені в табл. 4.17.

Таблиця 4.17.

Скоригований режим питомих натяжіннь і значення результуючої сили, моменту прокатування і середнього тиску

Режим обтиснення	№ клітці	1	2	3	4
1	$\sigma_0/2k_{\text{сер}}$	0,031	0,32	0,43	0,43
	$\sigma_1/2k_{\text{сер}}$	0,32	0,43	0,43	0,118
	$Q_{\text{сер.п.}}^*$	-0,00144	-0,00098	-0,00031	-0,00008
	$M_{\text{пр}}^*$	0,23	0,241	0,113	0,0586
	$p_{\text{сер}}^*$	1,45	1,533	1,227	1,062
	$V_B, \text{м/с}$	3,752	5,856	8,401	10,0
2	$\sigma_0/2k_{\text{сер}}$	0,023	0,28	0,34	0,36
	$\sigma_1/2k_{\text{сер}}$	0,28	0,34	0,36	0,091
	$Q_{\text{сер.п.}}^*$	-0,00155	-0,0009	-0,00034	-0,00011
	$M_{\text{пр}}^*$	0,242	0,212	0,112	0,068
	$p_{\text{сер}}^*$	1,409	1,393	1,186	1,071
	$V_B, \text{м/с}$	3,93	5,98	8,36	10,0

Далі проаналізуємо зниження сумарного моменту по клітях стану для кожного з режимів обтиснення і режимів натягіння (заводському і запропонованому). Результати розрахунку занесені в табл. 4.18.

Таблиця 4.18.

Величина сумарного моменту по клітях стану 1700

Режим обтиснення	Режим натягіння	Момент прокатування	1	Різниця, %
1	заводський	$\sum \sum M_1^*$	0,6826	3,86
	запропонований		0,644	
2	заводський	$\sum \sum M_2^*$	0,708	10,3
	запропонований		0,636	

З таблиці 4. видно, що сумарний момент в безрозмірному вигляді по всіх клітях стану для режиму обтиснення при заводському режимі натягіння №1 становить $\sum \sum M^* = 0,6826$, а для запропонованого режиму – $\sum \sum M^* = 0,644$.

Порівняння результатів розрахунків з табл. 4.17 і 4.18 показали, що при перерозподілі величини натягіння можливо знизити сумарний момент прокатування по клітях для 1 і 2 режимів обтиснень на 3,86% і 10,3% відповідно, як показано в табл. 4.18.

Висновки до розділу 4

1. Проведено теоретичне дослідження стійкості процесу на промислових станах безперервного холодного прокатування листів по існуючим режимам обтиснень і натягіння, використовуючи новий метод оцінки поздовжньої стійкості деформації з натягінням.

2. Показано, що на безперервному стані 1680 «Запоріжсталь» при оцінці поздовжньої стійкості процесу за заводськими режимами натягіння прокатування листів товщиною 0,8 мм у всіх проходах процес протікає стійко, що підтверджує достовірність визначення стійкості процесу, використовуючи запропонований метод.
3. Використовуючи запропонований метод оцінки поздовжньої стійкості процесу прокатування з натягінням, розроблені ефективні з точки зору енерговитрат і поздовжньої стійкості процесу режими натягіння на безперервних станах холодного прокатування 1400, 1680 і 1700. В результаті раціоналізації режимів натягіння розрахунки показали зниження сумарних моментів по безперервним станам від 3 до 20%

ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ

У дисертації отримали подальший розвиток теоретичні основи та методики оцінки поздовжньої стабільності процесу тонколистового прокатування з натягінням, який дозволить розробляти і удосконалювати технологію виробництва якісної продукції при мінімальних енергетичних витратах.

1. Аналіз теорії і практики холоднокатаного виробництва показав, що він є одним з енергетично затратних процесів пластичної деформації. Значні енерговитрати при холодному прокатуванні листової сталі призводять до здороження продукції і зниження її конкурентоспроможності. В даний час відсутні науково обґрунтовані рекомендації щодо визначення режимів натягіння листа в межах кліткових проміжках. Досліди показують, що гранична умова прокатування, пов'язана з рівністю випередження нулю, не завжди здійснюється, тому при призначенні режимів натягіння часто керуються емпіричними даними без особливого обґрунтування практичними даними.
2. Розроблено критерій оцінки поздовжньої стабільності процесу і граничних умов прокатування, заснований на визначенні безрозмірної середньої результуючої поздовжніх сил пластично деформованого металу $Q_{\text{сер.п.}}^*$. Якщо ця результуюча, будучи силою опору, спрямована протилежно руху штаби (від'ємна), то процес відбувається стабільно без часткових або повних буксувань металу в валках. При нульовому значенні цієї сили прокатування ведеться в граничних умовах, яке є більш жорсткими у порівнянні з вище згаданим ($S=0$), тому що порушення рівноваги розкату в валках з подальшим буксуванням відбувається і при

наявності випередження в 3-5% і більше. Якщо результуюча по-
здовжніх сил додатна, тобто допомагає процесу, прокатка немо-
жлива.

