

621.771

Н 632

**Міністерство освіти і науки України
Запорізька державна інженерна академія**



В. О. Ніколаєв

**ТЕОРІЯ ТА ОБЛАДНАННЯ
ТОЧНОЇ ПРОКАТКИ ШТАБ**

**Методичні рекомендації
до виконання практичних завдань,
контрольних і самостійних робіт**

*для студентів ЗДІА
напряму 8.0504104 "Обробка металів тиском"*

Міністерство освіти і науки України
Запорізька державна інженерна академія

ТЕОРІЯ ТА ОБЛАДНАННЯ ТОЧНОЇ ПРОКАТКИ ШТАБ

**Методичні рекомендації
до виконання практичних завдань,
контрольних і самостійних робіт**

*для студентів ЗДІА
напряму 8.0504104 "Обробка металів тиском"*

*Рекомендовано до видання
на засіданні кафедри ОМТ,
протокол № 15 від 12.04.2016р.*

Запоріжжя
ЗДІА
2016

ББК 621.771
Н 632

В. О. Ніколаєв, д.т.н., професор

Відповідальний за випуск: *зав. кафедри ОМТ,
професор В. О. Ніколаєв*

Ніколаєв В.О.

Н 632 Теорія та обладнання точної прокатки штаб: методичні рекомендації до виконання практичних завдань, контрольних і самостійних робіт для студентів ЗДІА напряму 8.0504104 "Обробка металів тиском" / Ніколаєв В. О.; Запоріж. держ. інж. акад. – Запоріжжя: ЗДІА, 2016. – 52 с.

У методичних вказівках на базі відомого матеріалу, представленого в учбовій і науковій літературі, а також на підставі практичних даних, отриманих на промислових станах, розроблені методи розрахунку режимів деформації широких штаб на неперервних станах гарячого і холодного прокатування. Моделі придатні для використання при розрахунку режимів деформації штаб при прокатуванні на станах з послідовним розташуванням клітей і на реверсивних станах. Використані теоретичні моделі розрахунку енергосилових параметрів, достовірність яких підтверджена практикою.

Для виконання практичних завдань з дисципліни «Теорія і устаткування точної прокатки штаб», курсових і дипломних проектів освітньої програми - «Обробка металів тиском».

© Ніколаєв В.О., 2016

1 Розрахунок режиму деформації при прокатуванні листів

Нині товсті листи з товщиною більше 4 мм (до 60 мм) і шириною $B=1000\ldots3400$ мм прокатують на станах з довжиною бочки $L=2250\ldots3600$ мм [1-5]. Працюють також товстолистові стани з довжиною бочки $L=4500\ldots5000$ мм, на яких, окрім листів, прокатують плити завтовшки до 300 мм. Максимальна ширина листа, що прокатується на товстолистовому стані складає $B=(0,85\ldots0,9) L$.

Завданням розробки режимів деформації листів і енергосилових параметрів прокатки (ЕСП) для прокатного стану є визначення таких умов плющення, які забезпечать максимальне виробництво прокату (максимальні швидкості плющення і величини обтиснень, що допускаються), високу якість поверхні листа (відсутність дефектів), висока якість поперечного і подовжного профілів листа, висока якість форми (значення хвилястості і жолобчасті, що допускаються), раціональні величини сили і потужності плющення і т. п. Розглянемо методику розрахунку режиму деформації для товстолистового стану (ТЛС).

При заданих розмірах листа (h , b , $L_{\text{л}}$) виконують розрахунок маси зливка (сляба) з використанням формули :

$$G = h \cdot b \cdot L_{\text{л}} \cdot \gamma \cdot k_{\text{ф}}, \quad (1.1)$$

де $L_{\text{л}}$ - довжина готового листа після обрізання кінців; $k_{\text{ф}}$ - коефіцієнт витрат металу в обрізь: для слябів - $k_{\text{ф}} = 1,1\ldots1,25$; для зливків $k_{\text{ф}} = 1,25\ldots1,4$ (кипляча і напівспокійна сталі); для зливків спокійної сталі - $k_{\text{ф}} = 1,37\ldots1,7$; (γ - питома маса металу (для сталі $\gamma = 7,85$ т/м³).

При розрахунках коефіцієнта фабрикації витрат металу на обрізь ширину кромки листа (дві кромки) приймають рівним від 60 до 160 мм (5...10%)[1] (мається на увазі різниця ширини листа в середині довжини і на кінцях).

Торцова (кінцева) обрізь на листах, передбачає вирівнювання кінців (усунення «язиків», кінцевих накатів, усадкової рихлості і т. п.). Абсолютна довжина обрізи залежить від форми кінців і складає 400...1000 мм на обидва кінці і більше. Відносна величина кінцевої обрізи листів із слябів визначається у тому числі і завдовжки листа і складає 4...10% маси заготовки. Головна обрізь на листах із зливків киплячої сталі складає 8...15%, а спокійною - 15...25% від маси зливка. Донна обрізь для усіх зливків 2...4%. Витрати металу на в колодязях і нагрівальних печах рівні 2.3% від маси зливка. Зі збільшенням товщини коефіцієнт фабрикації металу підвищується. У відмінності від коефіцієнта фабрикації, коефіцієнт витрати металу враховує не лише неминучі технологічні витрати металу, але і брак усіх видів при усіх операціях виробництва листів (рис.1.1).

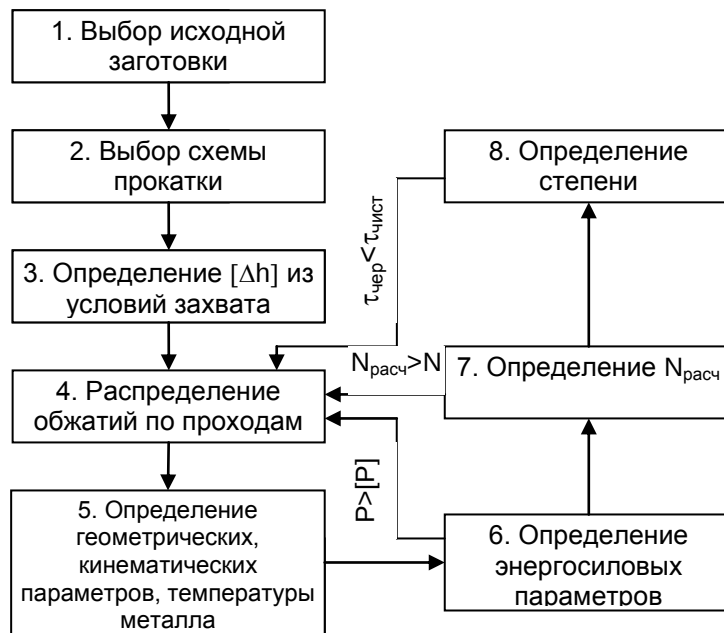


Рис. 1.1. Блок-схема алгоритму розрахунку режиму деформації листів на ТЛС.

Приклад. Розрахувати режим деформації листа 8х1500х6000 мм при прокатуванні на стані 2300. Розміри валків в чорновій двохвалковій кліті $D_B = 1100$ мм, $L_B = 2300$ мм з приводом потужністю $N_{ДВ} = 2900$ кВт і частотою обертання валків 0 - 70 - 120 в хв. Валки чорнової і кліті і опорні в чистовій кліті виготовлені із сталі марки 50 ХН, робочі валки чистової кліті - з легованого чавуну з вибіленим шаром.

1.1 Зафабрикувати лист з розмірами 8х1500х6000 мм. Теоретична маса готового листа дорівнює

$$G = h \cdot b \cdot L_{\text{л}} \cdot \gamma = 8 \cdot 1500 \cdot 6000 \cdot 7,85 / 10^6 = 565 \text{ кг}$$

На стані можна прокатувати листи загальною довжиною до 20 м. Виходячи з можливості стана вибираємо двократний розкрій розкату. Тоді маса сляба для двох листів при коефіцієнті фабрикації $k_{\phi} = 1,19$ буде рівна.

$$G_{\text{сл}} = 2 \cdot k_{\phi} \cdot G = 2,38 \cdot 565 = 1340 \text{ кг}$$

Довжину сляба визначають з умови розміщення його в дворядній нагрівальній печі, робочої довжини бочки валка і отримання максимального витягання. Ширина печі $B_{\text{п}} = 4,2$ м, активна довжина бочки валка рівна $L_a = (0,85 \dots 0,9) L_B$ і коефіцієнт витягання $\mu_B = 1,25 \dots 1,3$. Приймаємо активну довжину бочки валка $L_a = 0,9 L_B = 0,9 \cdot 2300 = 2070$ мм, а $\mu_B = 1,275$. Тоді можлива довжина одного сляба рівна.

$$L = L_a / \mu = 2070 / 1,275 = 1620 \text{ мм.}$$

Ширина сляба обумовлена можливостями встановленого обтискного стана (слябінг, блюмінг-слябінг), витяжними здібностями ТЛС, завтовшки листа і необхідного висотного обтиснення листа. З урахуванням практичних даних приймаємо ширину сляба $B=1000\text{мм}$.

Товщину сляба визначаємо з формули

$$H = G_{\text{сл}} \cdot 10^6 / (B \cdot \gamma \cdot L); \quad (1.2)$$

$$H = 1340 \cdot 10^6 / (1000 \cdot 1620 \cdot 7,85) = 105 \text{ мм}.$$

1.2 Вибір схеми прокатки. Відповідно до технології товсті листи прокатують з попереднім **розбиттям їх ширини**. Як правило розбиття виконують за схемою з двома кантуваннями (подовжнє прокатування сляба) (рис 1.2). Розрахунок розмірів розкату при розбитті ширини листа виконують в наступній послідовності.

Товщина розкату після витягання (h_B) без урахування розширення буде рівна

$$h_B = H / \mu_B = 105 / 1,275 = 82 \text{ мм}.$$

Сумарне обтиснення при витяганні в двох проходах (кантування розкату виконують з переднього боку кліті) дорівнює:

$$\sum \Delta h_B = H - h_B = 105 - 82 = 23 \text{ мм}.$$

Перша операція (рис. 1.2) - **розбиття ширини** листа після кантування розкату на 90° в горизонтальній площині (таблиці. 1.1). Необхідна ширина розкату (b_p) з урахуванням припуску на обрізання кромek ($\Delta b_{\text{кр}} = 120 \text{ мм}$) рівна.

$$b_p = b + \Delta b_{\text{кр}} = 1500 + 120 = 1620 \text{ мм},$$

а сумарний коефіцієнт витягання при розбитті ширини буде

$$\mu_p = b_p / B = 1620 / 1000 = 1,62$$

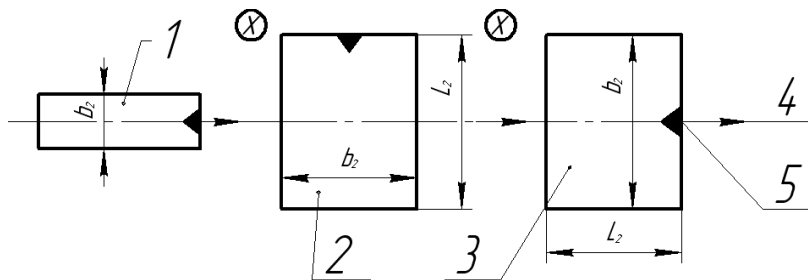


Рис 1.2. Схема розбиття сляба на ширину листа : 1-розкат після операції **протягання**; 2-раскат після **розбиття ширини** листа; 3-подовжня **прокатка** після кантовки розкату; 4-передача розкату до чистової кліті; 5-усадкова рихлість. х - кантівка на 90° в площині.

Без урахування розширення, кінцева товщина (h_p) розкату після розбиття ширини, складає

$$h_p = h_B / \mu_p = 82 / 1,62 = 50 \text{ мм}$$

а сумарне обтиснення ($\sum \Delta h_p$) при розбитті ширини за n_p проходів складе

$$\sum \Delta h_p = h_B - h_p = 82 - 50 = 32 \text{ мм.}$$

Оскільки кантування розкату виконують з переднього боку кліті це обтиснення розподілимо на два проходи (парне число), а загальна кількість проходів (n) під час попереднього прокатування складе в чорновій кліті

$$n = n_B + n_p = 2 + 2 = 4,$$

де n_B - число проходів при витяганні.

Приймаємо сумарне обтиснення в **чистовій кліті** 10...20% від загального обтиснення металу на стані

$$\sum \Delta h_{\text{ч}} = 0,15(H - h) = 0,15(105 - 8) = 14 \text{ мм}$$

де $\sum \Delta h_{\text{ч}}$ - сумарне обтиснення в **чистовій кліті**.

Товщина $H_{\text{ч}}$ розкату, який входить в **чистову кліть** (після прокатки в **чорновій кліті** - $h_{\text{чЕР}}$) буде рівна

$$H_{\text{ч}} = h_{\text{чЕР}} = h + \sum \Delta h_{\text{ч}} = 8 + 14 = 22 \text{ мм.}$$

Сумарне обтиснення ($\sum \Delta h_{\text{ПР}}$) при подовжньому прокатуванні в **чорновій кліті** рівне

$$\sum \Delta h_{\text{ПР}} = h_p - h_{\text{чЕР}} = 50 - 22 = 28 \text{ мм.}$$

Визначимо для чорнової кліті обтиснення $[\Delta h]$ виходячи з умов захвату розкату валками, що допускається. Для розрахунку $[\Delta h]$ використовуваний формули з робіт [1-5]. Захват сляба (зливка), як правило, виконують при частоті обертання валків 1-15 об/хв. При призначенні числа оборотів валків для розбиття ширини листа і розподілу обтиснень зазвичай приймають величини обтиснень дещо менше за тих, що допускаються.

