

**МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
ЗАПОРІЗЬКА ДЕРЖАВНА ІНЖЕНЕРНА АКАДЕМІЯ**

БЄЛУХОВ ОЛЕКСАНДР ОЛЕКСАНДРОВИЧ

**АНАЛІЗ МЕТОДІВ РОЗРАХУНКУ СИЛИ
ПРИ ХОЛОДНОМУ ПРОКАТУВАННІ ШТАБ**

Спеціальність 05040104 – обробка металів тиском

Автореферат

Магістерського проекту на здобуття освітньо-кваліфікаційного рівня “Магістр”

Запоріжжя - 2016

Робота виконана в Запорізькій державній інженерній академії Міністерства освіти і науки України, м. Запоріжжя.

Науковий консультант: Доктор технічних наук, професор
НІКОЛАЄВ ВІКТОР ОЛЕКСАНДРОВИЧ,
Запорізька державна інженерна академія,
завідувач кафедри обробки металів тиском
факультету Металургії

Захист магістерської роботи відбувся «13» січня 2016 р. о «13⁰⁰» годині на захисті дипломних проектів в ВНЗ «Запорізька державна інженерна академія» МОН України за адресою: 69006, м. Запоріжжя, пр. Леніна, 226, ауд. л222.

В.о. вченого секретаря

Державної атестаційної комісії

Мамонтов Г.Т.

ЗАГАЛЬНА ХАРАКТЕРИСТИКА РОБОТИ

Актуальність теми. Темою досліджень є аналіз інженерних методів розрахунку енергосилових параметрів прокатки. Сила і середнє нормальне контактне напруження є основними силовими параметрами прокатки. Це означає, що саме від цих параметрів залежить вартість кінцевої продукції металообробки і вибір необхідного обладнання. У зв'язку з цим виникає необхідність попереднього розрахунку силових параметрів при створенні нового виробництва, проектуванні обладнання та проведення експериментів.

Цілі і задачі роботи:

- Проаналізувати диференційне рівняння прокатки;
- Дати аналіз впливу різних факторів на силу прокатки;
- Проаналізувати Метод розрахунку середніх нормальних контактних напружень Я.Д. Васильова при холодному прокатуванні штаб;
- Розрахувати силу прокатування за інженерним методом В.А Ніколаєва.

Наукова новизна одержаних результатів. Наукова цінність інженерних методів розрахунку енергосилових параметрів полягає в можливості отримання так званих «ідеальних» результатів експерименту, отримання яких найчастіше емпіричним шляхом неможливо. Очевидно, що найкращим методом з точки зору результату буде найточніший метод. Проте також слід враховувати наявність вихідних даних для розрахунку.

Структура і загальний обсяг магістерської роботи. Магістерська робота складається зі вступу, восьми розділів, висновків, списку використаних джерел, загальний обсяг магістерської роботи – 97 сторінок основного тексту, магістерська робота містить 10 таблиць, 12 рисунка. Список використаних джерел налічує 52 найменування.

ОСНОВНИЙ ЗМІСТ РОБОТИ

У першому розділі дипломної роботи надано аналіз диференційного рівняння прокатки. У загальному виді сила прокатування це сума контактних нормальних напружень металу на валки в осередку деформації. Величина сили залежить, в

основному, від межі текучості матеріалу, впливу коефіцієнту тертя, а також геометричних розмірів осередку деформації.

Виведення більшості теоретичних формул для розрахунку сили прокатки засноване на рішенні диференціального рівняння Т. Кармана.

Відомо, що напруження текучості, відносне обтиснення і дотичні напруження тертя τ змінюються по довжині дуги контакту. Так, величина відносного обтиснення по довжині дуги контакту зростає від $\varepsilon_x = 0$ в площині входу до $\varepsilon_x > 0$ (10.. 50% і більше) в площині виходу штаби з валків.

Швидкість висотної деформації штаби знижується з $u_x > 0$ в площині входу до $u_x = 0$ – в площині виходу. Ці залежності мають нелінійний характер. Зазначені зміни параметрів обумовлюють також зміну поздовжніх підпираючих напружень σ_a і, отже, нерівномірність розподілення нормальних контактних напружень p_x по дузі контакту. Логічно припустити, що в площинах входу і виходу штаби з валків, де деформація відсутня, поздовжні напруження σ_a дорівнюють нулю (при відсутності натягу кінців штаби), а контактні нормальні напруження дорівнюють напруженню текучості металу (опір металу деформації). Від обох площин осередку деформації підпираючі напруження і нормальні контактні напруження зростають, досягаючи максимальних значень в деякому перетині p_x всередині осередку деформації (поблизу нейтрального перетину).