3. У роботі доведено, що визначення середньої результуючої поз-
довжніх сил при прокатуванні середніх і тонких листів можливо
безпосередньо виходячи з диференціального рівняння рівноваги
в осередку деформації. Це істотно спрощує процедуру розрахун-
ків.
4. Показано, що контактні втягуючі сили витрачаються не тільки
на подолання виштовхують сил, але і на зрівноважування внут-
рішніх поздовжніх сил, середня результуюча яких може досягати
30% від запасу сил тертя в осередку деформації. Цей факт підт-
верджує необхідність враховувати дані сил при аналізі рівноваги
металу в осередку деформації і особливо для забезпечення ста-
лого, стабільного процесу прокатки.
5. На основі експериментальних даних з розподілу контактних на-
пружень в різних умовах прокатування проведено порівняння ві-
домих граничних умов ($\gamma = 0$) з запропонованими і показано, що
якщо в першому випадку $\alpha_y^{\max} = 2 f_y$, то в другому
 $\alpha_y^{\max} = (1,4 \div 1,5) f_y$. Як видно, запропонована гранична умова
більш точно характеризує граничні умови прокатування.
6. Проаналізовано стабільність процесу прокатування на основі
експериментальних даних наведених в літературі прокатки ста-
левої стрічки з натяжінням. При теоретичному аналізі показано,
що при прокатуванні в розглянутих умовах, у всіх випадках про-
цес здійснювався стабільно, що підтверджує результати дослідів.
Проведений аналіз дозволив оцінити вплив натяжіння штаби на

поздовжню стабільність процесу прокатування. Показано, що заднє натягіння штаби істотно впливає на абсолютне значення результуючої сили, зменшуючи її. Порівняльний аналіз показав, що при збільшенні заднього натягіння в 1,7-2 рази середня результуюча поздовжня сила зменшується на 30-40%. Переднє натягіння штаби слабо впливає на цю силу, декілька збільшуючи її.

З метою більш повного аналізу залежності випередження і середньої результуючої сили від заднього натягіння штаби, особливо в умовах близьких до граничних, були проведені додаткові дослідження, результати яких показали, що в розглянутих умовах з подальшим збільшенням заднього натягіння до $Q_0 = 2200-2250$ Н ($q_0 = Q_0 / 2k_{\text{сер}}h_1b = 0,24-0,245$) перед пробуксовкою штаби випередження становить 1-2%, середня сила близька до нуля, що якісно узгоджується з дослідженнями інших авторів і підтверджує правомірність граничної умови.

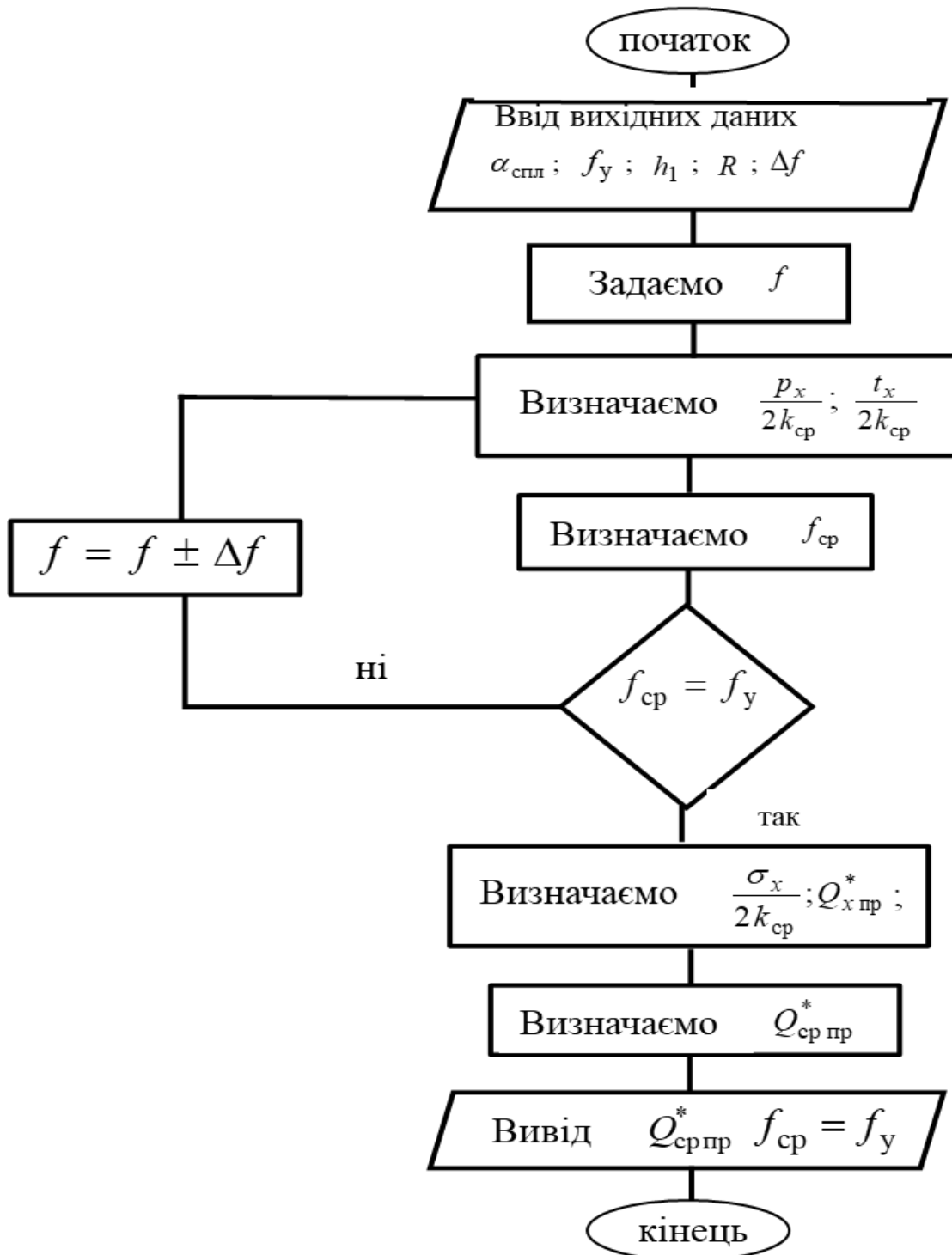
7. Показано, що зі збільшенням заднього натягіння штаби по клітцях стана зменшується, як результуюча поздовжня сила, так і сумарний момент, що дозволило запропонувати раціональний за умовами енергозбереження режим натягіння металу і отримати патент України на новий спосіб прокатки плоских виробів. Збільшення натягіння металу дозволяє зменшити сумарний момент на станах холодного прокатування в середньому на 5-8%, що знижує енерговитрати при виробництві листів.
8. Результати дисертаційної роботи прийняті до апробації в промислових умовах і подальшого впровадження у виробничу практику удосконалення режиму натягіння при прокатуванні листів на стані 1680 ПАТ «Запоріжсталь» (акт від 06.08.18 р.), використовується на кафедрі обробки металів тиском Дніпровського

державного технічного університету. Розроблено методику визначення поздовжньої стійкості процесу прокатування при виробництві листів на який отримано патент України. На основі запропонованої методики оцінки поздовжньої стійкості процесу прокатки з натягінням розроблені раціональні режими натягіння з точки зору економії енергії для діючих листових станів 1400, 1700, 1680.