$\Delta h = (0,9...0,95)[\Delta h]$, що запобігає порушенню технологічного процесу внаслідок появи яких-небудь випадкових чинників (буксування).

Визначимо коефіцієнт тертя при захваті, використовуючи формули [3-5]. Валки виготовлені із сталі марки Ст. 50ХН з твердістю 45 HSD (поверхня валків після обточування ($k_B = 1$), число оборотів валків при захваті $n_3 = 15$ в мін, матеріал листа - сталь марки Ст. 08кп ($k_M = 1$), охолодження (мащення) валків водою ($k_{\text{СМ}} = 1$), вплив обтиснення враховуємо ($k_{\text{е}} = 0,95$). Коефіцієнт, що враховує умови завдання розкату у валки - $k_3 = 1,35$, коефіцієнт k_T - враховує твердість валків.

При діаметрі валків $D_6 = 1100$ мм, їх окружна швидкість буде рівна

$$v = \pi \cdot D_6 \cdot n_3 / 60 = 3,14 \cdot 1,1 \cdot 15 / 60 = 0,87 \text{ м/с.}$$

Коефіцієнт тертя знаходимо при початковій температурі $t = 1200^\circ\text{C}$ [3-6]:

$$f = 0,27 - 0,1(t/400 - 2)^2 = 0,17;$$

$$k_T = 1 = 0,43(1 - \text{HSD}/65) = 1 + 0,43(1 - 45/65) = 1,02;$$

$$k_V = 0,76 + 0,82(1 - 0,1 v) = 0,76 + 0,82(1 - 0,087) = 1,44;$$

$$f = 0,17 \cdot 1,02 \cdot 1,44 \cdot 0,95 = 0,237.$$

Коефіцієнт тертя при захваті рівний

$$f_3 = f \cdot k_3 = 0,237 \cdot 1,35 = 0,32.$$

Обтиснення, що допускається, виходячи з умов захвату валками після усіх переточувань ($D = 0,92 \cdot 1100 = 1025$ мм) рівні

$$[\Delta h] = R \cdot f_3^2 = 512,5 \cdot 0,102 = 52 \text{ мм.}$$

Сила прокатки по міцності бочки валків чорнової кліті, що допускається, визначається формулами:

$$\left. \begin{aligned} [P] &= 0,4 \cdot D^3 \cdot [\sigma_u] / (L_{\sigma} + l_{ш} - 0,5b); \\ \text{для шийки} \end{aligned} \right\} \quad (1.4)$$

$$[P] = 0,4 \cdot d_{ш}^3 [\sigma_u] / l_{ш},$$

де $d_{ш}$ - діаметр шийки; $l_{ш}$ - довжина шийки; b - ширина листа; σ_u - напруження, що допускається на вигин валка.

Діаметр валка після усіх переточувань рівний $D = 1025$ мм, напруження, що допускається, на вигин валків з низьколегованої сталі $[\sigma_u] = 130 \text{ Н/мм}^2$, діаметр і довжина шийки для підшипників кочення: $d_{ш} = 0,55 \cdot 1100 = 600$ мм, довжина шийки $l_{ш} = d_{ш} = 600$ мм. Маємо; для бочки

$$[P] = 0,4 \cdot 1,025^3 \cdot 130 / (2,3 + 0,6 - 0,75) = 26 \text{ МН};$$

для шийки

$$[P] = 0,4 \cdot 0,6^3 \cdot 130 / 0,6 = 18,5 \text{ МН.}$$

Величина номінального моменту прокатки

$$M_{\text{ном}} = 0,975 \cdot N_{\text{дв}} \cdot \eta \cdot 10^{-2} / n_{\text{ном}}, \quad (1.5)$$

де $N_{\text{дв}}$ - потужність двигуна, кВт; $n_{\text{ном}}$ - номінальне число оборотів двигуна в мін; η - ККД передачі ($\eta = 0,95$).

Для нашого прикладу $M_{\text{ном}}$ рівний

$$M_{\text{ном}} = 0,975 \cdot 2900 \cdot 0,95 \cdot 10^{-2} / 25 = 1,07 \text{ МН} \cdot \text{м.}$$

Якщо коефіцієнт перевантаження двигуна по моменту

$$k_{\text{дв}} = M_{\text{дв}} / M_{\text{ном}} > 1,$$

то потрібна перевірка двигуна на нагрів. Умови відсутності перегрівання двигуна має такий вигляд

$$M_{\text{ЭК}} < M_{\text{ном}}, \quad (1.6)$$

де $M_{\text{ЭКВ}}$ - еквівалентний момент на валу двигуна; $k_{\text{дв}} = 2 \dots 2,5$ - для реверсивних станів; $M_{\text{дв}}$ - розрахунковий момент прокатки

$$M_{\text{эк}} = \sqrt{\frac{\sum M_{\text{дв}}^2 \cdot \tau_{\text{м}} + \sum M_{\text{хх}}^2 \cdot \tau_{\text{п}}}{\tau_{\text{м}} + \tau_{\text{п}}}}, \quad (1.7)$$

де $M_{\text{хх}}$ - момент холостого ходу ($M_{\text{хх}} \approx 0,05 M_{\text{дв}}$); $\tau_{\text{м}}$ и $\tau_{\text{п}}$ - машинний час і час пауз для усіх проходів в кліті, с.

Для чистової кліті кварто силу, що допускається, визначаємо виходячи з міцності шийки бочки опорного валка при $d_{\text{ш}} = 0,65D_{\text{оп}} = 900$ мм; $l_{\text{ш}} = 0,7D_{\text{оп}} = 1000$ мм. Матеріал валків сталь марки СТ. 50 ХН з $[\sigma_{\text{ш}}] = 130$ Н/мм². При розрахунку сили, що допускається $[P]$ по міцності бочки приймаємо мінімальний діаметр після перешліфовувань ($D = 0,93D_{\text{оп}} = 0,93 \cdot 1400 = 1300$ мм). Маємо з формул (для бочки шийки) ($a = L_{\text{б}} + l_{\text{ш}}$):

$$\begin{aligned} [P] &= 0,8 \cdot D^3 \cdot [\sigma_{\text{ш}}] / (2a - b); \\ [P] &= 0,4 \cdot d_{\text{ш}}^3 \cdot [\sigma_{\text{ш}}] / l_{\text{ш}}; \end{aligned} \quad (1.8)$$

для бочки (при мінімальній ширині листа $b = 1,5$ м)

$$[P] = 0,8 \cdot 1,3^3 \cdot 130 / (6,6 - 1,5) = 44,2 \text{ МН} \cdot \text{МН};$$

для шийки

$$[P] = 0,4 \cdot 0,9^3 \cdot 130 / 1,0 = 37,7 \text{ МН} \cdot \text{МН}.$$

Наявність внутрішніх і зовнішніх дефектів, а також залишкові напруження знижують силу прокатки, що допускається, і тому в практичних умовах прокатки приймають $[P_{\text{ф}}] = (0,75 \dots 0,9) [P]$.

Номінальний момент на валу двигуна визначають по формулі (1.5)

$$M_{\text{ном}} = 0,975 \cdot 4500 \cdot 0,95 \cdot 10^{-2} / 70 = 0,6 \text{ МН} \cdot \text{м}.$$

1.3 Розподіляємо обтиснення по проходах з урахуванням попередніх результатів (таблиця. 1.1):

– Витягання - сумарне обтиснення сляба рівне $\sum \Delta h_{\text{в}} = 23$ мм розподілимо на два проходи: 1-й прохід - $\Delta h_1 = 13$ мм, 2-й - прохід $\Delta h_2 = 10$ мм (оскільки в першому проході метал має велику температуру і товщину розкату і меншу величину напруження течії).

– Розбиття ширини - сумарне обтиснення ($\sum \Delta h_{\text{р}} = 32$ мм) розподілимо таким чином: 3-й прохід - $\Delta h_3 = 18$ мм, 4-й прохід - $\Delta h_4 = 14$ мм;

- Подовжня прокатка - в чорновій кліті прокатку здійснюють за непарну кількість проходів. При цьому заздалегідь вважаємо, що коефіцієнт витягання $\mu_{\text{пр}} \leq 1,35$ и $\varepsilon \leq 30\%$. Тоді коефіцієнт витягання $\mu_{\text{пр}}$ визначимо з формул заздалегідь прийнявши число проходів $n = 3$ (без урахування розширення) (дивитися вище) :

$$\begin{aligned} \sum \mu_{\text{пр}} &= h_{\text{р}} / h_{\text{чЕР}} = 50 / 22 = 2,27; \\ \mu_{\text{пр}} &= \sqrt[n]{\sum \mu_{\text{пр}}} = \sqrt[3]{2,27} = 1,315 < 1,35. \end{aligned}$$

Таким чином, $n=3$ і визначимо товщину розкату по проходах (5 - 7 - й проходи на подовжню прокатку) :

$$h_5 = H_4 / \mu_{\text{пр}} = 50 / 1,315 = 38 \text{ мм};$$

$$h_6 = 38 / 1,315 = 28,9 \text{ мм};$$

$$h_7 = 28,9 / 1,315 = 22 \text{ мм}.$$

Величини обтиснень в чорновій кліті виявилися меншими, ніж за умовами захвату металу валками. Усі попередні розрахунки заносимо в таблицю 1.1.

Вище отримали, що сумарне обтиснення в чистовій кліті складає ($h_{\text{ч}} = 14$ мм. Для здійснення прогладжування (таблиці 1.1) проміжок між валяннями залишають таким же, як і в передчистовому (передостанньому) проході або дещо збільшують (встановлюють практично). У передостанньому проході відносне обтиснення не перевищує $\varepsilon_{\text{пч}} = 15\%$. Для даного прикладу приймаємо в передостанньому проході $\varepsilon_{\text{пч}} = 11\%$. Тоді, в проходах, що залишилися, в чистовій кліті сумарний коефіцієнт витягання буде рівний

$$\sum \mu_{\text{ч}} = h_{\text{чЕР}} (1 - \varepsilon_{\text{пч}}) / h = 22 \cdot 0,89 / 8 = 2,45,$$

де $h_{\text{чЕР}}$ - товщина листа після прокатки в чорновій кліті. Якщо прокатати лист в чистовій кліті за три робочі проходи, то середній коефіцієнт витягання не перевищить $\mu_{\text{ч}} = 1,35$:

$$\mu_{\text{ч}} = \sqrt[3]{\sum \mu_{\text{ч}}} = \sqrt[3]{2,45} = 1,348,$$

що допустимо для визначення режиму деформації листа.

Таким чином, загальне число проходів в чистовій кліті складатиме п'ять (табл. 1.1). При цьому, в першому проході, коли температура металу максимальна, призначаємо максимальне обтиснення, зменшуючи його в подальших проходах.

1.4 На підставі практичних даних призначимо середні швидкості прокатки в кожному проході (табл.1.1). Швидкість збільшують у міру зменшення товщини листа, а машинний час прокатки в кожному проході визначають по формулі

$$\tau_{\text{м}} = L_i / v_i .$$

Час пауз між проходами приймаємо рівним $\tau_{\text{п}} = 3$ с, з кантуванням розкату в чорновій кліті ($\tau_{\text{п}} = 6$ с), а при транспортуванні розкату від першої кліті до чистової кліті ($\tau_{\text{п}} = 10$ с). Для першого проходу приймаємо температуру початку прокатки рівної $t_{\text{н}} = 1200^\circ\text{C}$. Втрати температури перед подальшим проходом (n_i) складають [3]

$$\Delta t_i = 0,0021 \left(\frac{t_{i-1} + 273}{100} \right)^4 \frac{\tau_{i-1}}{h_{i-1}} . \quad (1.9)$$

Час прокатки в першому проході буде рівний (приймаємо $v = 1$ м/с)

$$\tau_{\text{М}} = L/v = 1,85/1 = 1,85 \approx 2 \text{ с}.$$

Загальний час між першим і другим проходами дорівнює

$$\tau_{i-1} = \tau_M + \tau_{II} = 2 + 3 = 5 \text{ с.}$$

Втрати температури перед другим проходом складають

$$\Delta t_{i=2} = 0,0021 \left(\frac{1200 + 273}{100} \right)^4 \frac{5}{95} = 5^\circ \text{C};$$

$$t_{i=2} = t_{i-1} - \Delta t_{i=2} = 1200 - 5 = 1195^\circ \text{C.}$$

Для третього проходу з кантуванням після другого проходу маємо ($i = 3$):

$$\tau_{M2} = 2,07/1 \approx 2 \text{ с}; \quad \tau_{i-1} = 2 + 6 = 8 \text{ с};$$

$$\Delta t_{i=2} = 0,0021 \left(\frac{1195 + 273}{100} \right)^4 \frac{8}{82} = 9^\circ \text{C}.$$

$$t_3 = 1195 - 9 = 1186^\circ \text{C} \quad \text{и т. д.}$$

З табл.1.1 витікає, що при прокатуванні в чорновій кліті температура металу знижується на 61°C , а в чистовій кліті - на 146°C . Падіння температури на проміжному рольганзі складає 48°C . Власний час прокатки в чорновій кліті дорівнює $34,1 \text{ с}$, а в чистовій кліті - $25,2 \text{ с}$, що задовольняє умовам алгоритму (рис.1.1).