Встановивши характер зміни по дузі контакту дотичних напружень тертя, товщини штаби і величину обтиснення, можна одержати рівняння для кількісного визначення нормальних контактних напружень в осередку деформації. Ця задача була вирішена Т. Карманом, який отримав диференціальне рівняння прокатки. Це рівняння пов'язує геометричні параметри осередку деформації (крім ширини штаби) з фізичними характеристиками процесу прокатки: контактними дотичними напруженнями тертя τ , нормальними напруженнями p і напруженням текучості металу σ_T (опором металу деформації). Рівняння стало основою для створення сучасної теорії прокатки для двозонного осередку деформації, тобто при існуванні тільки зон випередження і відставання (без зони прилипання). Диференціальне рівняння прокатки дає можливість встановити інтенсивність зміни нормальних

контактних напружень в залежності від зміни геометричних параметрів і напружень тертя по довжині дуги контакту.

При виведенні диференціального рівняння прийняті наступні допущення ($l_d / h_{cp} > 1$):

- деформація будь-якого перетину по висоті рівномірна (гіпотеза плоских перетинів І.М. Павлова);
- напруження текучості металу не змінюється по довжині осередку деформації;
- в осередку деформації є тільки зони ковзання (зони відставання та випередження);
- дуга контакту замінена хордою;
- розширення і позаконтактна деформація штаби відсутні.

При наявності зовнішніх сил P і T в обсязі деформованого металу виникають врівноважуючі їх сили від внутрішніх напружень. Розглянемо дію напружень на елемент $abcd$ з нескінченно малою довжиною dx і шириною $B = 1$ (нехтуємо розширенням).

Проблеми розрахунку сили P виникають у зв'язку з необхідністю точного розрахунку СНКН (p_{cp}) і довжини дуги l_d , значення яких повинні відображати реальні умови деформації металу при прокатуванні штаби. Відповідно до приближеної формули теорії пластичності $p_{cp} = \sigma_1$, де σ_1 – головне максимальне нормальне напруження. При цьому:

$$\begin{aligned} p_{cp} &= \lambda \sigma_T + \sigma_3; \quad \sigma_\phi = \lambda \sigma_T; \\ n_\sigma &= p_{cp} / \sigma_\phi = 1 + \sigma_3 / \sigma_\phi, \end{aligned} \quad (1)$$

де λ – коефіцієнт Лоде;

σ_T – напруження течії металу за даних умов деформації;

σ_3 – продольне підпираюче напруження в осередку деформації, значення якого обумовлене параметрами контактного тертя: довжиною дуги контакту, коефіцієнтом тертя і висотними розмірами осередку деформації (при $B_{cp} = 1$);

σ_ϕ – опір металу деформації;

n_σ – коефіцієнт напруженого стану.

З умови виходить, що точні значення СНКН можуть бути забезпечені тоді, коли величини коефіцієнта $n_3 = \sigma_3 / \lambda \sigma_T$ будуть відповідати фактичним параметрам деформації металу. Однак отримання абсолютно точних значень коефіцієнта n_3 гарантувати неможна, оскільки при вирішенні завдань для теоретичного визначення СНКН приймають ті чи інші допущення. Існують різні методи розрахунку СНКН:

- на основі диференціального рівняння Кармана;
- з використанням рівняння рівності потужностей зовнішніх і внутрішніх сил;
- метод кінцевих різниць.

Перші два методи дозволяють отримати залежності для визначення СНКН, а третій метод корисний, головним чином, для визначення СНКН при зміні нормальних контактних напружень по дузі контакту при різкій зміні механічних властивостей і геометрії металу, наприклад, на ділянці зварного шва при холодній прокатці штаб. Для отримання залежностей для розрахунку СНКН в серійних умовах прокатки частіше застосовують перший метод, вперше розроблений А.І. Целіковим.

При вирішенні диференціального рівняння Кармана та отриманні залежностей для СНКН А.І. Целіков приймає такі припущення:

- деформація будь-якого перетину по висоті рівномірна (гіпотеза плоских перетинів І. М. Павлова);
- напруження текучості металу не змінюється по довжині осередку деформації;
- в осередку деформації є тільки зони ковзання (зони відставання та випередження);
- коефіцієнт тертя постійний по дузі контакту;
- дуга контакту замінена хордою;
- розширення штаби відсутнє ($B = 1$);
- позаконтактна деформація штаби відсутня.

Існують обов'язкові умови визначення необхідних параметрів при оцінці точності отриманих теоретичних формул для розрахунку СНКН, недотримання яких навряд чи може забезпечити достовірні результати оцінки. Наприклад, коефіцієнт

тертя визначають за формулами, отриманими в лабораторних експериментах, або приймають необґрунтовані приблизні величини, при цьому стверджуючи, що коефіцієнт тертя не залежить від швидкості прокатки. Для розрахунку показника тертя також застосовують формули, що враховують лише вплив геометричних параметрів, але не відображають вплив температури і швидкості прокатки, шорсткості валків і т.д..