ДОДАТКИ

Додаток А

Хід побудови епюр контактних напружень по двохзвенній моделі
тертя, що запропонована в роботі, яка враховує ряд положень теорії
прокатування і кінематичні параметри прокатування



Додаток Б

Акт впровадження результатів досліджень на «Запоріжсталь»

ЗАТВЕРДЖЕНО



Начальник технологічного управління
ПАТ «Запоріжсталь»

В. І. Набока

» 20__ р.

Акт

Даний акт підтверджує, що дослідження асистента кафедри обробки металів тиском Дніпровського державного технічного університету (м. Кам'янське) Лобойко Дар'ї Ігорівни, які виконані у дисертаційній роботі на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук та включають математичне моделювання, яке дозволяє розробити ефективні з точки зору зниження витрат енергії режими натягу та обтиснення штаби при холодній листовій прокатці, є актуальними та представляють практичний інтерес для ПАТ «Запоріжсталь». Методика, що запропонована Д. І. Лобойко у дисертаційній роботі, дозволяє ефективно розподіляти величину натягів і обтиснень штаби по клітках безперервних станів листової прокатки та зменшити витрати енергії на здійснення процесу деформації металу.

Результати, що отримані Д. І. Лобойко у дисертаційній роботі, дають змогу теоретично проаналізувати та скорегувати режими деформації металу із забезпеченням стійкого режиму та зменшення сумарного моменту прокатки штаби у клітках безперервного чотирикільцевого стану 1680 холодної прокатки ЦХП № 1 ПАТ «Запоріжсталь».

У зв'язку з цим, результати досліджень Лобойко Д. І. є корисними для розробки режимів деформації металу при виготовленні холоднокатаних тонких штаб на безперервних станах. Тому методика, яка запропонована Лобойко Д. І. у рамках дисертаційної роботи, має практичну цінність для ПАТ «Запоріжсталь» та може бути використаною на ПАТ «Запоріжсталь» при удосконаленні існуючих і розробці нових режимів натягу і обтиснення тонких штаб на безперервних станах холодної прокатки.

По даному акту підприємство ПАТ «Запоріжсталь» ніяких фінансових зобов'язань не несе. Акт призначений для пред'явлення у спеціалізовані вчені ради із захисту дисертаційних робіт.

Заступник начальника ЦХП № 1
з технології та якості

С.Є. Русаков

Інженер-технолог 1-ої категорії
ЦХП № 1

О.М. Федан

Додаток В

Довідка, що підтверджує використання дисертаційної роботи в навчальному процесі Дніпровського державного технічного університету

ЗАТВЕРДЖУЮ

РЕКТОР ДНІПРОВСЬКОГО
ДЕРЖАВНОГО ТЕХНІЧНОГО
УНІВЕРСИТЕТУ

д.т.н., професор Коробочка О. М.

« _____ » _____ 2018

ДОВІДКА

Даний документ підтверджує факт використання в навчальному процесі та науково-дослідній роботі Дніпровського державного технічного університету результатів кандидатської дисертації асистента кафедри «Обробка металів тиском» Лобойко Д.І.

Матеріали дисертаційної роботи використовуються в курсі:

- «Наукові дослідження за темою кваліфікаційної роботи магістра».

На основі виконаних у дисертаційній роботі досліджень уточнені деякі положення теорії прокатки та розроблений новий метод оцінки поздовжньої сталості процесу з натягом штаби, які використовуються при викладанні зазначеної дисципліни, а також магістрами при виконанні науково-дослідних робіт.

Також матеріали дисертаційної роботи використовувались при написанні монографії з грифом МОН: «Продольная устойчивость полосы в валках с анализом контактных условий».

Декан металургійного факультету
д.т.н., професор

В. В. Перемітько

Начальник навчального відділу

Л. О. Добрик

ЛІТЕРАТУРА

1. Грудев А. П. Захватывающая способность прокатных валков / А. П. Грудев. – М. : “СП Интермет Инжиниринг”, 1998. – 283 с.
2. Пресняков А. А. К вопросу об условиях захвата металла валками при прокатке и коэффициенте внешнего трения / А. А. Пресняков // Обработка металлов давлением. – М. : Metallurgizdat. – 1952. – С. 52–68.
3. Тарновский И. Я. Деформация металла при прокатке / И. Я. Тарновский, А. А. Поздеев, В. Б. Ляшков. – М. : Metallurgizdat, 1956. – 287 с.
4. Грудев А. П. Исследование внешнего трения при прокатке свинца / А. П. Грудев, Ю. В. Зильберг // Обработка металлов давлением : Научные труды, ДМетИ. – М. : Metallurgizdat. – 1962. Вып. XLVIII. – С. 209–310.
5. Бахтинов Б. П. О максимальных углах захвата при прокатке / Б. П. Бахтинов // Сталь. – 1959. – № 5. – С. 445–446.
6. Целиков А. И. Теория прокатки / А. И. Целиков, А. И. Гришков. – М. : Metallurgiya, 1970. – 358 с.
7. Чекмарёв А. П. Теория продольной прокатки / А. П. Чекмарёв, А. А. Нефедов, В. А. Николаев. – Харьков : Изд. Харьковского университета, 1965. – 212 с.
8. Бахтинов Б. П. Калибровка прокатных валков / Б. П. Бахтинов, М. М. Штернов. – М. : Metallurgizdat, 1953. – 783 с.
9. Северденко В. П. Основы теории прокатки / В. П. Северденко. – Минск : Наука и Техника, 1969. – 244 с.
10. Шарапин Е. Ф. Элементы теории обработки металлов давлением / Е. Ф. Шарапин. – Харьков : Metallurgizdat, 1961. – 208 с.
11. Павлов И. М. Резервные силы трения и возможности увеличения обжатий при прокатке / И. М. Павлов // Сталь. – 1937. – № 6. – С. 83–89.