Таблиця 1.1. Режим обтиснень і енергосилові параметри прокатки листів $8 \times 1500 \times 6000 \text{ мм}$ із сляба $105 \times 1000 \times 1620 \text{ мм}$, сталь марки Сталь 08 кп

№№ проходів	H, мм	h, мм	Δh , мм	B, мм	L, мм	v, м/с	t, °C	ε , %
Чорнова кліть, протягання								
1	105	92	13	1000	1850	1,0	1200	12,4
2	92	82	10	1000	2070	1,0	1195	10,9
Кантовка на 90° (розбиття ширини)								
3	82	64	18	2070	1280	1,0	1186	22,0
4	64	50	14	2070	1620	1,0	1180	21,9
Кантовка на 90° (повздожня прокатка)								
5	50	38	12	1620	2720	1,5	1166	24,0
6	38	29	9	1620	3580	1,5	1155	23,7
7	29	22	7	1620	4720	1,7	1139	24,1
Прокатка в чистовій кліті								
8	22	15,5	6,5	1620	6700	2,5	1091	29,5
9	15,5	11,5	4	1620	9030	2,7	1069	25,7
10	11,5	9,0	2,5	1620	11600	3,2	1031	21,7
11	9,0	8	1,0	1620	13100	3,8	986	11,1
12	8	-	Прогладжування			4,0	945	-

Продовження табл. 1.1

№	l _d , мм	l _d /h _{ср} , мм	σ _ф , Н/мм ²	f	p _{ср} , Н/мм ²	Р, МН	ψ	Статичне навантаження	
								M _Σ , МНм	N _{дв} , кВт
Витягання									
1	84	0,85	43,7	-	53,2	4,45	0,52	0 , 5 2 3	9 7 0
2	74	0,85	41,2	-	50,3	3,75	0,52	0 , 3 9 5	7 2 3
Розбиття ширини									
3	99	1,35	56,0	0,267	68,0	13,9	0,47	1,6	2 9 2 0
4	88	1,55	56,0	0,267	72,5	13,2	0,46	1,3	2 3 9 0
Повздовжня прокатка									
5	81	1,84	63,5	0,277	86,1	11,3	0,445	0 , 9 9 5	2 7 0 0
6	70	2,08	70,5	0,281	101,0	11,45	0,438	0 , 9 9 2	6 9 0
7	62	2,44	75,0	0,293	113,5	11,3	0,43	0 , 8 0 8	2 5 1 0
Прокатка в чистовій кліті									
8	49	2,62	108	0,268	162	12,8	0,426	0 , 6 7 6	4 8 8 0
9	38,6	2,86	126,5	0,267	195	12,2	0,422	0 , 5 1 7	4 1 3 0
10	30,6	3,0	133	0,257	206	10,4	0,42	0 , 3 8 3	5 4 0
	19,4	2,28	127	0,245	176	5,5	0,433	0 , 1 4 7	1 6 0 0
	-	Проглаживание							

1.5 Визначимо геометричні і кінематичні параметри прокатки, необхідні для розрахунку енергосилових параметрів. Дані заносимо в табл. 1.1. Для прикладу визначимо усі параметри для п'ятого проходу. Довжина дуги контакту і чинник форми осередку деформації :

$$l_d = \sqrt{R \cdot \Delta h} = \sqrt{550 \cdot 12} = 81 \text{ мм}; \quad l_d / h_{cp} = \frac{81}{2} (50 + 38) = 1,84.$$

Швидкість деформації

$$u = v \cdot \varepsilon / l_d = 1500 \cdot 0,24 / 81 = 4,5 \text{ с}^{-1}.$$

Визначимо напруження течії для сталі марки Ст.08 кп з хіміскладом (%): (0,05 . 0,11) С; 0,03 Si; (0,25 . 0,5) Mn; 0,1 Cr; 0,25 Ni. Вуглецевий еквівалент для максимальних значень елементів рівний

$$N_1 = C + Si + Mn + Cr ;$$

де N_- - сума значень хімічних елементів, окрім заліза, сірки і фосфора.

$$N_i = 0,11 + 0,03 + 0,5 + 0,1 + 0,25 = 0,99 \text{ \%}.$$

Базове напруження течії з формули [3-8] рівно

$$\sigma_{T\delta} = 80 + 25 \left\{ 1 - [(5 - 0,99)/4,5]^{1,8} \right\} = 84,8 \text{ Н/мм}^2.$$

Визначимо коефіцієнти k_t , k_ε , k_u по формулах з робіт [3-6] залежно від хім. складу сталі, температури, відносного обтиснення і швидкості деформації:

$$k_t = 1,66 - 1,1 \left(\frac{1166}{400} - 2 \right)^{0,7} = 0,64;$$

$$k_\varepsilon = 1 + 0,43 \left[1 - 6,3(0,5 - 0,24)^2 \right] = 1,25;$$

$$k_u = 0,22 + 0,072(7 + 1,5) = 0,83 \quad (\text{при } u < 10 \text{ с}^{-1}).$$

$$\sigma_T = \sigma_{T0} \cdot k_t \cdot k_\varepsilon \cdot k_u = 84,8 \cdot 0,64 \cdot 1,25 \cdot 0,83 = 56,8 \text{ Н/мм}^2$$

Опір металу деформації рівний ($\sigma_\phi = 1,15\sigma_T$)[3-6]:-

$$\sigma_\phi = 1,15 \cdot 84,8 \cdot 0,64 \cdot 1,25 \cdot 0,83 = 63,5 \text{ Н/мм}^2.$$

Визначимо коефіцієнт тертя по формулах:

$$f_0 = 0,27 - 0,1 \left(\frac{t}{400} - 2 \right)^2 = 0,27 - 0,1 \left(\frac{1166}{400} - 2 \right)^2 = 0,187;$$

$$k_T = 1 + 0,43 \left(1 - \frac{HSD}{65} \right)^2 = 1 + 0,43(1 - 0,62)^2 = 1,07;$$

$$k_V = 0,76 + 0,82(1,0 - 0,1 \cdot v)^2 = 0,76 + 0,82(1,0 - 0,15)^2 = 1,35$$

$$k_e = 0,85 + 0,5 \cdot 0,24 = 0,97.$$

Приймаємо такі умови прокатки в кліті: валки сталеві зношені ($k_B = 1,15$); відносне обтискання ($\varepsilon = 24\%$); матеріал листа сталь марки Ст.08 кп ($k_M = 1,0$), валки охолоджуються водою без використання мастила ($k_{CM} = 1,0$). Тоді

$$f = 0,187 \cdot 1,15 \cdot 1,07 \cdot 1,0 \cdot 1,35 \cdot 0,97 \cdot 1,0 \cdot 1,0 = 0,277.$$

Показник тертя знаходимо з формули

$$f_{II} = f(0,92 + 1,27 \cdot \varepsilon); \quad f_{II} = 0,277(0,92 + 0,315) = 0,34. \quad (1.10)$$

Оскільки $l_d/h_{CP} \geq 1,0$, а впливом розширення нехтуємо, то середнє нормальне напруження в осередку деформації розраховуємо по формулах [3-6]

$$p_{cp} = \sigma_\phi \left(1 + 0,48 f_n \cdot l_d/h_{cp} \right) \cdot \left(1 - \frac{\sigma_n + \sigma_3}{2\sigma_\phi} \right), \quad (1.11)$$

де σ_{II} и σ_3 - переднє і заднє напруження натягнення для гарячого прокатки на неперервному стані можна приймати $\sigma_{II} = \sigma_3 = (0,15 \dots 0,2) \sigma_T$.

На толстолистовом стане $\sigma_{II} = \sigma_3 = 0$ (отсутствует натяжение концов). Имеем

$$p_{cp} = 63,5(1 + 0,48 \cdot 0,34 \cdot 1,84) \approx 86 \text{ Н/мм}^2.$$

Сила прокатки дорівню

$$P = p_{cp} \cdot l_d \cdot B_{cp} = 86 \cdot 0,081 \cdot 1,62 = 11,3 \text{ МН}, \quad (1.12)$$

що менше значення сили, що допускається [Р](см вище).

Визначимо момент прокатки, на одному валку і знаходимо коефіцієнт положення рівнодійною по формулах [6]:

$$\left. \begin{aligned} M &= \psi \cdot P \cdot l_{di} \\ \psi &= 0,38 + 0,12 h_{cp} / l_d \end{aligned} \right\} \quad (1.13)$$

Для параметрів прикладу маємо:

$$\psi = 0,38 + 0,12 \cdot 0,54 = 0,445;$$

$$M = 0,445 \cdot 0,081 \cdot 11,3 = 0,41 \text{ МН} \cdot \text{м}.$$

Момент для двох валків, приведений до валу двигуна при передатному відношенні $i = 1$ рівний

$$2M = 2M / i = 2 \cdot 0,41 = 0,82 \text{ МН} \cdot \text{м}.$$

Момент тертя в шийках валків і в деталях лінії стана (привід через шестерінчасту кліть без редуктора) визначимо з формул ($i=1$)

$$M_{TP1} = P \cdot f_{ш} \cdot d_{ш} / i;$$

$$M_{TP2} = 0,1(2M' + M'_{TP}),$$

де M_{TP1} и M_{TP2} - момент тертя в шийках валків і деталях головної лінії; $f_{ш}$ - коефіцієнт тертя в шийках валків (без урахування сил тертя на між валковому контакті)

$$M_{TP1} = 11,3 \cdot 0,02 \cdot 0,6 = 0,135; \quad \text{МН} \cdot \text{м};$$

$$M_{TP2} = 0,1(0,82 + 0,135) \approx 0,10 \quad \text{МН} \cdot \text{м}.$$

Сумарний момент, приведений до валу двигуна, рівний

$$M_{\Sigma} = 2M + M_{TP1} + M_{TP2} = 0,955 \text{ МН} \cdot \text{м},$$

що дещо менше за номінальний (см вищий).

Потужність двигуна по моменту рівна:

$$N_{дв} = 960 \cdot M_{\Sigma} \cdot v / R \cdot \eta = 960 \cdot 0,955 \cdot 1,5 / 0,55 \cdot 0,95 = 2700 \text{ кВт},$$

що дещо менше потужності встановленого двигуна ($N_{дв} = 2900 \text{ кВт}$). З урахуванням динамічного моменту при прискоренні валків з розкатом, розрахунковий момент зростає до $M'_{\Sigma} = 1,33 \text{ МН} \cdot \text{м}$, а потужність двигуна - до $N'_{дв} = 3660 \text{ кВт}$. Коефіцієнт перевантаження двигуна при динамічному прокатуванні

$$k_{\partialс} = N'_{\partialс} / N_{\partialс} = 3660 / 2700 = 1,35.$$

Допускається для короткочасного перевантаження реверсивного стана, рівному $k_{дв} = 2 \dots 2,5$. При цьому двигун перевіряють на нагрів за формулою

(1.7). Використовуючи розрахункові данні табл.1.1. встановили, що максимальні еквівалентні моменти рівні: в кліті 1 - $M_{\text{ЭКВ}} = 0,51 \text{ МН}\cdot\text{м}$, а в кліті 2 - $M_{\text{ЭКВ}} = 0,4 \text{ МН}\cdot\text{м}$, що менше номінальних моментів. Таким чином, по еквівалентному моменту двигунів режим деформації для отримання листа 8x1500x6000 мм може бути реалізований в практиці.

2 Розрахунок режиму деформації штаби і енергосилових параметрів для прокатки на ШСГП

На широкоштабових станах прокатують штаби завтовшки від 0,8 до 16 мм із слябів масою 5...40 т. Матеріал штаб: маловуглецева, низьколегована і легована марки стали. Для прокатки штабовий продукції в гарячому стані використовують реверсивні (універсальні стани, стани Стеккеля), напівнеперервні і неперервні стани різного типу.

У певних умовах можуть застосовувати і напівнеперервні стани з однією - двома реверсивними клітками в чорновій групі. Сляби для прокатки штаб отримують із слябінгу або з МНЛЗ. Незважаючи на відмінність конструкцій станів, загальними для них є наступні основні технологічні операції:

- пряма (транзитна) прокатка слябів;
- прокатка на стані з інтенсивною деформацією металу ;
- охолодження прокатої штаби в душіруючих пристроях для поліпшення механічних властивостей і зниження змісту окалини ; -
- змотування штаби в рулон;
- охолодження рулонів ;
- дресирування і оброблення (поперечна і подовжня);
- упаковка листів і відвантаження споживачеві;
- Подальша прокатка в холодному стані.

Останнім часом впроваджуються у виробництво технології поєданого процесу литво - прокатка, прокатка штаб з тонких слябів, прокатка штаб-безпосередньо з рідкого металу.

Частина продукції широкоштабових станів використовується в цехах холодної прокатки для отримання штаб завтовшки 0,4...2 мм, в цехах для виробництва гнутих профілів і тонкостінних зварних профілів. Інша частина гарячекатаного штабового металу (товарний продукт) спрямовується безпосередньо на машинобудівні заводи, у будівництво, в інші області народного господарства.

Широкоштабовий традиційний стан гарячої прокатки (ШСГП) 2000 має у своєму складі чорнову групу з п'яти клітей і чистову групу з семи клітей [1-4]. Перша кліть чорнової групи двохвалкова з діаметром $D = 1400 \text{ мм}$, а в подальших чотирьох клітях кварто робочі валки мають діаметр $D_p = 1180 \text{ мм}$, а опорні $D_{\text{оп}} = 1600 \text{ мм}$. Вертикальні кліті мають валки діаметром $D_B = 1000$

мм. Робочі валки клітей 1 і 2 приводяться від двигунів потужністю $N_{\text{дв}} = 5000$ кВт, а в клітях 3, 4 - від двигунів з $N_{\text{дв}} = 2 \times 6300$ кВт. У головних лініях цих клітей встановлені редуктори з передатним відношенням: $i_1 = 23,3$; $i_2 = 15,5$; $i_3 = 7,4$ і $i_4 = 4,2$. У інших клітях робочі валки приводяться від індивідуальних двигунів потужністю (кліті, кВт) : 5 - 7 - $N_{\text{дв}} = 2 \times 6000$; 8 - 11 - $N_{\text{дв}} = 2 \times 6300$; 12 - $N_{\text{дв}} = 2 \times 4800$.