Оцінка будь-якої теоретичної формули для розрахунку СНКН може бути виконана тільки по тим експериментальним даним СНКН, які отримані в умовах такого експерименту, де одночасно знайдена сила прокатки (за допомогою месдоз), напруження течії металу, коефіцієнт тертя і довжина дуги контакту з урахуванням пружних деформацій валків і штаби, тобто повинні бути отримані реальні значення СНКН при розрахунку за формулою. Але при оцінці переваг теоретичної формули необхідно використовувати також експериментальні (дійсні) величини параметрів $f_{\text{п}}, f, \sigma_{\text{т}}, l_d$, отримані в даному досвіді (перший метод).

Відомий також метод експериментального визначення коефіцієнта напруженого стану металу в осередку деформації (третій метод) на підставі експериментальних даних випередження (куту критичного перетину) при одночасному експериментальному визначенні довжини дуги контакту з урахуванням пружних деформацій валків і штаб.

У другому розділі надано структуру і аналіз інженерних методів розрахунку середніх нормальних контактних напружень при холодному прокатуванні.

Підвищення вимог до показників якості холоднокатаних штаб і жерсті, а також збільшення собівартості продукції зумовили актуальність подальшого розвитку теоретичних методів розрахунку середніх значень нормальних контактних напружень. Вирішення цього завдання в останні роки здійснюється шляхом уточнення зазначених методів розрахунку за рахунок більш повного врахування впливу на напружений стан металу таких факторів, як інерційні сили, температурно-швидкісні умови прокатки, а також пружні деформації робочих валків і штаби, що прокатується.

Можна умовно розділити всі відомі методи розрахунку середніх значень нормальних контактних напружень при холодній прокатці штаб і жерсті на три групи. До першої групи належать методи розрахунку, засновані на чисельному рішенні диференціальних рівнянь статичного чи статико-динамічної рівноваги і характеризуються максимальною точністю. Але через складність ці методи мають низьку обчислювальну швидкодію. Зазначеного недоліку позбавлені емпіричні (статистичні) методи розрахунку, що базуються на використанні теорії планованого експерименту. Вони відносяться до другої групи і володіють значно меншою точністю. Методи розрахунку третьої групи (інженерні) припускають аналітичне рішення диференціальних рівнянь при певних припущеннях, характеризуються дещо меншою точністю, у порівнянні з методами першої групи, але більш компактні, прості у використанні. Вони не втратили актуальність і тому їх використання найбільш доцільно. Серед інженерних методів розрахунку найбільший інтерес представляють методи В. І. Капланова, Я. Д. Васильова, Е. А. Гарбера і В.О. Ніколаєва.

Особливістю методу розрахунку В. І. Капланова є можливість врахування впливу на середні значення нормальних контактних напружень $p_{срc}$ інерційних сил, що діють в осередку деформації при високих швидкостях прокатки. Для визначення величини $p_{ср}$ використовується алгоритмічна послідовність виду:

$$x_{1B} = 8 p_{срc} R (1 - v_B^2) / \pi E_B, l_c = x_{1B} + \sqrt{R \Delta h + x_{1B}^2}; \quad (2)$$

$$\sigma_{фср} = k_{тср} (\sigma_{тисх} + \beta^{k^*} m^* ((\ln \lambda_{\Sigma})^{k^* + 1} - (\ln \lambda_{пр})^{k^* + 1}) / \ln \lambda (k^* + 1)); \quad (3)$$

$$h_n^* / h_1 = 2 - \sqrt{1 - (1/\delta) \left[\ln \lambda (\delta - 1) (\rho_n V_1^2 / 2 \beta \sigma_{фср}) (1 - 1/\lambda^2) - (q_0 - q_1) / \beta \sigma_{фср} \right]}; \quad (4)$$

$$p_{срc} = \left\{ \beta \sigma_{фср} / (\lambda - 1) \right\} \left\{ \delta (\lambda + 1) - (h_n^* / h_1) \left[\ln \lambda^{\delta - 1} + 2 \delta \left(1 - \ln \frac{h_n^*}{h_1} \right) - (q_0 - q_1) / \beta \sigma_{фср} - (\lambda q_0 - q_1) / \beta \sigma_{фср} - \left[\rho_n (\lambda - 1) (h_n^* / h_1)^2 (V_1 h_1 / h_n^*)^2 / 2 \beta \sigma_{фср} \lambda \right] \left[2 - (h_n^* / h_1) (\lambda + 1) / \lambda \right] \right\}; \quad (5)$$

де x_{1B} – приріст довжини l_c осередку деформації за з'єднуючою центри робочих валків лінією, що не враховує пружну деформацію штаби;

R – радіус робочих валків;

ν_B, E_B – відповідно коефіцієнт Пуассона і модуль пружності матеріалу робочих валків;