12. Грудев А. П. Зависимость максимальных углов захвата от толщины прокатываемых полос / А. П. Грудев, Ю. В. Зильберг // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1962. – № 1. – С. 117–120.
13. Бахтинов Б. П. Использование резервных сил трения при прокатке на блюминге / Б. П. Бахтинов // Сталь. – 1957. – № 9. – С. 805–809.
14. Гончаров Ю. В. Исследование экспериментальных методов определения коэффициента внешнего трения при прокатке / Ю. В. Гончаров, В. И. Прокофьев // Обработка металлов давлением: научные труды, ДМетИ. – М. : Металлургия. – 1965. – Вып. XLIX. – С. 238–254.
15. Прокофьев В. И. Максимальные углы захвата при установившемся процессе прокатки / В. И. Прокофьев // Обработка металлов давлением : Научные труды, ДМетИ. – М. : Металлургиздат. – 1962. – Вып. XLVIII. – С. 324–329.
16. Чекмарёв А. П. О некоторых вопросах теории прокатки / А. П. Чекмарёв // Теория прокатки : Матер. науч.-техн. конф. “Теоретические проблемы прокатного производства”. – М. : Металлургиздат. – 1962. – С. 31–56.
17. Выдрин В. Н. Динамика прокатных станов. / В. Н. Выдрин. – Свердловск : Металлургиздат, 1960. – 255 с.
18. Экспериментальное исследование максимальных углов захвата при установившемся процессе прокатки / А. П. Чекмарев, В. И. Прокофьев, В. П. Галицкий [и др.] // Обработка металлов давлением : Научные труды, ДМетИ. – М. : Металлургия. – 1967. – Вып. LII. – С. 79–88.
19. Хейн А. Я. Процесс ленточной и тонколистовой прокатки / А. Я. Хейн. – М. : Металлургиздат, 1941. – 247 с.
20. Помп А. Исследование холодной прокатки стали / А. Помп, Г. Веддиге // Металлург. – 1938. – № 7–8. – С. 144–146.

21. Павлов И. М. К вопросу об отрицательном опережении при прокатке / И. М. Павлов, В. К. Белосевич // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1961. – № 10. – С. 46–49.
22. Mizuno T. An experimental research on cold rolling. 1. Report: Estimating the mechanism of the lubrication / T. Mizuno // Japan Society of Technology of Plasticity. – 1966. – № 7. – pp. 383–389.
23. Николаев В. А. Технологические параметры прокатки с вязкими смазками / В. А. Николаев // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1995. – № 4. – С. 29–32.
24. Максименко О. П. Исследование процесса прокатки в режиме гидродинамического трения / О. П. Максименко, В. М. Самохвал // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2007. – № 2. – С. 40–43.
25. Старченко Д. И. Особенности высокоскоростной прокатки со сверхвысоким отставанием / Д. И. Старченко, В. И. Капланов, А. В. Шемякин // Обработка металлов давлением: тр. Ждановского металлургического института. – М. : Металлургия. – 1969. – Вып. XVIII. – С. 123–129.
26. Максименко О. П. Анализ прокатки в режиме жидкостного трения / О. П. Максименко, О. Е. Лейко // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: тематич. зб. наук. праць. – Краматорськ : ДДМА. – 2003. – С. 197–202.
27. Бояршинов М. И. Об отрицательном опережении при прокатке / М. И. Бояршинов, В. В. Мельцер // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1964. – № 9. – С. 106–112.
28. Целиков А. И. Теория расчета усилий в прокатных станах / А. И. Целиков. – М. : Металлургиздат, 1962. – 494 с.
29. Файнберг Ю. М. Обрывы металла при холодной прокатке и влияние опережения / Ю. М. Файнберг // Сталь. – 1941. – № 2 – С. 31–38.

30. Романюк Р. Я. Підвищення поздовжньої сталості процесу тонколистової прокатки на основі розвитку теоретичних положень щодо контактної взаємодії полоси з валками : дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук : спец. 05.03.05 „Процеси та машини обробки тиском” / Р. Я. Романюк. – Дніпропетровськ, 2012. – 132 с.
31. Клименко П. Л. Контактное напряжение при прокатке с технологической смазкой / П. Л. Клименко // Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. Т. 8. Пластична деформація металів. – Дніпропетровськ : Сучасні технології. – 2005. – С. 44–49.
32. Технология прокатного производства: учеб. для вузов / А.П. Грудев, Л.Ф. Машкин, М.И. Ханин. – М. : Металлургия. – 1994. – 656 с.
33. Зотов В.Ф. Производство проката / В.Ф. Зотов. – М. : «Интермет Инжиниринг», 2000. – 352 с.
34. Гулидов И. Н. Оборудование прокатных цехов (эксплуатация, надежность): Учеб. Пособие для студентов сред. Спец. Учеб. Заведений / И. Н. Гулидов. – М. : Интермет Инжиниринг, 2004. – 320 с.
35. Сталь на рубеже столетий. Колл. авторов. Под научной редакцией Ю.С. Карабасова. – М. : «МИСИС», 2001. – 664 с.
36. Белянский А. Д. Тонколистовая прокатка : Технология и оборудование / А. Д. Белянский, Л. А. Кузнецов, И. В. Франценюк. М. : Металлургия, 1994. – 384 с.
37. Flat-rolled steel processes : advanced technologies / editor, V. B. Ginzburg. CRC Press. – 2009. – 372 p.
38. Гарбер Э.А. Производство проката : Справочное издание. Том 1. Производство холоднокатаных полос и листов (сортамент, теория, технология, оборудование) / Э.А. Гарбер. – М. : Теплотехник, 2007. – 368 с.
39. Гарбер Э.А. Станы холодной прокатки (теория, оборудование, технология) / Э.А. Гарбер. – М. : ОАО «Черметинформация», Череповец : ГОУ ВПО ЧГУ, 2004. – 416 с.