Робочі валки клітей 1 і 2 виготовлені із сталі марки Ст. 55ХН, 60ХГ, 9ХФ з твердістю 4...45 HSD, робочі валки клітей 3 - 12 - чавунні з легуючими добавками і вибіленим шаром 58...68 HSD (чорнова група) 68...85 HSD - в чистовій групі ($D_p = 800$ мм). Опорні валки усіх клітей виготовлені із сталей марок Ст. 55ХН, 60ХГ, 9ХФ. У чорновій групі останні три кліті об'єднані у неперервну підгрупу.

Алгоритм розрахунку режиму деформації (рис. 2.1)

2.1 Визначення маси і розмірів сляба. Маса сляба (рулону) для існуючих станів визначається розмірами нагрівальних печей, відстанню між клітями і групами клітей, можливостями прокатного устаткування (кліті, моталки, мостові крани і т. п.). тому при виборі розмірів і маси сляба для існуючого стану необхідно в першу чергу виходити з характеристики моталок або печей (ширина печі визначає довжину сляба), наприклад якщо ширина печі дорівнює 11,5 м, то довжина сляба, що допускається, має бути $L = 10$ м. Довжина сляба визначається довжиною штаби з урахуванням довжини проміжного рольганга між чорною і чистою групами або характеристиками проміжного облаштування (перемотування ППУ - Coilbox).

Наприклад, при максимальній ширині штаби $B_M = 1850$ мм (стан 2000) маса рулону (сляба) складає $G = 36$ т, і відповідає вантажопідйомності моталки. Тоді товщина сляба буде рівна

$$H = G / B_M \cdot L \cdot \gamma = 36 / 1,85 \cdot 10 \cdot 7,85 = 0,25 \text{ м} = 250 \text{ мм},$$

де γ - питома маса металу (сталь).

Цій масі відповідає і максимальний діаметр рулону, який може оброблятися на подальших агрегатах (холодна прокатка, дресирування, оброблення). Виходячи з цього, маса, що допускається, для штаби іншої (меншої) ширини визначається з умов (при $h = \text{const}$ і $B_i = 1000$ мм).

$$G_i = G \cdot B_i / B_M = 36 \cdot 1,0 / 1,85 = 19,5 \text{ т.}$$

Товщина сляба визначається, у тому числі, товщиною готової штаби і режимом деформації.

2.2 Розрахунок кута захвату і величини обтиснення, що допускається, в клітях 1(двохвалкова) і 2 при мінімальних діаметрах валків:

кліть 1 – $D = 0,92 \cdot D_p = 0,92 \cdot 1400 = 1290$ мм;

кліть 2 – $D = 0,92 \cdot D_6 = 0,92 \cdot 1180 = 1080$ мм,

де 0,92 - коефіцієнт сумарного переточування валків за час їх роботи
Приймаємо орієнтовно температуру розкату в клітках 1 і 2 рівною $t = 1180^\circ\text{C}$,
твердість валків 45 HSD, швидкість прокатки, відповідно, $v_1 = 1,25$ м/с і $v_2 = 1,5$ м/с. Коефіцієнт тертя розраховуємо по формулах (1.3) при $k_\varepsilon = 1,0$; $k_t = 1,0$; $k_M = 1,0$; $k_{CM} = 1,0$: (валки зношені, штаба із сталі 08 ю, охолодження водою) :

$$k_T = 1 + 0,43 \left(1 - \frac{45}{65} \right)^2 = 1,04 ;$$

$$f_0 = 0,27 - 0,1 \left(\frac{1180}{400} - 2 \right)^2 = 0,18 ;$$

$$k_V = 0,76 + 0,82(1,0 - 0,1 \cdot 1,25)^2 = 1,38 ;$$

$$f_1 = 0,18 \cdot 1,2 \cdot 1,0 \cdot 1,38 = 0,261 .$$

Аналогічно для клітки 2 – $f_2 = 0,253$.

Коефіцієнт тертя при захваті розкату валками при $k_3 = 1,35$ рівний _;

$$f_{31} = f \cdot k_3 = 1,35 \cdot 0,261 = 0,354 ; \quad f_{32} = 1,35 \cdot 0,253 = 0,342 .$$

Обтиснення, що допускається, з формули дорівнюють

$$[\Delta h_1] = R \cdot f_3^2 = 645 \cdot 0,354^2 = 81 \text{ мм};$$

$$[\Delta h_2] = R \cdot f_3^2 = 540 \cdot 0,342^2 = 63 \text{ мм}.$$

У розрахунках режиму деформації можна приймати $[\Delta h_p] = (0,85 \dots 0,9) [\Delta h]$

2.3 Складання попередньої таблиці обтиснень. При рішенні цієї задачі необхідно брати до уваги рекомендації [1-4] по вибору величин відносних обтиснень залежно від кількості клітей і товщини проміжного розкату після чорнової групи клітей. Для прокатки штаб з розмірами 2х1500 мм товщину проміжного розкату приймаємо рівною $h_{np} = 32$ мм (товщина розкату після чорнової групи). Розподіл обтиснень Δh_i по чорнових клітках стана заздалегідь слідує встановити з умови, що в чорновій групі сумарне обтиснення знаходиться в межах $\varepsilon_{\Sigma cp} = (0,86 \dots 0,875)$ Н. Товщину сляба і сумарне обтиснення в чорновій групі клітей визначаємо з формул:

$$H_{cl} = h_{np} / \varepsilon_{\Sigma cp}; \quad \Delta h = H_{cl} - h_{np}, \quad (2.1)$$

де H_{cl} і h_{np} - відповідно товщина сляба і проміжного розкату після чорнової групи кліті ($h_{np} = h_5$ - для п'ятиклітьової групи).

то слід зробити коригування обтиснень по клітках.

Розрахункові геометричні параметри деформації в п'яти робочих клітках чорнової групи представлені в табл. 2.1. Величини обтиснень в клітках 1 і 2 не перевищують обтиснення виходячи з умов захвату розкату валками, що допускаються.

У чистовій групі з семи клітей режим деформації визначуваний таким чином. У чистовій клітці (клітка 12) відносно обтиснення приймаємо рівним ($\varepsilon_{12} = 10...18\%$), а в першій клітці чистової групи приймаємо в межах ($\varepsilon_6 = 40...50\%$). В цьому випадку абсолютні обтиснення дорівнюють ($\varepsilon_6 = 0,4 \dots 0,5$) (мм):

$$\text{клітка 6} \quad \Delta h_6 = \varepsilon_6 \cdot h_{np} = 0,5 \cdot 32 = 16 ;$$

$$\text{клітка 12} \quad \Delta h_{12} = h \left(\frac{1}{1 - \varepsilon} - 1 \right) = 2 \left(\frac{1}{1 - 0,15} - 1 \right) = 0,35 .$$

Для станів першого (другого) покоління з 4-ма клітками в чорновій групі і 6-ю клітками в чистовій групі ($\varepsilon_5 = 40...50\%$) маємо:

$$\text{клітка 5} - \quad \Delta h_5 = \varepsilon_5 \cdot h_{np} = (0,4...0,5) \cdot h_{np} ,$$

$$\text{клітка 10} - \quad \Delta h_{10} = h \cdot \left(\frac{1}{1 - \varepsilon_{10}} - 1 \right) ,$$

де h - кінцева товщина штаби.

Таблиця 2.1. Режим деформації штаби 2х1500 мм із Ст. 08ю (горизонтальні клітки)

№№ клітей	H, мм	h, мм	Δh , мм	ε , %	v, м/с	t, °C
Чорнова група						
1	240	180	60	25	1,25	1166
2	180	127	53	29,5	1,5	1162
3	127	83	44	34,5	0,96	1155
4	83	49	34	40,8	1,63	1151
5	49	32	17	34,6	2,5	1147
Чистова група						
6	32	16	16	50,0	2,03	1075
7	16	9	7	43,2	3,65	1066
8	9	5,6	3,4	37,8	5,85	1053
9	5,6	4,0	1,6	28,6	7,8	1033
10	4,0	3,0	1,0	25,0	10,4	1005
11	3,0	2,35	0,65	20,0	13,6	970
12	2,35	2,0	0,35	15,2	16,0	942

Тоді сумарне обтиснення на п'ять клітей, що залишилися, складе (табл. 2.1)

$$\Delta h_{\Sigma} = h_{np} - h - \Delta h_6 - \Delta h_{12} = 32 - 2 - 16 - 0,35 = 13,65 \text{ мм.}$$

Приватне обтиснення в клітках 6 - 11 орієнтовно можна розрахувати за формулою ($n_i=6 - 11$):

для семіклітьової групи

$$\Delta h_i / \Delta h_{\Sigma} = 0,048 + 0,0095(11 - n_i)^{2,8}, \quad (2.4)$$

а в шестиклітьової групі ($n_i = 6 - 9$)

$$\Delta h_i / \Delta h_{\Sigma} = 0,085 + 0,089(9 - n_i)^{1,3}. \quad (2.5)$$

Розподіл обтиснень по чистових клітках стана 2000 представлено в табл. 2.1. Слід мати на увазі, що сума приватних обтиснень, визначених по формулах (2.2) - (2.5) має дорівнювати сумі обтиснень

$$\Delta h_{\Sigma} = H_{cl} - h.$$

Максимальні навантаження, що допускаються, по клітках стана можна визначити з приведених вище формул або з паспортних даних ШСГП 2000[3] (табл. 2.2).

2.4 Розрахунок швидкісного режиму і температур металу по клітках. В першу чергу визначимо швидкісний режим прокатки. Перші дві кліті чорнової групи прокатують розкат в періодичному режимі [1-3].

У табл. 2.1 окружна швидкість в клітках 1 і 2 вказана у відповідності з характеристикою стана. Приймаємо швидкість прокатки в кліті 5 - $v = 2,5$ м/с, а в кліті 12 - $v = 16$ м/с. При великих швидкостях валків можливі перевантаження по потужності прокатки. Єдиним неперервним процесом пов'язані кліті 3 - 5 і 6 - 12. На підставі закону постійності секундних об'ємів металу (при випередженні $S = \text{const}$) визначаємо швидкість в попередніх клітках по формулі (розширення $\Delta b = 0$).

$$v_{i-1} = v_i \cdot h_i / h_{i-1}, \quad (2.6)$$

Таблиця 2.2. Навантаження, що допускаються, на валки ШСГП 2000

Чорнова група			Чистова група		
Кліті	Р, МН	М, МН·м	Кліті	Р, МН	М, МН·м
1	24,0	4,8	6	30,5	2,3
2	33,0	4,2	7	33,0	2,3
3	33,0	4,3	8	33,0	1,3
4	33,0	4,3	9	32,0	1,3
5	33,0	3,5	10	31,0	0,8
			11	29,0	0,80
			12	17,0	0,35

де i - номер кліті; v_i і h_i - швидкість прокатки і товщина штаби в цій кліті неперервної групи; v_{i-1} і h_{i-1} - швидкості і товщина штаби в попередній кліті неперервної групи. Так, для клітей 4 і 11 неперервних груп швидкості прокатки будуть рівні (м/с) :

$$v_4 = v_5 \cdot h_5 / h_4 = 2,5 \cdot 32 / 49 = 1,63$$

$$v_{11} = v_{12} \cdot h_{12} / h_{11} = 16 \cdot 2,0 / 2,35 = 13,6 ..$$

Аналогічно визначають швидкості валків в інших клітях. Температуру металу по клітях різних ШСГП можна визначити по теоретичних або емпіричних формулах, які приведені в роботах[3,4]. Падіння температури по клітях чорнової групи ШСГП залежить від схеми розташування клітей, методу прокатки (з печей або транзитом), розмірів слябів і розкату після чорнової групи. .

Зниження втрат температури відбувається за рахунок зменшення часу переміщення розкату від однієї кліті до іншої. При транзитної прокатки слябів на ШСГП 1680 (меткомбінат "Запоріжсталь") середня температура сляба перед станом, в основному, складає $t_n = 1170... 1190^{\circ}\text{C}$, а після кліті 4 - $t_4 = 1060...1100^{\circ}\text{C}$. На ШСГП Череповецького меткомбінату з неперервною трьохклітьовою підгрупою клітей в чорнової групі при нагріві сляба до 1250°C , температура розкату за чорновою групою складає $t_5 = 1180 . 1200^{\circ}\text{C}$. Для отримання необхідних температур прокатки в чистовій групі, температура розкату перед чистовою групою повинна складати $t = 1050 . 1100^{\circ}\text{C}$.

Зниження температури розкату при транспортуванні його по проміжному рольгангу для різних умов прокатки складає:

товщина розкату (мм)	зниження температури	
23	50-60	} ШСГП 1680
28	40-50	
32	70-85	} ШСГП 2000
34	70	
40	63	
45	50	

Падіння температури в клітях чорнової групи визначаємо по формулі (по М. Крейдлину)

$$\Delta t \approx 0,0021 \left(\frac{t_{i-1} + 273}{100} \right)^4 \frac{\tau_{i-1}}{h_{i-1}}, \quad (2.7)$$

де t_{i-1} - температура металу в попередньому проході, $^{\circ}\text{C}$; τ_{i-1} - машинний час прокатки в попередньому проході і час паузи, с; h_{i-1} - товщина розкату перед кліттю, мм.