$\Delta h = h_0 - h_1$ – абсолютне обтиснення штаби у пропуску (h_0, h_1 – відповідно товщина штаби до і після пропуску);

$\sigma_{фсп}$ – середнє значення напруження текучості матеріалу штаби;

$K_{тиср}$ – коефіцієнт, що враховує вплив середніх значень температури і швидкості деформації;

$\sigma_{тисх}$ – вихідний межа плинності матеріалу штаби;

β – коефіцієнт Лоде;

m^*, k^* – емпіричні коефіцієнти, залежні від хімічного складу матеріалу штаби;

$\lambda\Sigma = H_0 / h_0, \lambda_{пр} = h_0 / h_1$ – відповідно сумарний і попередній коефіцієнти обтиснення (H_0 – товщина гарячекатаного підкату);

h_n^* – товщина штаби в нейтральному перетині вогнища деформацій, що враховує пружну деформацію робочих валків;

r_n – показник щільності матеріалу штаби;

V_1 – швидкість прокатки;

q_0, q_1 – відповідно напруження сил заднього і переднього натягнення штаби.

У наведених методах розрахунку врахована тільки пружна деформація робочих валків, її кількісна оцінка заснована на контактній задачі Герца. Для обліку впливу температури і швидкості прокатки на середнє значення напруження плинності штаби використана методика Грудева-Сігалова, що є емпіричною і характеризується вузькою областю застосування. Виведення рівнянь виконане при заміні контактної поверхні робочих валків хордою і з допущенням про те, що умова пластичності виконується по всій довжині осередку деформації і дотичні контактні напруження підкоряються закону тертя Зібеля. Зазначені недоліки істотно знижують точність методу розрахунку В. І. Капланова, особливо стосовно до умов прокатки жерсті.

У третьому розділі надано аналіз впливу різних факторів на силу прокатки. Товщина штаби значно впливає на контактне напруження. Чим тонше штаба, тим сильніше

вплив зовнішнього тертя на поздовжнє напруження ϵ , відповідно, на контактний напруження. Зі збільшенням товщини штаби поздовжнє напруження зменшується і при прокатці високих штаб виявляється настільки малим, що практично не впливає на СНКН.

Вплив кута контакту на нормальну напруження досить складне, так як величина поздовжніх стискаючих напружень σ_3 в загальному випадку визначається співвідношенням горизонтальних складових дотичних напружень тертя і нормального напруження. У зоні випередження горизонтальні складові зазначених напружень діють в одному напрямку і обумовлюють наявність стискаючих напружень. У зоні відставання горизонтальні складові напруження тертя створюють напруження стискання, а горизонтальні складові нормального напруження, спрямовані проти ходу прокатки, зменшують ці напруження.

У перший період збільшення кута контакту до деякого значення нормальний тиск зростає в результаті збільшення сил тертя по дузі контакту, а відповідно, і поздовжніх підпираючих напружень σ_3 .

При порівняно невеликих кутах контакту складові нормального напруження незначні і практично не роблять помітного впливу на напружений стан. Зі збільшенням кута контакту або кута нахилу деформуючого клина, горизонтальна складова рівнодіючої нормальних напружень збільшується інтенсивніше, ніж горизонтальна складова рівнодіючих сил тертя, що призводить до появи внутрішніх поздовжніх розтягуючих напружень і до зниження середнього нормального напруження. Вплив кута контакту мінімальний при прокатці товстих штаб ($R / h = 1$) і максимально при прокатці тонких штаб ($R / h = 50$). При прокатці з $R / h = 1$ коефіцієнт напруженого стану $n_\sigma = p_{cp} / \sigma_\phi < 1$. Це свідчить про те, що в осередку деформації від дії горизонтальних складових сили прокатки виникають поздовжні розтягуючі напруження і середні нормальні контактні напруження проявляють менший опір металу деформації. Тобто вплив контактних дотичних напруження тертя в цих умовах прокатки зведено до мінімуму.

У четвертому розділі надано метод розрахунку середніх нормальних контактних напружень Я.Д. Васильова при холодному прокатуванні штаб.

Васильовим Я. Д. запропоновано рішення для визначення нормальних напружень з використанням нової моделі напруження тертя, на базі якого розроблена інженерна методика для розрахунку величини нормального середнього напруження при холодній прокатці. Ця модель середніх нормальних напружень забезпечує отримання розрахункових даних з точністю до 5 - 19%.