40. Коновалов Ю.В. Справочник прокатчика. Справочное издание в 2-х книгах. Книга 2. Производство холоднокатаных листов и полос / Ю. В. Коновалов. – М. : Теплотехник, 2008. – 669 с.
41. Коновалов Ю. В., Минаев А. А. Металлургия : учебное пособие в 3 кн. Книга 2. Металловедение и основы термической обработки металлов. Теоретические основы обработки металлов давлением. Сортамент прокатной продукции. Производство заготовок, листопрокатное производство / Ю. В. Коновалов, А. А. Минаев. – Донецк : ГВУЗ «ДонНТУ», 2012. – 496 с.
42. Беняковский М. А., Масленников В. А. Автомобильная сталь и тонкий лист / М. А. Беняковский, В. А. Масленников. – Череповец : Издательский дом «Череповец», 2007. – 636 с.
43. Рудский А. И., Лунев В. А. Теория и технология прокатного производства: Учеб. пособие / А. И. Рудский, В. А. Лунев. – СПб : Наука, 2008. – 527 с.
44. Ніколаєв В. О., Мазур В. Л. Виробництво плоского прокату : підр. Для студ. Вищ. Навч. Заклад. / В. О. Ніколаєв, В. Л. Мазур. Запоріжжя : ЗДІА, 2010. – 320 с.
45. Технология прокатного производства. В 2-кн, кн. 2. Справочник / М. А. Беняковский, К. Н. Богоявленский, А. Н. Виткин и др. – М. : Металлургия, 1991. – 423 с.
46. Сафьян А. М. Компьютерная система расчета параметров и оптимизации процесса холодной полосовой прокатки. Часть 1 / А. М. Сафьян, И. Ю. Приходько // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 1995. – №3. С. 22–25.
47. Сафьян А. М. Компьютерная система расчета параметров и оптимизации процесса холодной полосовой прокатки. Часть 2 / А. М. Сафьян, И. Ю. Приходько // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 1996. – №1. С. 29–33.

48. Сафьян А. М. Компьютерная система расчета параметров и оптимизации процесса холодной полосовой прокатки. Часть 3 / А. М. Сафьян, И. Ю. Приходько // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 1996. – №2. С. 24-25.
49. Автоматизированное проектирование и реализации технологии холодной прокатки электротехнической стали / А. П. Долматов, В. Н. Скороходов, В. П. Настич, А. Е. Чеглов. – М. : Наука и технологии, 2000. – 448 с.
50. Совершенствование оборудования и технологических режимов работы реверсивных станов холодной прокатки / В. Ф. Потапкин, В. А. Федоринов, А. В. Сатонин [и др.]. // *Металлург. Спецвыпуск*. – 2004. – № 1. – С. 15- 17.
51. Сатонин А. В. Автоматизированное проектирование технологических режимов обжатий при реализации процессов прокатки // *Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні*. – Краматорськ : ДДМА. – 1999. – С. 165–167.
52. Королёв А. А. Новые исследования деформации металла при прокатке / А. А. Королёв. – М. : Металлуриздат, 1953. – 268 с.
53. Trinks W. – “Blast Furnace and Steel Plant”. – 1937. – №3. – p. 12-16.
54. Рокотян Е.С. – В кн.: *Обработка металлов давлением*. Вып. 3. М. : Металлургиздат, –1954, – С. 86–104.
55. Бровман М.Я. Влияние натяжения на усилия прокатки / М. Я. Бровман // *Известия высших учебных заведений. ЧМ*. – №2, 1980. – С. 73– 75.
56. Поляков М. Г., Селиванов И. А., Шохин В. В., Никифоров Б. А., Математическая модель очага плоской деформации при прокатке / *Сб. научных трудов. Обработка металлов давлением*. Вып 140. Магнитогорск. – 1974. С. 3–9.

57. Северденко В. П., Леус И. С. Влияние натяжения на распределение удельного давления и удельной силы трения по дуге контакта при прокатке / Пластичность и обработка металлов давлением. Наука и техника. Минск, 1964. С. 15–20.
58. Зильберг Ю. В. Некоторые спорные проблемы контактного трения при осадке и прокатке / Теория прокатки. Материалы Всесоюзной научно-технической конференции «Теоретические проблемы прокатного производства». Москва «Металлургия». 1975.
59. Василёв Я. Д. Разработка энергозберегающих режимов натяжения на непрерывных станах холодной прокатки / Я. Д. Василёв, Д. Н. Самокиш // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2013. – № 2. – С. 34–38.
60. Василёв Я. Д. Определение среднего коэффициента натяжения при холодной прокатке / Я. Д. Василёв, А. В. Дементенко, Д. Н. Самокиш // Обработка материалов давлением: сб. науч. трудов. – Краматорск : ДГМА. – 2010. – № 1 (22). – С. 154–158.
61. Робертс В. Холодная прокатка стали / В. Робертс.; пер. с англ. – М. : Металлургия, 1982. – 544 с.
62. Кузнецов Л. А. Применение УВМ для оптимизации тонколистовой прокатки / Л. А. Кузнецов. – М. : Металлургия, 1988. – 304 с.
63. Василев Я. Д. Инженерные модели и алгоритмы расчета параметров холодной прокатки / Я. Д. Василев. – М.: Металлургия, 1995. – 368 с.
64. Полухин В. П. Математическое моделирование и расчет на ЭВМ листовых прокатных станов / В. П. Полухин. – М. : Металлургия, 1972. – 512 с.
65. Василев Я. Д. Основы теории продольной холодной прокатки / Я. Д. Василев // Пластическая деформация металлов: Коллективная монография. – Днепропетровск : Акцент ПП, 2014. – С. 107–125.