Температура металу в подальшому проході рівна

$$t_i = t_{i-1} - \Delta t_i. \quad (2.8)$$

Як приклад розрахуємо температуру розкату для клітей 1 і 2 стана 2000, приймаючи температуру і товщину металу у вертикальному окалиноламачі : $t_{i-1} = 1180^{\circ}\text{C}$ и $h_{i-1} = 240$ мм ($h_{i-1} = H_{cl}$) [3]. Маємо

$$\tau_{i-1} = L_{i-1}/v_{i-1} = 15/1,2 = 12,5 \text{ с},$$

де L_{i-1} - відстань між окалиноламачем і кліттю 1; v_{i-1} - окружна швидкість валків вертикального окалиноламача.

З формул (2.7) і (2.8) отримаємо, $^{\circ}\text{C}$

$$\Delta t_1 = 0,0021 \left(\frac{1180 + 273}{100} \right)^4 \frac{12,5}{240} \approx 4 \text{ }.$$

В результаті охолодження сляба на гідрозбиві, його температура знижується на $\Delta t_r \approx 10^{\circ}\text{C}$, тоді

$$t_1 = t_{i-1} - \Delta t_1 - \Delta t_r = 1180 - 14 = 1166^{\circ}\text{C};$$

для кліті 2 отримаємо:

$$\tau_{i-1} = L_{i-1}/v_{i-1} = 20/1,25 = 16 \text{ с};$$

$$\Delta t_1 = 0,0021 \left(\frac{1169 + 273}{100} \right)^4 \frac{16}{180} \approx 4^{\circ}\text{C};$$

$$t_2 = 1166 - 4 = 1162^{\circ}\text{C},$$

де L_{i-1} - відстань між клітьями 1 і 2.

Аналогічним чином розраховуємо температури і для інших клітей чорнової групи. Температуру в клітях чистової групи можна визначити по емпіричній формулі, отриманій для умів прокатки на ШСГП 1680[7].

$$t_i = t_{\text{пк}} - \frac{(t_{\text{пк}} - t_{\text{к}})}{\frac{h_{\text{пк}}}{h_{\text{к}}} - 1} \left(\frac{h_{\text{пк}}}{h_i} - 1 \right), \quad (2.9)$$

де $t_{\text{пк}}$ - температура розкату перед входом до чистової групи клітей; $h_{\text{пк}}$ - товщина розкату перед чистовою групою клітей; $t_{\text{к}}$ і $h_{\text{к}}$ - температура і товщина штаби в останній кліті стана; h_i - товщина штаби в шуканій кліті.

Для розрахунку температури $t_{\text{к}}$ закінчення прокатки в чистовій групі клітей відомі емпіричні залежності, придатні для конкретних станів [2]:

для стана 1700 Маріупольського металургійного комбінату

$$t_{\text{к}} = 311 + 0,649t_{\text{пк}} + 1,78h_{10} - 187 \cdot 10^3 / h_{10} \cdot v_{10}; \quad (2.10)$$

для стана 1700 Карагандинського металургійного комбінату (Казахстан)

$$t_{\text{к}} = 640 + 0,345t_{\text{пк}} + 1,44h_{12} - 265 \cdot 10^3 / h_{12} \cdot v_{12}; \quad (2.11)$$

для стана 2000 Новоліпеського металургійного комбінату (Росія)

$$t_{\text{к}} = 682 + 0,35t_{\text{пк}} - 241 \cdot 10^3 / h_{12} \cdot v_{12}; \quad (2.12)$$

де h_{10} (h_{12}) - товщина штаби в останній кліті (мм); v_{10} (v_{12}) - окружна швидкість валків в останній кліті, м/хв.

Для ШСГП 2000 температуру в кліті 12 визначимо за формулою(2.12), а в проміжних клітках, орієнтовно, за формулою (2.10) :

$$v_{12} = v_{12} \cdot 60 = 16 \cdot 60 = 960 \text{ м/мин};$$

$$t_k = 682 + 0,35 \cdot 1075 - 241 \cdot 10^3 / 2 \cdot 960 = 942 \text{ } ^\circ\text{C};$$

$$t_8 = 1075 - \frac{(1075 - 942)}{\frac{32}{2} - 1} \left(\frac{32}{9} - 1 \right) = 1053 \text{ } ^\circ\text{C}$$

Дані розрахунку швидкостей і температур по клітках ШСГП 2000 представлені в табл. 2.1.

2.5 Розрахунок енергосилових параметрів прокатки. Визначимо енергосилові параметри прокатки по формулах робіт [3-6]. Умови плющення дані вище і в таблиці. 2.1.

Кліть 1. Величина сумарного обтиснення в чорновій групі клітей по формулі (2.2) рівна

$$\Delta h_\Sigma = H_{cl} - h_{np} = 240 - 32 = 208 \text{ мм};$$

а в кліті 1

$$\Delta h_1 / \Delta h_\Sigma = 0,082 + 0,08(5 - 1)^{0,68} = 0,288; \quad \Delta h_1 = \Delta h_\Sigma \cdot (\Delta h_1 / \Delta h_\Sigma);$$

$$\Delta h_1 = 0,288 \cdot 208 \approx 60 \text{ мм.}$$

Довжина дуги контакту, чинник форми осередку деформації і швидкість деформації рівні:

$$l_d = \sqrt{R \cdot \Delta h_1} = \sqrt{700 \cdot 60} = 206 \text{ мм};$$

$$h_1 = H_{cl} - \Delta h_1 = 240 - 60 = 180 \text{ мм};$$

$$h_{cp} = 0,5(180 + 240) = 210 \text{ мм};$$

$$l_d / h_{cp} = 206 / 210 = 0,98;$$

$$u = \frac{v \cdot \varepsilon}{l_d} = \frac{1250 \cdot 0,25}{206} = 1,52 \text{ с}^{-1}.$$

Напруження течії металу (сталь марки Ст.08ю) визначимо за величиною вуглецевого еквіваленту [3-6] залежно від швидкості деформації і групи марки стали. Хімічний склад стали, %: 0,08C; 0,1 Si; 0,35 Mn; 0,03 Cr; 0,1 Ni; 0,04 Al; 0,15 Cu, а вуглецевий еквівалент рівний (%) (без урахування заліза, фосфору, сірки) рівний

$$N_1 = 0,08 + 0,1 + 0,35 + 0,03 + 0,1 + 0,04 + 0,15 = 0,85.$$

Базове напруження течії рівно

$$\begin{aligned} \sigma_{T\delta} &= 80 + 25 \left[1 - \left\{ (5 - N_1) / 4,5 \right\}^{1,8} \right] = \\ &= 80 + 25 \left[1 - \left\{ (5 - 0,85) / 4,5 \right\}^{1,8} \right] = 83,5 \text{ Н/мм}^2. \end{aligned}$$

Використовуючи табл.2.1 і формули [3-6] отримаємо (при $u < 10 \text{ з}^{-1}$) :

$$k_t = 1,66 - 1,1 \left(\frac{1166}{400} - 2 \right)^{0,7} = 0,61;$$

$$k_\varepsilon = 1 + 0,43 \left[1 - 6,3(0,5 - 0,25)^2 \right] = 1,17;$$

$$k_u = 0,22 + 0,072(7 + \ln 1,52) = 0,755.$$

Звернути увагу на правильність вибору формул для розрахунку k_ε і k_u .
Напруження течії

$$\sigma_T = 83,5 \cdot 0,61 \cdot 1,17 \cdot 0,755 = 44,2 \text{ Н/мм}^2$$

При незначному впливі тертя визначимо нормальне контактне напруження (при $l_d / h_{cp} < 1,0$ з урахуванням впливу внеконтактних зон деформації металу).

$$p_{cp} = 1,15 \cdot 44,2(1 + 0,20 \cdot 0,98) \left[1 + (1,1 - 0,98)^2 \right] = 59,1 \text{ Н/мм}^2$$

Сила прокатки по формулі (1.12) дорівнює

$$P = 59,1 \cdot 0,206 \cdot 1,5 = 18,2 \text{ МН.}$$

Коефіцієнт положення рівнодійної сил можна визначити за формулою [7]

$$\psi = 0,498 - 0,0283 \cdot l_d / h_{cp} \quad (2.13)$$

чи по формулах, отриманих на підставі обробки епюр нормального контактного напруження

$$\psi = 0,51(l_d / h_{cp})^{-0,10} - \quad \text{при } l_d / h_{cp} \leq 3,5 \quad (2.14,a)$$

$$\psi = 0,5(l_d / h_{cp})^{-0,092} - \quad \text{при } l_d / h_{cp} > 3,5 \quad (2.14,b)$$

Розраховуємо коефіцієнт ψ за формулою (2.14) для кліті 1 .

$$\psi = 0,51 \cdot (0,98)^{-0,10} \approx 0,505 .$$

Момент кручення власне пластичній деформації при прокатуванні на одному валку по формулі (1.13) рівний

$$M = 0,505 \cdot 0,206 \cdot 18,2 = 1,89 \text{ МН} \cdot \text{м}, (2M=3,78 \text{ МН} \cdot \text{м}),$$

що менше моменту, що допускається, по таблиці. 2.2.

Момент тертя в шийках валків кліті дуо рівний

$$M_{mp1} = P \cdot f_{ш} \cdot d_{ш}, \quad (2.15)$$

де $f_{ш}$ - коефіцієнт тертя в підшипниках (у підшипниках рідинного тертя $f_{ш} = 0,003$); $d_{ш}$ - діаметр шийки ($d_{ш} = 1000 \text{ мм}$). Маємо

$$M_{тр1} = 18,2 \cdot 0,003 \cdot 1,0 = 0,055 \text{ МН} \cdot \text{м}.$$

Момент тертя в деталях головної лінії стана визначимо з формули

$$M_{\text{тр}2} = \left(\frac{1}{\eta_{\Sigma}} - 1 \right) (2M + M_{\text{тр}1}), \quad (2.16)$$

де η_{Σ} - сумарний коефіцієнт корисної дії передачі двигун - валки ($\eta_{\Sigma}=0,9$). Маємо

$$M_{\text{тр}2} = 0,11(3,78 + 0,055) = 0,433 \text{ МН} \cdot \text{м}.$$

Сумарний момент діючий, при прокатуванні розкату, рівний (на два валки)

$$M_{\text{пр}} = 2M + M_{\text{тр}1} + M_{\text{тр}2}, \quad (2.17)$$

або
$$M_{\text{пр}} = 3,78 + 0,055 + 0,433 = 4,263 \text{ МН} \cdot \text{м},$$

який також менше за те, що допускається.

$$M_{\text{дв}} = M_{\text{пр}} / i, \quad (2.18)$$

де i - передатне відношення передачі двигун - валяння ($i = 23,3$ для кліті 1).

З формули (2.18) отримаємо

$$M_{\text{дв}} = 4,263 / 23,3 = 0,182 \text{ МН} \cdot \text{м}.$$

Номінальний момент на валу двигуна визначимо з формули

$$M_{\text{ном}} = 0,975 \frac{N_{\text{дв}} \cdot \eta_{\Sigma}}{n \cdot 10^2}, \text{ МН} \cdot \text{м}. \quad (2.19)$$

Число оборотів двигуна з формули

$$n_{\text{дв}} = 60 \cdot v_1 \cdot i / \pi \cdot D_3 \quad (2.20)$$

дорівнює при $v=1,25 \text{ м/с}$

$$n_{\text{дв}} = 60 \cdot 1,25 \cdot 23,3 / 3,14 \cdot 1,4 = 395 \text{ об/мин}.$$

Тоді момент $M_{\text{ном}}$ з формули (2.19) рівний ($\eta_{\Sigma} = 0,9$)

$$M_{\text{ном}} = 0,975 \frac{5000 \cdot 0,9}{395 \cdot 10^2} \approx 0,12 \text{ МН} \cdot \text{м} \downarrow$$

Коефіцієнт перевантаження двигуна по моменту складе

$$k_{\text{п}} = \frac{M_{\text{дв}}}{M_{\text{ном}}} = \frac{0,182}{0,12} = 1,52,$$

що менше того, що допускається при короткочасному навантаженні ($[k_{\text{п}}] = 2 \dots 2,5$).

Фактична необхідна розрахункова потужність на валу двигуна для двох валків з формули рівна

$$N_{\text{дв}} = 960 \cdot M_{\text{пр}} \cdot v / R; \quad (2.21)$$

$$N_{\text{дв}} = 960 \cdot 4,263 \cdot 1,25 / 0,7 = 7320 \text{ кВт},$$

що більше за встановленого, але перевантаження допустиме.

З розрахунку виходить, що прийняте обтиснення в кліті 1 є завищеним і з метою зниження завантаження головного двигуна (при $v=\text{const}$) необхідно

зменшити величину обтиснення і передбачити двохвалкову кліть 1 в чорновій групі в якості додаткового окалиноламача.

Продовжимо розрахунок для прийнятого режиму деформації

Кліть 2. Довжина дуги контакту і чинник форми l_d/h_{cp} осередку деформації вказані в таблиці. 2.3, а швидкість деформації рівна

$$u = 1500 \cdot 0,295 / 177 = 2,5 \text{ с}^{-1}.$$

Довжину дуги контакту з урахуванням пружних деформацій валків в клітях 9-12 розраховують по формулах

$$l'_c = \frac{c + \sqrt{c^2 + 4R\Delta h(1 - cf_n / 2h_{cp})}}{2(1 - cf_n / 2h_{cp})};$$

$$c = n_{cp} \sigma_\phi R / 47500; \quad n_{cp} = 1 - \frac{\sigma_\Pi + \sigma_3}{2\sigma_\phi};$$

де σ_Π і σ_3 - переднє і заднє напруження натягнення.