Процес холодної прокатки здійснюється в результаті пружно-пластичної взаємодії штаби з валком. Тому осередок деформації, а отже і епюра нормальних контактних напружень при холодній прокатці, складається з трьох ділянок: пружного стиснення протяжністю $x_{оп}$, пластичної деформації протяжністю l_b і пружного відновлення штаби $X_{1п}$. У зв'язку з цим для визначення середньої величини нормальних контактних напружень при холодній прокатці p слід користуватися моделлю:

$$p_{ср} = 0,5 \left(p_0 \frac{x_{оп}}{l_c} + p_1 \frac{x_{1п}}{l_c} \right) + p_{срв} \frac{l_c}{l_c}, \quad (6)$$

де p_0, p_1 – нормальні напруження на кордоні пружно-пластичного контакту штаби, відповідно, в зонах відставання та випередження;

l_c – довжина осередку деформації, підрахована з урахуванням впливу пружних деформацій валків і штаби ($l_c = x_{оп} + l_b + x_{1п}$);

$p_{срв}$ середня величина нормального напруження на ділянці пластичного контакту штаби з валком.

Точність розрахунку $p_{ср}$ по моделі (6) залежить виключно від точності визначення $p_{срв}$. Для визначення $p_{срв}$ запропоновано декілька десятків рішень, переважаюча більшість яких було отримано при описі розподілу напружень тертя τ_x на контактні штаби з валком умовою:

$$\tau_x = f p_x, \quad (7)$$

де f, p_x – відповідно, коефіцієнт тертя і поточне значення контактного нормального напруження.

У роботах визначено що застосування умови (7) для опису напружень тертя при прокатці, у тому числі холодній, є необґрунтованим і помилковим. З цієї причини більшість формул для визначення $p_{ср}$ не забезпечують необхідної точності

прогнозування даного параметра при холодному прокатуванні. Для розширення діапазону працездатності цих моделей і забезпечення прийнятної відповідності розрахункових і вимірних даних багато дослідників застосовують дуже низькі значення коефіцієнта тертя, можливість існування яких не підтверджена результатами прямих експериментів.

У п'ятому розділі надано уточнення моделі напружень тертя при прокатуванні. Як показують результати теоретичних і експериментальних досліджень рівень і характер розподілу напружень тертя при прокатуванні дуже впливає на енергосилові параметри процесу, причому зі зменшенням товщини прокатуваної штаби цей вплив зростає. Разом з тим коректна модель для розрахунку напружень контактного тертя при прокатуванні поки не створена. Відсутність такої моделі знижує точність і обмежує діапазон працездатності математичних моделей процесу прокатки.

У шостому розділі надано розрахунок сили прокатування за інженерним методом В.А. Ніколаєва. Розрахунок параметра P при холодному прокатуванні штаб ускладнюється наявністю пружного деформування валків і штаби і розігрівом штаби під час прокатування до $100...250^{\circ}\text{C}$. Останнє відповідним чином впливає на коефіцієнт тертя і межу текучості металу, а, відповідно, на середнє нормальне контактне напруження та інші енергосилові параметри. Так. За даними при підвищенні температури початку прокатування штаб з 20°C до $200...250^{\circ}\text{C}$ середнє напруження знижується на 15-20% (сталі марки 08кп). Аналогічні результати отримані також в роботах. Встановлено, що зниження СНКН у вказаному діапазоні температур початку прокатування відбувається головним чином внаслідок зниження межі текучості металу. Певну роль у зміні СНКН із збільшенням температури відіграє і коефіцієнт тертя. Разом з тим, збільшення швидкості деформації за рахунок збільшення ступеня деформації або швидкості прокатування сприяє зміні коефіцієнта тертя і, відповідно, середнього напруження. Таким чином, при холодному прокатуванні штаб зміна напруження із збільшенням швидкості прокатування, разом з цим, і температури металу відбувається в результаті сукупного впливу межі текучості металу і коефіцієнта тертя. Ступінь впливу вказаних факторів на середній тиск можна вирахувати на основі експериментальних даних.

Для визначення оптимального методу виконаємо розрахунок для трьох станів. У якості вихідних використаємо дані роботи. У цій роботі були виконані розрахунки за методами В.І. Капланова, Я.Д. Васильова, Е.О. Гарбера.

Таблиця 1 – Прокатка жерсті 0,78x1265 мм з підкату 2,5x1265 мм на чотирьох клітьовому стані 1700

№ кліті	Вихідні дані							Результати розрахунку за методами								
	h ₀ , мм	ε	σ _п , Н/мм ²	σ _з , Н/мм ²	V ₁ , мм	f	P _{екс} , МН	В.І. Капланова			Я.Д. Васильова			Е.О. Гарбера		
								ρ _{ср} , Н/мм ²	P _с , МН	Δ, %	ρ _{ср} , Н/мм ²	P _с , МН	Δ, %	ρ _{ср} , Н/мм ²	P _с , МН	Δ, %
1	2,5	0,265	45	179	7,16	0,081	8,43	448	8,0	-5,5	499	9,44	11,3	378	7,2	-16,5
2	1,84	0,304	179	151	10,29	0,053	9,26	552	9,3	0,86	555	9,45	2,0	454	8,3	-10,8
3	1,28	0,266	151	204	14,02	0,052	8,54	729	10,5	20,2	599	9,32	8,7	555	8,9	3,8
4	0,94	0,17	204	45	16,9	0,065	8,54	920	10,7	22,5	621	7,8	-9,1	702	9,8	13,7