66. Василев Я. Д. Теория продольной прокатки. Учебник для магистрантов ВУЗов / Я. Д. Василев, А. А. Минаев. – Донецк : УНИТЕХ, 2010. – 456 с.
67. Василев Я. Д. Моделирование влияния натяжения на мощность процесса холодной полосовой прокатки / Я. Д. Василев, Д. Н. Самокиш // Известия вузов. Черная металлургия. – 2012. – № 12. – С. 19–23.
68. Максименко О.П. Теоретический анализ влияния натяжений на энергозатраты и устойчивость процесса прокатки / О. П. Максименко, Д. И. Лобойко // Вісник «ХП». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях – Харків: НТУ «ХП». – 2013. – №42 (1015). – С. 119-125.
69. Исследование продольной устойчивости полосы при прокатке на непрерывных станах / О. П. Максименко, Д. И. Лобойко, М. Н. Штода, И. И. Штода // Сб. науч. тр. Тематичний випуск «Машини і пластична деформація металу» – Каменское : ДГТУ. – 2018. – С. 59–64.
70. Василев Я. Д. Влияние режимов натяжений и обжатий на расход энергии при холодной прокатке / Я. Д. Василев, Д. Н. Самокиш // Обработка материалов давлением. Сборник научных трудов. – Краматорск : ДГМА, 2013. – №3. – С. 154–159.
71. Исследование влияния натяжения на удельный расход энергии при холодной прокатке / Ю. А. Мухин, В. П. Настич, А. А. Угаров [и др.] // Производство проката. – 1999. – №4. – С. 12–15.
72. Кохан Л. С., Белелюбский Б. Ф., Лаптева М. И., Гузенков С. А. Влияние натяжения на силовой режим прокатки и стойкость валков прокатного оборудования / Технология металлов. – 2011. – №9. – С. 12–15.
73. Управление качеством тонколистового проката / В .Л. Мазур, А. М. Сафьян, И. Ю. Приходько, А. Н. Яценко. – К. : Техніка. – 1997. – 384 с.
74. Федоринов В.А. Математическое моделирование напряжений, деформаций и основных показателей качества при прокатке относительно широких листов и полс : монография / В. А. Федоринов, А. В. Сатонин, Э. П. Грибков. – Краматорск : ДГМА, 2010. – 243 с.

75. Мазур В. Л. Теория и технология тонколистовой прокатки (численный анализ и технические приложения) / В. Л. Мазур, А. В. Ноговицын. – Днепропетровск : РВА «Дніпро-VAL», 2010. – 500 с.
76. Mazur V. L. Theory and Technology of Sheet Rolling (Numerical Analysis and Applications) / V. L. Mazur, O. V. Nogovitsyn // CRC Press, 2019. – 479 p.
77. Сатонин А. В. Численное математическое моделирование процессов пластической деформации относительно тонкого листового металлопроката на основе силового и энергетического подходов / А. В. Сатонин, В. В. Смолякова, А. А. Иванов // Обработка материалов давлением : сборник научных трудов. – 2008. – №1(19). – С. 92-98.
78. Сатонин А. В. Численное конечно-разностное математическое моделирование напряженно-деформированного состояния металла при реализации различных технологических схем обработки давлением // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. – Краматорськ : ДДМА. – 2001. – С. 559–564.
79. Сатонин А. В. Математическое моделирование геометрических и кинематических параметров очага деформации процесса прокатки относительно тонких листов и полос // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. – Краматорськ : ДДМА. – 2000. – С. 298–302.
80. Analysis of rolling force in cold rolling mill / Li Y., Jiang Z., Li F. // Revue de Metallurgie. – CI. – 2009. – №2. – P. 69 – 73.
81. Присяжный А. Г. Обеспечение выкатываемости и плоскостности тонких холоднокатаных полос на непрерывных четырехклетевых станках : дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук : спец. 05.03.05 „Процеси та машини обробки тиском” / А. Г. Присяжный. – Дніпропетровськ, 2015. – 322 с.

82. Бельский А. А. Математическое моделирование и оптимизация процессов литья и прокатки цветных металлов / А.А. Бельский. – М.: Металлургия, 1983. – 160 с.
83. Полухин В. П. Алгоритмы расчетов основных параметров прокатных станов / В. П. Полухин и др. – М. : Металлургия, 1975. – 232 с.
84. Мазур В. Л. Рациональный метод расчета на ЭВМ параметров тонколистовой прокатки / В. Л. Мазур, А. В. Ноговицын, А. Н. Добронравов // Известия вузов. Черная металлургия. – 1977. – №2. – С. 54–59.
85. Сатонин А. В. Численная одномерная математическая модель процесса прокатки относительно тонких тонких полос композиционных листов и полос, основанная на энергетическом подходе / А. В. Сатонин // Совершенствование технологий и оборудования обработки давлением в металлургии и машиностроении. – Краматорск: ДГМА, 1998. – №4. – С. 36–41.
86. Целиков А. И. Теория продольной прокатки / А. И. Целиков, Г. С. Никитин, С. Е. Рокотян. – М. : Металлургия, 1983. – 160 с.
87. Полухин В. П. Алгоритмы расчетов основных параметров прокатных станов / В. П. Полухин и др. – М. : Металлургия, 1980. – 320 с.
88. Теория прокатки: справочник / А.И. Целиков и др. – М. : Металлургия, 1982. – 335 с.
89. Чернов П. П. Влияние режимов межклетевого натяжения на удельный расход энергии при тонколистовой холодной прокатке / П. П. Чернов, Ю. А. Мухин, К. В. Бахаев // Труды шестого конгресса прокатчиков, 2005. – С. 186–190.
90. Скороходов В. Н. Исследование влияния режимов натяжения на расход энергии при тонколистовой холодной прокатке / В. Н. Скороходов, Ю. А. Мухин, К. В. Бахаев // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2002. – С. 33–37.