Для гарячої прокатки на неперервному стані приймають $\sigma_\Pi = \sigma_3 = (0,15 \dots 0,2)$.

Коефіцієнт тертя розраховуємо по формулах приведеним вище, а додаткові коефіцієнти приймаємо з робіт [3-6] ($t = 1168^\circ\text{C}$, $v = 1,5 \text{ м/с}$, валки з твердістю 45 HSD):

$$f_0 = 0,27 - 0,1 \left(\frac{1168}{400} - 2 \right)^2 = 0,184;$$

$$k_T = 1 + 0,43[1 - 45/65]^2 = 1,03;$$

$$k_v = 0,76 + 0,82(1,0 - 0,1 \cdot 1,5)^2 = 1,35.$$

$$k_E = 0,85 + 0,5 \cdot 0,295 \approx 1,0;$$

$$f = 0,184 \cdot 1,03 \cdot 1,35 \cdot 1,11,0 = 0,28$$

Показник тертя з формули (1.10) рівний

$$f_\Pi = 0,28(0,92 + 0,375) = 0,373.$$

Розрахунок напруження течії металу при базовому його значенні $\sigma_{T0} = 83,5 \text{ Н/мм}^2$ (см вищій) ($u < 10 \text{ с}^{-1}$):

$$k_t = 1,66 - 1,1 \left(\frac{1168}{4} - 2 \right)^{0,7} \approx 0,61;$$

$$k_\varepsilon = 1 + 0,43[1 - 6,3(0,5 - 0,295)^2] \approx 1,18;$$

$$k_u = 0,22 + 0,072(7 + \ln 2,5) = 0,79.$$

По формулі (1.27) отримаємо

$$\sigma_T = 83,5 \cdot 0,61 \cdot 1,18 \cdot 0,79 = 47,4 \text{ Н/мм}^2.$$

Середнє нормальне контактне напруження розраховуємо по формулі (2.11), так як $l_d/h_{cp} > 1$ ($\lambda = 1,15$):

$$P_{cp} = 54,4(1 + 0,48 \cdot 0,372 \cdot 1,15) = 67,3 \text{ Н/мм}^2.$$

Сила прокатки з формули (1.12)

$$P = 67,3 \cdot 0,177 \cdot 1,5 = 17,9 \text{ МН}.$$

Коефіцієнт положення рівнодійної сил з формули (2.14) рівний

$$\psi = 0,51(l_d / h_{cp})^{-0,10} = 0,51(1,15)^{-0,10} = 0,504.$$

Момент крутіння власне прокатки на одному валку по формулі (1.13) (без урахування сил тертя на між валковому контакті)

$$M = 0,504 \cdot 0,177 \cdot 17,9 = 1,6 \text{ МН} \cdot \text{м}.$$

Для двох валків матимемо $2M = 3,2 \text{ МН} \cdot \text{м}$, що менше, якій допускається з табл.2.2.

Момент тертя в шийках валків кліті кварто рівний ($d_{ш} = 800 \text{ мм}$)

$$M_{TP1} = P \cdot f_n \cdot d_{ш} (D_p / D_{on}) \quad (2.22)$$

або

$$M_{TP1} = 17,9 \cdot 0,003 \cdot 1,0 \cdot 0,74 = 0,04 \text{ МН} \cdot \text{м}.$$

Момент тертя в деталях головної лінії з (2.16) рівний ($\eta_{\Sigma} = 0,9$)

$$M_{TP2} = 0,11(3,2 + 0,04) = 0,36 \text{ МН} \cdot \text{м}.$$

Сумарний момент з (2.17) рівний

$$M_{IP} = 3,2 + 0,04 + 0,36 = 3,6 \text{ МН} \cdot \text{м}$$

Момент, приведений до валу двигуна при $i = 15,5$ з формули (2.18)

$$M_{ДВ} = 3,6 / 15,5 = 0,231 \text{ МН} \cdot \text{м}.$$

Номінальний момент з формули (2.19) рівний

$$M_{ном} = 0,975 \frac{5000 \cdot 0,9}{347 \cdot 10^2} = 0,126 \text{ МН} \cdot \text{м} \downarrow$$

Коефіцієнт перевантаження двигуна рівний

$$k_n = \frac{0,231}{0,126} = 1,83,$$

що допустимо при короткочасному навантаженні.

Фактична потужність на валу двигуна для двох валків складає по формулі (2.21)

$$N_{ДВ} = 960 \cdot M_{IP} \cdot v / R ;$$

$$N_{ДВ} = 960 \cdot 3,622 \cdot 1,5 / 0,59 = 8780 \text{ кВт},$$

що допустимо при короткочасному навантаженні.

Аналогічно розраховані енергосилові параметри і для клітей 3 - 5 (табл. 2.3). Як видно з табл. 2.3, розрахункові енергосилові параметри (P і M_{Σ}), що менш таких, які допускаються з табл.2.2. Рациональний розподіл обтиснень

по клітках чорнової групи обумовлений близькими між собою потужностями прокатки, які дещо перевищують потужності встановлених двигунів (см вище).

Перевіримо двигун кліті 2 на нагрів. Для цього необхідно знати машинний час прокатки в кліті 2 і час паузи. Машинний час прокатки в кліті 2 дорівнює

$$\tau_2 = L_2 / v_2, \quad (2.23)$$

де L_2 - довжина штаби після кліті 2.

При початковій довжині сляба $L_0 = 12$ м і товщині розкату в кліті 2 - $h_2 = 127$ мм, довжина L_2 рівна

$$L_2 = H \cdot L_0 / h_2 = 240 \cdot 12 / 127 = 22,7 \text{ м.} \quad (2.24)$$

Машинний час при $v_2 = 1,5$ м/с з формули (2.23) дорівнює

$$\tau_2 = 22,7 / 1,5 = 15,2 \text{ с.}$$

Двигун кліті працюватиме нормально, без перегрівання якщо еквівалентний момент буде менше за номінальний, тобто $M_{\text{екв}} < M_{\text{ном}}$. Еквівалентний момент для кліті 2 визначимо з формули

$$M_{\text{екв}} = \sqrt{\frac{M_{\text{дб2}}^2 \cdot \tau_2 + M_{\text{хх}}^2 \cdot \tau_n}{\tau_2 + \tau_n}}, \quad (2.25)$$

де $M_{\text{хх}}$ - момент холостого ходу, рівний $M_{\text{хх}} = 0,05 \cdot M_{\Sigma}$

При паузі $\tau_n = 5$ с отримаємо

$$M_{\text{екв}} = \sqrt{\frac{0,231^2 \cdot 15,2 + 0,011^2 \cdot 5,0}{15,2 + 5,0}} = 0,178 \text{ МН} \cdot \text{м,}$$

що більше номінального моменту $M_{\text{ном}} = 0,126 \text{ МН} \cdot \text{м}$, тобто двигун буде працювати з перевантаженням.

Кліть 6. Як приклад виконаємо повний розрахунок енергосилових параметрів для кліті 6 чистової групи. В першу чергу визначимо товщину штаби по клітках відповідно до формули (2.4) і після коригування вносимо в табл. 2.1. Розрахунок енергосилових параметрів виконуємо по аналогії з розрахунком для кліті 2. Довжина дуги контакту і чинник форми осередку деформації вказані в табл. 2.3, а швидкість деформації рівна

$$u = 2030 \cdot 0,5 / 80 = 12,8 \text{ с}^{-1}.$$

Таблиця 2.3. Результати розрахунку параметрів плющення

№№ кліт	$l_{\text{д}}$ мм	$l_d/h_{\text{ср}}$	$\sigma_{\text{ф}}$, Н/мм ²	f	$p_{\text{ср}}$, Н/мм ²	Р, МН	ψ	Розрахунок	
								M_{Σ} , МН·м	N, кВт
Чорнова група									
1	206	0,98	50,8	0,31	59,7	18,2	0,505	4,263	7320
2	177	1,75	54,5	0,28	67,3	17,9	0,504	3,582	8780
3	161	1,52	65,0	0,33	89,2	21,4	0,483	3,67	8900
4	141	2,14	73,8	0,31	110	23,3	0,47	3,33	7880
5	99,5	2,55	75,8	0,27	112	17,0	0,474	1,76	7500
Чистова група									
6	80	3,33	127	0,338	235	28,3	0,468	2,2	10730
7	52,8	4,24	134	0,274	243	29,1	0,460	2,206	18700
8	36,8	5,04	150	0,255	279	22,2	0,455	1,115	16800
9	25,3	7,23	163	0,235	355	19,6	0,427	0,663	13000
10	20,2	5,75	180	0,222	336	12,6	0,438	0,30	7800
11	17,1	6,5	217	0,227	441	11,3	0,432	0,19	6450
12	11,8	5,5	227	0,235	435	7,72	0,432	0,10	4000

При розрахунку параметрів прокатки в клітках №№ 9-12 слід враховувати вплив пружних деформацій валків. Коефіцієнт тертя при $k_B=1,2$; $k_e=1,0$; $k_M=1,0$; $k_{CM}=1,0$ и $k_T=1$ [3-6] (см. вище):

$$f_0 = 0,27 - 0,1 \left(\frac{1075}{400} - 2 \right)^2 = 0,22;$$

$$k_v = 0,76 + 0,82(1,0 - 0,203)^2 = 1,28;$$

$$k_E = 0,85 + 0,5 \cdot 0,5 = 1,1;$$

$$f = 0,22 \cdot 1,2 \cdot 1,28 \cdot 1,1 = 0,37;$$

$$f_n = 0,370(0,92 + 0,635) \approx 0,522.$$

Розрахунок напруження течії металу при базовому його значенні $\sigma_{T6} = 83,5 \text{ Н/мм}^2$. При $u > 10 \text{ с}^{-1}$ коефіцієнт k_u для сталей групи І розраховуємо по формулі [3-6]

$$k_u = 1,03 + 0,1(\ln u - 2,3)^{1,5}. \quad (2.27)$$

Маємо

$$k_t = 1,66 - 1,1 \left(\frac{1075}{400} - 2 \right)^{0,7} \approx 0,89;$$

$$k_\varepsilon = 1 + 0,43 \left[1 - 6,3(0,5 - 0,5)^2 \right] \approx 1,43;$$

$$k_u = 1,03 + 0,1(\ln 12 - 2,3)^{1,5} = 1,04.$$

По формулі [3-6] напруження течії дорівнює

$$\sigma_T = 83,5 \cdot 0,89 \cdot 1,43 \cdot 1,04 = 111 \text{ Н/мм}^2.$$

Середнє нормальне контактне напруження по формулі (1.11) дорівнює

$$p_{cp} = 1,15 \cdot 111 (1 + 0,48 \cdot 0,522 \cdot 8,33) = 235 \text{ Н/мм}^2.$$

Сила прокатки по формулі (1.12)

$$P = 235 \cdot 0,08 \cdot 1,5 = 28,3 \text{ МН},$$

що менше за те, що допускається (див. табл. 2.2).

Коефіцієнт положення рівнодійної сил з формули (2.14) рівний

$$\psi = 0,5 \cdot 3,33^{-0,092} \approx 0,45.$$

Момент крутіння на одному валку з (1.13) рівний

$$M = 0,45 \cdot 0,08 \cdot 28,3 \approx 1,05 \text{ МН}\cdot\text{м}.$$

Для двох валків отримаємо $2M = 2,1 \text{ МН}\cdot\text{м}$, що менше за те, що допускається (табл. 2.2)..

Моменти тертя M_{TP1} і M_{TP2} при ($\eta_\Sigma = 0,95$) дорівнюють:

$$M_{TP1} = 28,3 \cdot 0,003 \cdot 1,0 \cdot 0,8 / 1,6 = 0,041 \text{ МН}\cdot\text{м};$$

$$M_{TP2} = 0,05(2,1 + 0,041) = 0,108 \text{ МН}\cdot\text{м}.$$

Сумарний момент прокатки дорівнює при $i = 1$

$$M_\Sigma = M_{\partial\partial} = 2,15 + 0,041 + 0,108 \approx 2,25 \text{ МН}\cdot\text{м}.$$

Потужність двигуна з (2.21)

$$N_{\partial\partial} = 960 \cdot 2,25 \cdot 2,03 / 0,4 = 10930 \text{ кВт},$$

що менше потужності встановленого двигуна ($N_{дв} = 12000 \text{ кВт}$).

Аналогічно виконуємо розрахунок енергосилових параметрів і для інших клітей (табл. 2.3). Як видно з табл.2.3, величини сил і моментів прокатки в клітях 6,10-12 менше за тих, що допускаються (табл. 2.2). У чистовій групі кліть 7 має найбільше навантаження на двигун ($N_{дв} = 18700 \text{ кВт}$). Тому визначимо для цієї кліті еквівалентний момент прокатки з використанням формули (2.26) при ($\tau_n = 5 \text{ с}$:

$$M_{xx} = 0,05 \cdot M_{ном} = 0,05 \cdot 2,3 = 0,115 \text{ МН}\cdot\text{м};$$

$$\tau_m = L_7 / V_7 = 267 / 3,65 = 73 \text{ с};$$

$$M_{\text{экв}} = \sqrt{\frac{2,206^2 \cdot 73 + 0,115^2 \cdot 7}{73 + 5}} = 2,16 \text{ МН} \cdot \text{м}.$$

Як впливає з розрахунку $M_{\text{экв}} < M_{\text{ном}}$ ($2,16 < 2,3$) і двигун при цьому навантаженні може працювати без нагріву. Але проте при розрахунку режимів деформації слід домагатися рівномірного навантаження на валки і двигуни клітей 6 - 9. У клітях 10 - 12 навантаження повинні зменшатися для забезпечення високої якості поперечного профілю штаби.