Таблиця 2 – Розрахункові параметри прокатки

№ кліті	f	σ _т , Н/мм ²	σ _ф , Н/мм ²	ρ _{ср} , Н/мм ²
1	0,078	534	505,7	423
2	0,05	649	672,3	501
3	0,043	669	729,7	477
4	0,07	676	745,9	581

Таблиця 3 – Сила прокатки в клітях 1 - 4

№ кліті	P _{експ.} , МН	P по В.А Ніколаєву, МН	P по В.І. Капланову, МН	P по Я.Д. Васильову, МН	P по ф. Е.О. Гарберу, МН
1	8,43	8,78	8	9,44	7,2
2	9,26	10,01	9,3	9,45	8,3
3	8,54	8,5	10,5	9,32	8,9
4	8,54	8,9	10,7	7,8	9,8

У таблицях (1-3) представлені результати розрахунку величини $p_{\text{срс}}$ і сили прокатки P_c при однакових вихідних даних. Аналіз результатів показав, що метод Я. Д. Васильова має досить високу точність розрахунку величини P_c (ступінь невідповідності експериментальними даними менше 12%). Точність сили прокатки за методом В.І. Капланова істотно нижче: величина P_c в останніх двох клітках шестиклітьового стана в декілька раз вище експериментальних значень. Максимальна невідповідність розрахункових і експериментальних даних, отримана при використанні методу Е.О. Гарбера, нижче показника отриманого методом В. І. Капланова. Слід відмітити, що недостатню достовірність розрахунку сили прокатки за методом Е. А. Гарбера, отриману в ряді випадків, вірогідно, можна пояснити необхідністю уточнення значень коефіцієнта тертя. Метод В.О Ніколаєва дав досить точні результати (похибка менше 18%). Слід також врахувати, що коефіцієнт тертя визначався за теоретичним формулами, а не за вихідними експериментальними даними, як у методі з Я.Д. Васильова, що в реальному процесі прокатки не представляється можливим. Також перевагою розрахунку В.О Ніколаєва є можливість обліку і теоретичного визначення напруги течії, на відміну від Я.Д. Васильова, який визначив напруження плинності на розривної машині, що, природно, дало більш точні результати.

Відмінний результат метод В.О. Ніколаєва показує особливо при малих ступенях обтиску і досить точний при великих сумарних обтисненнях, що в аналогічних розрахунках за методами Е.О. Гарбера і В.І. Капланова безумовно є слабким місцем. Очевидним достоїнством методу В.О Ніколаєва в порівнянні з методами вчених, представлених вище, є простота і послідовність теоретичний формул при високому рівні точності, що так само зменшує час розрахунку і ймовірність помилки.

У розділі сім проаналізовані економічні аспекти проблеми. Сила і середнє нормальне контактне напруження є основними економічними параметрами прокатки, адже саме від них залежить вартість кінцевої продукції прокатування і вибір необхідного обладнання.

Це, перш за все, пов'язане з витратами на електроенергію та зі швидкістю зношування обладнання.

Найчастіше здійснити практичний експеримент по вимірюванню силових параметрів для конкретного випадку прокатки занадто дорого. Зважаючи на це необхідно визначити його результати з дуже високим ступенем точності заздалегідь.

Також необхідність точного інженерного розрахунку сили і середнього нормального контактного напруження обумовлена ймовірністю поломки устаткування внаслідок перевищення максимально допустимих навантажень на кліті, двигуна, шийки валків і т.д., що спричинить за собою неприпустимі витрати.

Значна економічна цінність інженерних методів розрахунку полягає в можливості попереднього розрахування результатів експерименту, отримання яких емпіричним шляхом потребуватиме колосальних затрат. Це має велике значення при модернізації обладнання або технології прокатування.

Отже, у зв'язку з високою вартістю прокатного обладнання та з метою недопущення коштовних ремонтів через поломки, пов'язані з перевищенням сили прокатування, вибір методу розрахунку сили прокатування може мати дуже вагомий економічний ефект.

У восьмому розділі “Охорона праці та техногенна безпека” дана характеристика потенційно небезпечних та шкідливих виробничих факторів. Розроблені заходи з поліпшення умов праці, виробнича санітарія, заходи з електробезпеки, заходи з пожежної та техногенної безпеки та проведено розрахунок потужності необхідного кондиціонеру.

ВИСНОВКИ:

У роботі проаналізовані відомі методи розрахунку сили та середніх нормальних контактних напружень при холодній прокатці жерсті і штаб, визначені переваги та недоліки представлених методик.