91. Исследование влияния режима межклетевого натяжения на стабильность процесса и удельный расход энергии на прокатку / В. Н. Скороходов, Ю. А. Мухин, П. П. Чернов [и др.] // Производство проката. – 2000. – №6. – С. 9–12.
92. Бахаев К. В. Исследование и разработка энергосберегающей технологии тонколистовой холодной прокатки: дис. канд. техн. наук: 05.16.05 / Бахаев Константин Вячеславович. – Липецк, 2002. – 152 с. – Библиограф.: с. 139–150.
93. Зильберг Ю. В. Новые вопросы теории прокатки и осадки металла / Ю. В. Зильберг // Metallургическая и горнорудная промышленность. – 2009. – № 1. – С. 69–73.
94. Долженков Ф. Е. Уширение, опережение и вытяжка при продольной прокатке (О некоторых противоречиях современной теории прокатки) / Ф. Е. Долженков // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2003. – № 5. – С. 41–44.
95. Максименко О. П. Влияние режима трения на устойчивость прокатки при однозонном скольжении металла в валках / О. П. Максименко, Р. Я. Романюк, А. А. Никулин // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2008. – № 6. – С. 26–29.
96. Максименко О. П. Теоретический анализ захватывающей способности валков в установившемся режиме прокатки / О. П. Максименко, А. А. Никулин, Р. Я. Романюк // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2008. – № 10. – С. 32–34.
97. Максименко О. П. Исследование средней результирующей горизонтальных сил в очаге деформации / О. П. Максименко, Р. Я. Романюк // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2009. – № 10. – С. 22–24.
98. Максименко О. П. Оценка устойчивости процесса прокатки по эпюрам контактных напряжений / О. П. Максименко, Р. Я. Романюк // Metallургическая и горнорудная промышленность. – 2010. – № 2. – С. 110–114.

99. Максименко О. П. Уточнение условий продольной устойчивости процесса прокатки / О. П. Максименко, Р. Я. Романюк // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2011. – № 1. – С. 41–43.
100. Максименко О. П. Равновесие металла в валках с учетом внутренних сил / О. П. Максименко, Р. Я. Романюк // *Обработка материалов давлением : сб. науч. трудов*. – Краматорск : ДГМА. – 2010. – № 2 (23). – С. 163–167.
101. Максименко О. П. Анализ равновесия сил в очаге деформации при простом процессе прокатки / О. П. Максименко, Р. Я. Романюк // *Вісник Національного технічного університету України “Київський політехнічний інститут”*. Серія машинобудування. – К. : НТУУ “КПІ”. – 2010. – № 59. – С. 161–164.
102. Underwood L. R. *The Rolling of Metals: Theory and Experiment, Volume 1*, John Wiley and Sons Inc., New York, 1950, pp. 203–241.
103. Ginzburg V. B. Basic Principles of Customized Computer Models for Cold and Hot Strip Mills // *Iron and Steel Engineer*, Sept. 1985, pp. 21-35.
104. El-Waziri A.H. An Up-to-Date Examination of Rolling Theory, AISE Yearly Proceedings, 1963, pp. 753-760.
105. Von Karman T.H. On the Theory of Rolling // *Journal for Applied Mathematics and Mechanics (German)*, Vol. 5, 1925, pp. 139-141.
106. Ekelund S. Analysis of Factors Influencing Rolling Pressure and Power Consumption in the Hot Rolling of Steel // *Steel*, Vol. 93, Aug. 21, 1933, pp. 27-29.
107. Siebel E. Resistance and Deformation and the Flow Material During Rolling // *Stahl und Eisen*, Vol. 50, 1930, p. 1769.
108. Nadai A. The Forces Required for Rolling Steel Strip Under Tension // *Journal of Applied Mechanics*, June 1939, pp. A54-A62.
109. Orowan E., Pascoe K.J. A Simple Method of Calculating Roll Pressure and Power Consumption in Flat Hot Rolling // *Iron and Steel Institute (London)*, No. 34, 1946, pp. 124-126.

110. Sims R.B. The Calculation of Roll Force and Torque in Hot Rolling // Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, No. 168, 1954, pp. 191–200.
111. Alexander J.M. A Slip Line Field for the Hot Rolling Process // Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Vol. 169, 1955, pp. 1021-1030.
112. Tselikov A.I. Present State of Theory of Metal Pressure upon Rolls in Longitudinal Rolling // Stahl, Vol. 18 No. 5, May 1958, pp. 434–441.
113. Ginzburg V. B., Ballas R. Flat rolling fundamentals / V. B. Ginzburg, R. Ballas // CRC Press, 2000. – 1536 p.
114. Максименко О. П., Лобойко Д. И., Измайлова М. К. Продольная устойчивость в валках с анализом контактных условий : монография / О. П.Максименко, Д. И.Лобойко, М. К. Измайлова. – Днепропетровск : ДДТУ, 2016. – 212 с.
115. Максименко О. П. Анализ силового взаимодействия в очаге деформации при прокатке / О. П. Максименко, Д. И. Лобойко, Р. Я. Романюк // Metallургическая и горнорудная промышленность. – 2013. – № 6. – С. 47–49.
116. Карман Т. Сообщение по теории процесса прокатки. Реф. Галляя Я. С. в книге “Материалы по теории прокатки”. Ч. II / Т. Карман. – М. : Металлургиздат. – 1934. – С. 142.
117. Берёзкин Е. Н. Курс теоретической механики / Е. Н. Берёзкин. – М. : МГУ, 1974. – 647 с.
118. Hollenberg. Bemerkungen zu den Vorgängen beim Walzen von Eisen / Hollenberg // Stahl und Eisen. – 1883. – № 2. – p. 125.
119. Чекмарев А. П. Курс прокатки / А. П. Чекмарев, А. Ф. Самарин, П. Т. Емельяненко, К. И. Бурцев. – Харьков : ОНТИ, 1936. – 371 с.
120. Метц Н. Горячая прокатка и калибровка валков / Н. Метц. – М. : Металлургиздат, 1937. – 332 с.
121. Грум-Гржимайло В. Е. Прокатка и калибровка / В. Е. Грум-Гржимайло. – Л. : “Кубуч”, 1933. – 127 с.