3 Розрахунок режиму деформації і енергосилових параметрів при холодному прокатуванні штаб

Сумарне обтиснення при холодному прокатуванні штаб знаходиться в межах 45...75% і визначається набуттям необхідних механічних властивостей готових штаб після прокатки, відпалу і дресування. Величина сумарного обтиснення залежить від кількості клітей і матеріалу штаби. Ширина штаби впливає на сумарне обтиснення спільно з товщиною штаби. Зазвичай більшій ширині штаби відповідає більша товщина і менше сумарне обтиснення. З табл.4.8 витікає, що зі збільшенням кількості клітей з чотирьох до п'яти (стан 2030) сумарне обтиснення зростає з $\varepsilon_{\Sigma} = 0,64$ до $\varepsilon_{\Sigma} = 0,714$, тобто в 1,12 разу. Аналіз режимів деформацій таб різних розмірів показує, що залежності сумарного обтиснення від товщини штаби мають параболічний характер з різною мірою кривизни.

Так, для НСХП 1680 меткомбінату «Запоріжсталь» отримані наступні залежності (див. додаток – табл..А,Б):

сталі марок: 08 кп (пс), 10 кп (пс), Ст 1 кп (пс) ($h \geq 0,5$ мм)

$$\varepsilon_{\Sigma} = 0,51 + 0,148(2 - h)^{1,3}; \quad (3.1)$$

сталі марок: 15 кп (пс), Ст 0, Ст 2 кп (пс), Ст 3 кп (пс) ($h \geq 0,8$ мм)

$$\varepsilon_{\Sigma} = 0,44 + 0,192(2 - h)^{1,4}; \quad (3.2)$$

сталі марок: 10, 15, 20 кп (пс), 20, 25, Ст 3 сп ($h \geq 0,7$ мм)

$$\varepsilon_{\Sigma} = 0,44 + 0,172(2 - h)^{1,3}; \quad (3.3)$$

сталі марок: 09Г2, 09Г2Д ($h \geq 1,0$ мм)

$$\varepsilon_{\Sigma} = 0,44 + 0,2(2 - h)^{1,6} \quad (3.4)$$

сталі марок: 07ГСЮФ ($h \geq 1,2$)

$$\varepsilon_{\Sigma} = 0,43 + 0,26(2 - h) \quad (3.5)$$

где h – товщина полоси після стану.

Якщо на стані є п'ять клітей, то отримані значення ε_{Σ} з формул (3.1) - (3.5) слід помножити на коефіцієнт 1,12,

$$\varepsilon_{\Sigma 5} = 1,12 \varepsilon_{\Sigma 4} \quad (3.6)$$

де $\varepsilon_{\Sigma 5}$, $\varepsilon_{\Sigma 4}$ - сумарне обтиснення відповідно для стана з чотирьох і п'яти клітей.

На НСХП має місце різний характер розподілу Δh (ε) по клітках стана. Так, на НСХП 1680 прийнята схема, при якій максимальне обтиснення доводиться на кліть №1. В цьому випадку максимально використовуються пластичні властивості незміцненого металу, рівномірно розподіляються силові навантаження по клітках стана. Застосування зменшення обтиснень в кліті №1 покращує умови захвату металу валками і забезпечує зменшення подовжньої різнотовщинності штаби. Розглянуті варіанти вказані в табл. 3.1.

Таблиця 3.1. Режими деформації штаби 1x1100 із сталі марки Ст. 2 кп на різних станах холодної прокатки

№№ кліті	Параметри (мм) прокатки по станам)								
	1680			1700			2030		
	h	Δh	ε_{Σ}	h	Δh	ε_{Σ}	h	Δh	ε_{Σ}
1	1,77	0,93	0,345	2,2	0,60	0,214	2,68	0,82	0,234
2	1,37	0,40	0,492	1,55	0,65	0,447	1,9	0,78	0,457
3	1,07	0,29	0,60	1,15	0,40	0,59	1,4	0,50	0,60
4	0,97	0,10	0,64	1,0	0,15	0,643	1,12	0,28	0,68
5	-	-	-	-	-	-	1,0	0,12	0,714

Аналіз режимів деформацій штаб усього сортаменту на чотирьох-клітьовому стані показує наступний розподіл приватних обтиснень по клітках стана :

№ кліті	1	2	3	4
$\Delta h_i / \Delta h_{\Sigma}$	0,5...0,55	0,23...0,3	0,16...0,18	0,06...0,08

де Δh_{Σ} - сумарне обтиснення в чотирьох клітках стана.

Для п'ятиклітьового стана 2000 в першому наближенні можна прийняти наступний розподіл приватних обтиснень:

№ кліти	1	2	3	4	5
$\Delta h_i / \Delta h_{\Sigma}$	0,33	0,31	0,2	0,11	0,05

Ці дані можуть бути використані для попереднього розрахунку параметрів прокатки.

Приклад: Виконаємо розрахунок режиму деформації і енергосилових параметрів при прокатуванні штаб із сталі марки Ст. 2кп з розмірами 1× 1000 мм на НСХП 2030. Характеристика стана дана в [3-6]. Відповідно до відомих даних приймаємо шорсткості робочих валків (R_a , мкм) :

№клети	1	2 - 4	5
R_a ,мкм	5,0	1,5	4,5;

Мастильно-охолоджувальна рідина - емульсія мінерального масла з концентрацією ~ 4%. З формул (3.2) і (3.6) визначаємо можливе сумарне відносне обтиснення ($h=1$ мм):

$$\varepsilon_{\Sigma} = 0,44 + 0,192 \cdot 1^{1,4} = 0,63$$

$$\varepsilon_{\Sigma} = 1,12 \cdot 0,63 \approx 0,71$$

Початкова товщина штаби буде рівна

$$H = h / (1 - \varepsilon_{\Sigma 5}) = 1 / (1 - 0,71) \approx 3,5 \text{ мм.}$$

У таблиці. 3.2 товщина гарячекатаного підкату рівна $H = 3,5$ мм.

Кліть 1. Визначимо параметри прокатки в кліті 1. Зважаючи на те, що швидкість валків в п'ятій кліті рівна $v_5 = 21,9$ м/с, то з умови постійності секундних об'ємів знаходимо для кліті №1 (табл.3.2)

$$v_1 = h_5 \cdot v_5 / h_1 = 1 \cdot 21,9 / 2,68 = 8,16 \text{ м/с.}$$

Сумарне абсолютне обтиснення штаби в п'ятиклітьовому стані рівне

$$\Delta h_{\Sigma} = H - h_5 = 3,5 - 1,0 = 2,5 \text{ мм.}$$

а обтиснення по клітках (см вищий) рівне (мм) $(\frac{\Delta h_i}{\Delta h_{\Sigma}} = 0,05 - 0,33)$:

$$\Delta h_1 = 0,33 \cdot \Delta h_{\Sigma} = 0,33 \cdot 2,5 = 0,83;$$

$$\Delta h_2 = 0,31 \cdot 2,5 \approx 0,78;$$

$$\Delta h_3 = 0,2 \cdot 2,5 \approx 0,5;$$

$$\Delta h_4 = 0,11 \cdot 2,5 \approx 0,27;$$

$$\Delta h_5 = 0,05 \cdot 2,5 \approx 0,12;$$

Перевірка:

$$\Delta h_{\Sigma} = 0,83 + 0,78 + 0,5 + 0,27 + 0,12 = 2,5 \text{ мм}$$

Визначимо коефіцієнти тертя і інші параметри по формулах робіт [3-6] при початковій температурі деформації штаби $t = 25^\circ \text{C}$.

3.1 Коефіцієнт тертя рівний

$$f = f_0 \cdot k_d \cdot k_n \cdot k_{cm} \cdot k_t, \quad (3.7)$$

де f_0 - базовий коефіцієнт тертя; k_d , k_n , k_{cm} , k_t - поправочні коефіцієнти, що враховують відповідно величину обтиснення, шорсткість поверхні штаби, тип технологічного мастила і початкову (перед кліттю) температуру штаби.

Базовий коефіцієнт тертя рівний:

при $v < 7,5$ м/с

$$f_0 = 0,076 - 0,0019v + 0,031(Ra - 0,6) \left[(1,07 - 0,14v)^3 + 0,054v - 0,26 \right] \quad (3.8)$$

при $v > 7,5$ м/с

$$f_0 = k_v \cdot \left[0,062 + 0,005(R_n - 0,6) \right].$$

Коефіцієнт k_v рівен (при $v < 8,0$ - $k_v = 1$):

при $v = 8 \dots 15$ м/с

$$k_v = 0,56 + 0,7(1 - 0,025v)^2, \quad (3.9)$$

при $v > 15$ м/с - $k_v = 0,8$

Коефіцієнт k_d рівен:

$$k_d = 0,5 + 1,77\varepsilon + 0,165R_n(1 - 3,33 \cdot \varepsilon) \quad (3.10)$$

Коефіцієнт k_n рівен:

$$k_n = 1,09 - 0,05 \cdot R_{an}, \quad (3.11)$$

де R_{an} - шорсткість поверхні штаби. .

Коефіцієнт k_t визначим по формулі

$$k_t = a + c(1,11 - 0,0044 \cdot t_n)^n, \quad (3.12)$$

де t_n – температура металу перед осередком деформації, °С; a , c , n – коефіцієнти, рівні:

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

$$a = 0,31 + 1,7 \cdot \varepsilon; \quad c = 1,2 - 2,8 \cdot \varepsilon; \quad n = 3,84 - 5,7 \cdot \varepsilon; \quad (3.13)$$

для мастила ТЭМП – 1 коефіцієнти рівні:

$$a = 1,19; \quad c = -0,31; \quad n = 2,0.$$

Таблиця 3.2. Деформаційно-швидкісний режим прокатки штаби 3,5x1/1000 мм із сталі марки Ст. 2 кп (НЛМК, Росія)

Кліть	Товщина мм	Натягання, МН	Обтиснення, %		N, кВт	v, м/с
			Частное	Сумар- не		
1	2,68	0,242	23,43	23,43	2572	8,17
2	1,9	0,215	29,1	45,71	7413	11,53
3	1,4	0,21	26,32	60,0	7123	15,67
4	1,12	0,146	20,0	60,0	6779	19,65
5	1,0	0,033	10,71	71,43	5757	21,9

Коефіцієнт k_{cm} рівний: емульсія мінерального масла - $k_{cm} = 1,0$; бавовняна натуральна олія - $k_{cm} = 0,94$; соняшникова гідрогенізована олія (ПКС) - $k_{cm} = 0,85$; пальмова олія - $k_{cm} = 0,83$; бавовняна полімеризована олія - $k_{cm} = 0,56$.

Для приведених початкових даних по формулах (3.7) - (3.13) ($k_{cm} = 1,0$; $k_v = 1$; $R_{an} = 2,5$ мкм) отримаємо

$$f_0 = 0,062 + 0,005(5 - 0,6) = 0,084;$$

$$k_d = 0,5 + 1,77 \cdot 0,234 + 0,165 \cdot 5(1 - 3,33 \cdot 0,234)^4 = 1,08;$$

$$k_n = 1,09 - 0,05 \cdot 2,5 = 0,97.$$

Для розрахунку коефіцієнта k_t в кліті 1 початкову температуру штаби можна приймати в межах 20...30°С. У подальших клітях початкову температуру штаби перед кліттю слід приймати рівній кінцевій температурі t_k в попередній кліті з урахуванням охолодження на міжклітьовій ділянці.