Також було проаналізовано вплив різних параметрів на середнє нормальне контактне напруження.

Виконаний розрахунок силових параметрів за методом В.О. Ніколаєва. Розрахункові дані занесені в таблиці, по ним побудовані графіки. Здійснений аналіз отриманих даних.

Результати розрахунку порівняні з експериментальними даними, а також даними, отриманими В.І. Каплановим, Е.О. Гарбером, Я.Д. Васильовим, зроблені висновки.

ВИКОРИСТАНА ЛІТЕРАТУРА

1. Николаев В.А. Теория прокатки полос. Издание четвертое, переработанное, дополненное: учебное пособие / Николаев В.А.; Запорож. гос. инж. акад. – Запорожье: ЗГИА, 2014. – 258 с.
2. Целиков А.И., Никитин Г.С., Рокотян Е.С. Теория продольной прокатки. – М.: Metallurgiya, 1980. – 320 с.
3. Николаев В. А. Силовые параметры при волочении в холостых валках сплавов / В. А. Николаев, А. А. Васильев // Металл и литье Украины. – 2009. – № 10. – С. 35–39.
4. В.А. Николаев. Теория процессов прокатки (издание третье, дополненное): Учеб. Пособие / Запорожье: Издательство ЗГИА, 2001. – 188 с.
5. Целиков А.И., Гришков А.И. Теория прокатки. – М.: Metallurgiya, 1970. – 358с.
6. Николаев В.А., Скороходов В.Н., Полухин В.П. Несимметричная тонколистовая прокатка. – М.: Metallurgiya, 1993. – 192с.
7. . Николаев В.А., Жученко С.В. Особенности течения металла при прокатке высоких полос // Metallurgicheskaya i gornorudnaya promyshlennost', 2009, №4. – С.50–53.
8. Математическое моделирование напряжений, деформаций и основных показателей качества при прокатке относительно широких листов и полос: монография / В.А. Федоринов, А.В. Сатонин, Э.П. Грибков. – Краматорск: ДГМА, 2010. – 244с.
9. Капланов В.И. Динамика и требования высокоскоростной тонколистовой прокатки. Мировая тенденция и перспектива: монография / В.И. Капланов. – Мариуполь: Из-во «Рената», 2008. – 456с.

10. Василев Я.Д. Инженерная модель средних нормальных контактных напряжений при холодной прокатке полос / Я.Д. Василев, Д.В. Коноводов, А.В. Дементиенко // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2006. – №1. – С. 45–48
11. 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.
12. Николаев В.А. Теория и практика процессов прокатки. – Запорожье, ЗГИА, 2002. – 232с.
13. Коновалов Ю. В. Анализ инженерных методов расчёта средних значений нормальных контактных напряжений при холодной прокатке полос и жёсть / Ю. В. Коновалов, И. В. Карамазина, А. Г. Присяжний. // *Пластическая деформация металлов*. – 2014. – С. 32–36.
14. Сущность процесса прокатки. Характеристики деформации при прокатке [Электронный ресурс]. – 2014. – Режим доступа до ресурсу: http://studopedia.su/2_58658_sushchnost-protssessa-prokatki-harakteristiki-deformatsii-pri-prokatke.html.
15. Василев Я.Д. Инженерные модели и алгоритмы расчета параметров холодной прокатки. – М: *Металлургия*, 1995. – 368 с.
16. Целиков А.И., Гришков А.И. Теория прокатки, М.: *Металлургия*, 1970. – 356 с.
17. Третьяков А.В. Теория, расчет и исследования] станов холодной прокатки. – М.: *Металлургия*, 1966. – 255 с.
18. Робертс В. Холодная прокатка стали / Пер. с англ.; М.: *Металлургия*, 1982. – 544 с.
19. Луговской В.М. Алгоритмы систем автоматизации листовых станов. – М.:1 *Металлургия*, 1974. – 320 с.
20. Гарбер Э.А. Станы холодной прокатки (теория, оборудование, технология). – М.: ОАО «Черметинформация»; Череповец: ГОУ ВПО ЧГУ, 2004. – 416 с.
21. Василев Я.Д. Уточнение модели напряжений трения при прокатке / *Изв. вузов. Черная металлургия*. – 2001. – № 5. – С. 19–23.