122. Васильов Я. Д. Теорія поздовжньої прокатки / Я. Д. Васильов, О. А. Мінаєв. – Донецьк : УНІТЕХ, 2009. – 488 с.
123. Максименко О. П. Спосіб прокатування плоских виробів / О. П. Максименко, В. М. Самохвал, М. Є. Нехаєв, Д. І. Лобойко // Патент 89747. Бюлетень про видачу патентів, 2014. – № 8.
124. Максименко О. П. Методика оценки продольной устойчивости процесса прокатки / О. П. Максименко, Р. Я. Романюк // Вестник Национального технического университета “Харьковский политехнический институт”. – Харьков : НТУ “ХПИ” – 2009. – № 33. – С. 84–90.
125. Виноградов А. П. Расход энергии при прокатке и мощность двигателей при станах / А. П. Виноградов. Металлург. 1935. № 2 – С. 34–38.
126. Павлов И. М. Теория прокатки / И. М. Павлов. М: Metallurgizdat, 1950. 610 с.
127. Выдрин В. Н. Динамика прокатных станов / В.Н.Выдрин. – Свердловск : Metallurgizdat, 1960. – 255 с.
128. Зильберг Ю. В. Методы расчета напряжения трения при пластической деформации / Ю. В. Зильберг // Теория и практика металлургии. – 2002. – № 4(30). – С. 31–39.
129. Леванов А. Н. Контактное трение в процессах обработки металлов давлением / А. Н. Леванов, В. Л. Колмогоров, С. П. Буркин и др. – М. : Металлургия, 1976. – 416 с.
130. Семенюта А. Я. Определение удельных давлений при прокатке широких полос средней толщины / А. Я. Семенюта // Обработка металлов давлением : Научные труды, ДМетИ. – М. : Металлургия. – 1967. – Т. 52. – С. 118–123.
131. Василёв Я. Д. Модель напряжения трения при тонколистовой прокатке / Я. Д. Василёв, А. В. Дементиенко // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2002. – № 1. – С. 29–33.

132. Шевченко К. Н. Закон трения при прокатке и другие замечания. // Теория прокатки : Матер. науч.-техн. конф. “Теоретические проблемы прокатного производства”. – М. : Металлуриздат, 1962. – С. 459–461.
133. Грудев А. П. Внешнее трение при прокатке / А. П. Грудев. – М. : Металлургия, 1973. – 288 с.
134. Василёв Я. Д. Разработка энергосберегающих режимов натяжений на непрерывных станах холодной прокатки / Я. Д. Василёв, Д. Н. Самокиш // Metallургическая и горнорудная промышленность. – 2013. – № 2. – С. 34–38.
135. Коноводов Д. В. Розвиток методу розрахунку контактних напружень з урахуванням кінематики осередку деформації для удосконалення режимів обтисків при холодній прокатці: дис. на здобуття наук. ступеня канд. тех. наук : спец. 05.03.05 “Процеси та машини обробки тиском” / Д. В. Коноводов. Дніпропетровськ, – 2007. – 180 с.
136. Золотаревский В.С. Механические испытания и свойства металлов / В.С. Золотаревский. – М. : – Металлургия, 1974, 304 с.
137. Грудев А. П. Теория прокатки / А. П. Грудев. – М. : Металлургия, 1988. – 240 с.
138. Арзамасов Б.Н., Макарова В.И., Мухин Г.Г. и др. Материаловедение: Учебник для вузов / Под общ. ред. Б.Н. Арзамасова, Г.Г. Мухина. 5-е изд., стереотип. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2003. – 648 с.
139. Максименко О. П. Продольная устойчивость процесса прокатки с натяжением полосы при двухзвенной модели трения в очаге деформации / О. П. Максименко, М. К. Измайлова, Д. И. Лобойко // Metallургическая и горнорудная промышленность. – 2015. – № 4. – С. 73–76.
140. Василёв Я. Д. Определение условий ведения процесса холодной прокатки тонких полос с минимальной силой / Я. Д. Василёв, С. И. Потоповский // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1988. – № 9. – С. 68–71.

141. Василёв Я. Д. Исследование особенностей измерения силы при холодной прокатке тонких полос / Я. Д. Василёв, С. И. Потаповский // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1988. – № 7. – С. 63–67.
142. Valberg H. Applied Metal Forming / H. Valberg. – New York. : – Cambridge University Press, 2010, 465 p.
143. Прокатные станы. Справочник в 3-х томах. Т. 3. Листопрокатные станы и профилегибочные агрегаты / В. Г. Антипин, Д. К. Нестеров, В. Г. Князев и др. – М. : Металлургия, 1992. – 428 с.
144. Уточнение методики расчета энергосиловых параметров при холодной полосовой прокатке с большим градиентом удельных натяжений / Я.Д. Василев, Д.В. Коноводов, А.В. Дементиенко, Д.Н. Самокиш, М.И. Завгородний // Обработка материалов давлением. Сборник научных трудов. – Краматорск: ДГМА, 2010. – №2 (23). – С. 67–71.
145. Технологическая инструкция для стана 1700 ПАО Металлургический комбинат им. Ильича.