22. Василев Я.Д., Коноводов Д.В., Дементиенко А.В. Определение контактных напряжений при; тонколистовой прокатке // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском у металургії і машинобудуванні: Зб. Наук. пр. – Краматорськ, 2002. – С. 532–537.
23. Химич Г.Л., Цалюк Б.М. Оптимизация режимов холодной прокатки на ЭЦВМ. – М.: Металлургия, 1973. – 256 с.
24. Грудев А.П., Зильберг Ю.В., Тилик В.Т. Трение и смазки при обработке металлов давлением,, Справочник. – М.: Металлургия, 1982. – 312 с.
25. Василев Я. Д. Инженерная модель средних нормальных контактных напряжений при холодной прокатке полос / Я. Д. Василев, Д. В. Коноводов, А. В. Дементиенко. // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2006. – №1. – С. 45–48.
26. Василев Я.Д., Дементиенко А.В. Непрерывная прокатка тонких и особо тонких полос // Непрерывная прокатка: Коллект. монография. – Дніпропетровськ: РВА “Дніпро – ВАЛ”, 2002. – С. 137–290
27. Целиков А.И., Гришков А.И. Теория прокатки. – М.: Металлургия, 1970. – 356 с.
28. Полухин В.П. Математическое моделирование и расчет на ЭВМ листовых прокатных станов. – М.: Металлургия, 1972. – 512 с.
29. Контактное взаимодействие металла и инструмента при прокатке / П И. Полухин, В.А. Николаев, В.П. Полухин и др. – М.: Металлургия, 1974. – 200 с.
30. Химич Г.Л., Цалюк М.Б. Оптимизация режимов холодной прокатки на ЭЦВМ. – М.: Металлургия, 1973. – 256 с.
31. С м и р н о в В.С. Теория прокатки. – М.: Металлургия, 1967. – 460 с.
32. Грудев А.П. Внешнее трение при прокатке. – М.: Металлургия 1973. – 288с.
33. Грудев А.П., З и л ь б е р г Ю.В., Т и л и к ВТ. Трение и смазка при обработке металлов давлением. – М.: Металлургия, 1982. – 312 с.
34. Контактное трение в процессах обработки металлов давлением / А.Н. Леванов, В.Л. Колмогоров, С.П. Буркин и др. – М.: Металлургия, 1976. – 416 с.
35. Б е л о с е в и ч В.К. Трение, смазка, теплообмен при холодной прокатке. –

М.: Металлургия, 1989. – 256 с.

36. Макушок Е.М. Механика трения. – Минск: Наука и техника, 1974. – 256 с.
37. И. Костецкий Б.И., Колесниченко Н.Ф. Качество поверхности и трение в машинах. – Киев: Техжка, 1969. – 216 с.
38. Пинегин С.В. Трение качения в машинах и приборах. – М.: Машиностроение, 1976. – 264 с.
39. Василев Я.Д. Инженерные модели и алгоритмы расчета параметров холодной прокатки. – М.: Металлургия, 1995. – 368 с.
40. Унксов Е.П. Инженерные методы расчета усилий при обработке металлов давлением. – М.: Машгиз, 1955. – 280 с.
41. Василев Я.Д. Уточнение модели напряжений трения при прокатке. // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2001. – №5. – С. 19–23
42. Сторожев М.В., Попов Е.А. Обработка металлов давлением: Учебник для вузов. – 3-е изд. перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1971. – 424 с.
43. Чекмарёв А. П. Экспериментальное и аналитическое определение разогрева металла при холодной прокатке / А. П. Чекмарёв, А. П. Грудев, Ю. Б. Сигалов. // Обработка металлов давлением: сб. науч. тр. ДметИ.М.: Металлургия. – 1970. – №55. – С. 92–98.
44. Николаев В. А. Влияние наклона полосы на условия её деформации при прокатке / В. А. Николаев. // Изв. вузов. Чёрная металлургия. – 1993. – №4. – С. 15–18.
45. Николаев В. А. Параметры прокатки полос при температурах 20...250°C / В. А. Николаев. // Изв. вузов. Чёрная металлургия. – 1978. – №1. – С. 117–119.
46. Сигалов Ю. Б. Исследование и определение предела текучести стали с учётом влияния температурно-скоростных условий при холодной прокатке / Ю. Б. Сигалов, А. П. Грудев. // Металлургия и коксохимия. К: Техніка. – 1970. – №23. – С. 63–69.
47. Капланов В. И. Тонколистовая высокоскоростная прокатка металлов с экономичными технологическими смазками. Учебное пособие / В. И. Капланов. – Киев: УМК ВО, 1990. – 76 с.
48. Жидецький В.Ц. Основи охорони праці / Жидецький В.Ц. – Львів: Афіша, 2002.

– 320 с.

49. Геврик Є.О. Охорона праці: [навчальний посібник для студентів вищих навчальних закладів] / Геврик Є.О. – К.: Ельга, Ніка-Центр, 2003. – 280 с.
50. Кузнецов Б.В. Электробезопасность при эксплуатации электроустановок / Кузнецов Б.В. – Мн.: Беларусь, 1987. – 479 с.
51. Долин П.А. Основы техники безопасности в электроустановках / Долин П.А. – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 448 с.
52. ГОСТ 12.1.004-91. Пожарная безопасность. Общие требования. – М., 1992.