Для нашого прикладу в кліті 1 приймаємо $t_n = 25^\circ\text{C}$ і коефіцієнт k_t з формул (3.11) і (3.12) рівний:

$$a = 0,31 + 1,7 \cdot 0,237 \approx 0,7;$$

$$c = 1,2 - 2,8 \cdot 0,237 \approx 0,53;$$

$$n = 3,84 - 5,7 \cdot 0,237 \approx 2,46;$$

$$k_t = 0,7 + 0,53(1,11 + 0,0044 \cdot 25)^{2,46} = 1,23.$$

Повна величина коефіцієнта тертя з формули (3.7) складає ($k_v \approx 1,0$)

$$f = 0,084 \cdot 1,08 \cdot 0,97 \cdot 1,23 \cdot 1,0 = 0,108.$$

Показник тертя [3-6] рівен:

$$f_n = 1,6 f - 0,018;$$

$$f_n = 1,6 \cdot 0,108 - 0,018 = 0,155.$$

3.2 Розрахуємо напруження течії металу використовуючи дані [3-6]. Сталь марки Ст. 2 кп містить наступні хімічні елементи (%) : (0,09 . 0,15) C; $\leq 0,03$ Si; (0,35...0,5) Mn. Вуглецевий еквівалент для вуглецевої сталі в загальному випадку рівний

$$C_9 = C + \frac{Si}{24} + \frac{Mn}{6} + \frac{Ni}{40} + \frac{Cr}{5} + \frac{Mo}{4} + \frac{V}{14} + \frac{W}{4}. \quad (3.14)$$

Базове (початкове після відпалу) напруження течії і його приріст за рахунок зміцнення при $\varepsilon = 40\%$ відповідно рівні

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{to} &= 210 + 263C_9; \\ \Delta\sigma_T &= 209 + 460C_9. \end{aligned} \right\} \quad (3.15)$$

для $\varepsilon_\Sigma = 0 \dots 0,4$

$$k_\varepsilon = 1 - \left(1 - \frac{\varepsilon_\Sigma}{0,4}\right)^{1,5+C};$$

для $\varepsilon_\Sigma = 0,41 \dots 0,7$

$$k_\varepsilon = 1 + 0,87(\varepsilon_\Sigma - 0,4)^{0,5}.$$

(3.16)

Напруження течії металу після кліті визначають з формули

$$\sigma_{m1} = \sigma_{mo} + \Delta\sigma_m \cdot k_\varepsilon \quad (3.17)$$

Напруження течії розраховуємо при максимальному змісті хімічних елементів в сталі [формули (3.14) - (3.16)]

$$C_9 = 0,15 + 0,001 + 0,083 = 0,234;$$

$$\sigma_{to} = 210 + 263 \cdot 0,234 = 271,6 \text{ Н/мм}^2;$$

$$\Delta\sigma_T = 209 + 460 \cdot 0,234 = 318 \text{ Н/мм}^2;$$

$$k_\varepsilon = 1 - \left(1 - \frac{0,237}{0,4}\right)^{1,65} = 0,77;$$

$$\sigma_{T1} = 271,6 + 318 \cdot 0,77 = 515,6 \text{ Н/мм}^2.$$

В результаті впливу швидкості деформації і температури деформації напруження течії металу при холодній прокатки змінюється в порівнянні з отриманим по формулах (3.15) - (3.17). Відповідно до досліджень О.П. Грудєва і Ю.Б. Сигалова врахувати цей вплив пропонується спеціальними коефіцієнтами [3-6]. Оскільки досліджували зміну напруження течії $\sigma_{0,2}$ без урахування степені деформації, те формулу для визначення σ_{T1} у кінці осередку деформації слід записати таким чином

$$\sigma'_{T1} = n_u \cdot n_t \cdot \sigma_{T0} + \Delta\sigma_T \cdot k_\varepsilon \quad (3.18)$$

Напруження течії металу на міжклітьовому проміжку (перед подальшою кліттю) за відсутності деформації визначимо по формулі

$$\sigma_{T1} = n_t \cdot \sigma_{T0} + \Delta\sigma_m \cdot k_\varepsilon \quad (3.19)$$

Середній опір металу в осередку деформації рівен

$$\sigma_\phi = 1,15[\sigma_{T(i-1)} + 0,67(\sigma'_{T1} - \sigma_{T(i-1)})], \quad (3.20)$$

де $\sigma_{T(i-1)}$ - напруження течії металу перед кліттю (проходом); σ'_{T1} - напруження течії металу після кліті (проходу).

Коефіцієнти n_u і n_t визначаються з формул

$$n_u = 1 + 0,38 \left(0,5 + \frac{\ln u}{13,8} \right)^2; \quad (3.21,a)$$

$$n_t = 0,8 + 0,23 \left(1 - \frac{t_n}{300} \right)^2. \quad (3.21,b)$$

Швидкість деформації визначаємо з формули

$$u = v \cdot \varepsilon / l_c, \quad (3.22)$$

де l_c довжина дуги контакту з урахуванням пружних деформацій валків і штаби.

Оскільки довжина дуги l_c доки невідома її заздалегідь визначимо приблизно по формулі

$$l_c = [1,3 + 4,1(\varepsilon_\Sigma - 0,2)^3] \sqrt{R\Delta h}. \quad (3.23)$$

Для кліті №1 маємо

$$l_c = [1,3 + 4,1(0,2 - 0,243)^3] \cdot 15,5 \approx 22,4 \text{ мм}$$

і з формули (3.22) отримаємо

$$u = 8160 \cdot 0,234 / 22,4 = 86,5 \text{ с}^{-1}.$$

З формул (3.21) отримаємо

$$n_u = 1 + 0,38 \left(0,5 + \frac{4,46}{13,8} \right)^2 = 1,254;$$

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

Тоді з формул (3.18) і (3.19) маємо

$$\sigma'_{T1} = 1,254 \cdot 0,993 \cdot 271,6 + 318 \cdot 0,77 = 583 \text{ Н/мм}^2;$$

$$\sigma_{T1} = 0,993 \cdot 271,6 + 318 \cdot 0,77 = 515,6 \text{ Н/мм}^2.$$

З формули (3.20) отримаємо

$$\sigma_\phi = 1,15 [271,6 + 0,67(583 - 271,6)] = 553 \text{ Н/мм}^2$$

3.3 Довжина дуги контакту з урахуванням пружних деформацій валків і штаби рівна (сталеві валки)

$$l'_c = \frac{c + \sqrt{c^2 + 4R\Delta h \left(1 - c \frac{f_n}{2h_{cp}} \right)}}{2 \left(1 - c \frac{f_n}{2h_{cp}} \right)}; \quad (3.24)$$

$$c = n_{cp} \cdot \sigma_\phi \frac{R}{47500}; \quad (3.25)$$

$$x_2 = n_1 \cdot \sigma_{\phi 1} \frac{R}{95000};$$

$$l_c = l'_c + x_2, \quad (3.26)$$

де R - радіус жорсткого валка; n_{cp} і n_1 - коефіцієнти, що враховують вплив середнього напруження натягнення і напруження натягнення переднього кінця штаби:

$$n_{cp} = 1 - \frac{\sigma_{II} + \sigma_3}{2\sigma_\phi}; \quad n_1 = 1 - \frac{\sigma_{II}}{\sigma_{\phi 1}}, \quad (3.27)$$

де σ_{II} , σ_3 - напруження переднього і заднього натягнень.

Напруження натягнення змінюється в широких межах. Для неперервного стана перед кліткою №1 напруження $\sigma_3 = 20 \dots 30 \text{ Н/мм}^2$. На проміжних (міжкліткових) ділянках:

$$\sigma_{II} = \sigma_3 = (0,1 - 0,2) \sigma_{T1}, \quad \sigma_{\phi 1} = 1,15 \sigma'_{T1}.$$

Оскільки розрахунок виконуємо для клітки №1, то приймаємо $\sigma_3 = 25 \text{ Н/мм}^2$, а

$$\sigma_{II} = 0,15 \cdot \sigma_{T1} = 0,15 \cdot 515,6 = 77,5 \text{ Н/мм}^2.$$

З формули (3.27) маємо:

$$n_{cp} = 1 - \frac{25 + 77,5}{2 \cdot 553} = 0,91; \quad n_1 = 1 - \frac{77,5}{1,15 \cdot 515,6} \approx 0,9.$$

З формули (3.25) знаходимо параметри “с” и x_2 :

$$c = 0,91 \cdot 553 \frac{300}{47500} = 3,2 \text{ мм};$$

$$x_2 \approx 0,9 \cdot 670 \frac{300}{95000} = 1,7 \text{ мм}$$

Визначаємо дугу контакту з формули (3.24)

$$l'_c = \frac{3,20 + \sqrt{10,3 + 4 \cdot 300 \cdot 0,82 \left(1 - 3,20 \frac{0,155}{2 \cdot 3,07} \right)}}{2 \left(1 - 3,20 \frac{0,155}{2 \cdot 3,07} \right)} = 18,1 \text{ мм}$$

Повна довжина дуги контакту з (3.26) рівна

$$l_c = 18,1 + 1,70 = 19,80 \text{ мм},$$

що мало відрізняється від попереднього розрахунку і не вимагає перерахунку.

3.4 Знаходимо енергосилові параметри прокатки. Середнє нормальне контактне напруження рівно ($f_n > 0,12$, $C_H = 0,4$)

$$p_{CP} = \sigma_\phi \left(n_{CP} + C_H \cdot f_\Pi \cdot \frac{l_c}{h_{CP}} \right) \left(1 - \frac{x_2}{l_c} \right) + 0,5 \sigma_\phi \cdot \frac{x_2}{l_c} \quad (3.28)$$

$$x_2 = n_1 \cdot \sigma_{\phi 1} \cdot R / 95000; \quad n_{CP} = 1 - 0,5(\sigma_\Pi + \sigma_3). \quad (3.29)$$

При $f_\Pi = 0,155$ коефіцієнт $C_H = 0,48$. Всі параметри відомі, то отримуємо

$$p'_{cp} = 553(0,91 + 0,48 \cdot 0,155 \cdot 19,8 / 3,07)(1 - 1,7 / 19,8) +$$

$$+ 0,5 \cdot 553 \cdot 1,7 / 19,8 = 734 \text{ Н / мм}^2;$$

Сила прокатки

$$P = p_{cp} \cdot l_c \cdot B;$$

$$P = 734 \cdot 0,0198 \cdot 1,1 = 15,3 \text{ МН}$$

Момент прокатки з урахуванням впливу натягнення рівний (на двох валках)

$$M = 2\psi_C \cdot P \cdot l_d + H \cdot B \cdot R \cdot \sigma_3 \cdot 10^{-6} \left(1 - \frac{h}{H} \cdot \frac{b}{B} \cdot \frac{\sigma_n}{\sigma_3} \right) \quad (3.30)$$

ψ_C – коефіцієнт положення рівнодіючої сил з урахуванням пружних деформацій валків і штаби.

З робіт [3-6] витікає, що при $\psi = 0,48$

$$\psi_C = \psi (l_d / l_c)^2, \quad l_d = \sqrt{R \cdot \Delta h} = \sqrt{300 \cdot 0,83} = 15,8 \text{ мм}; \quad (3.31)$$

$$\psi_C = 0,48 \left(\frac{\sqrt{300 \cdot 0,83}}{19,8} \right)^2 = 0,302.$$

Момент крутіння з формули (3.30) на двох валках рівний

$$M = 2 \cdot 0,302 \cdot 15,8 \cdot 0,0198 + 3,5 \cdot 1100 \cdot 0,3 \cdot 25 \cdot 10^{-6} (1 - 0,76 \cdot 3,11) = \\ = 0,207 - 0,053 = 0,154 \text{ МН} \cdot \text{м}$$

Потужність на боці валків (для двох валків)

$$N = 960 \cdot 0,154 \cdot 8,16 / 0,3 = 4000 \text{ кВт},$$

що менше потужності встановленого приводу ($N_{\text{дв}} = 8400 \text{ кВт}$).

Проте в наданому розрахунку моменту крутіння і потужності не враховуються втрати на тертя на межвалковому контакті.

3.5 Визначимо температуру t_K штаби на виході з кліті по формулі [1]

$$t_K = \varphi t_H + \Delta t, \quad (3.32)$$

де Δt – приріст температури в осередку деформації по формулі А.П. Чекмарєва та ін.:

$$\therefore \Delta t = 0,05 m \cdot (p_{cp} + \sigma_{cp}) \ln H / h, \quad (3.33)$$

де m - коефіцієнт, рівний для низьковуглецевої сталі

$$m = 2,2 - 0,65 \left(\frac{t_H}{480} - 0,042 \right)^{1,4} \quad (3.34)$$

Для наших умов отримаємо:

$$m = 2,2 - 0,65 \left(\frac{25}{480} - 0,042 \right)^{1,4} = 2,175;$$

$$\Delta t = 0,05 \cdot 2,175(734 + 553) \ln 3,5 / 2,67 = 36,3^{\circ} \text{C}.$$

$$t_k = \varphi \cdot 25 + 36,3 = 61,3^{\circ} \text{C},$$

де φ — коефіцієнт, що враховує охолодження штаби на міжклітьовій ділянці ($\varphi = 0,6 \dots 1,0$). У кліті №1 коефіцієнт $\varphi = 1$.

Кліть № 2. Визначимо швидкість прокатки в кліті №2 ($h_2 = 1,9$ мм, $\Delta h_2 = 0,78$; шорсткість $1,5$ мкм R_a)

$$v_2 = h_5 \cdot v_5 / h_2 = 1 \cdot 21,9 / 1,9 = 11,53 \text{ м/с}.$$

Інші параметри визначимо по алгоритму розрахунку для кліті № 1:

$$k_v = 0,56 + 0,7(1 - 0,025v)^2 = 0,91;$$

$$f_0 = k_v[0,062 + 0,005(R_a - 0,6)] = 0,91(0,062 + 0,005 \cdot 0,9) \approx 0,06;$$

$$k_d = 0,5 + 1,77 \cdot 0,291 + 0,165 \cdot 1,5(1 - 3,33 \cdot 0,291) = 1,04;$$

$$k_n = 1,05 - 0,05 \cdot R_{an} = 1,05 - 0,05 \cdot 2,5 = 0,93.$$

Шорсткість штаби перед кліттю приймають рівною $R_{an} = 0,5$ ($R_{a(i-1)}$), тобто рівній половині висоти шорсткості валків після попередньої кліті. Коефіцієнт k_{cm} для емульсії мінерального масла приймають рівним $k_{cm} = 1$. Далі маємо (температуру t_n приймаємо з розрахунку кліті №1 - $t_n \approx 61,0^{\circ} \text{C}$ при $\varphi = 1,0$):

$$a = 0,31 + 1,7 \cdot 0,291 \approx 0,81;$$

$$c = 1,2 - 2,8 \cdot 0,291 \approx 0,38;$$

$$n = 3,84 - 5,7 \cdot 0,291 \approx 2,17;$$

$$k_t = 0,81 + 0,38(1,11 - 0,0044 \cdot 61)^{2,17} = 1,03;$$

$$f_0 = 0,061 \cdot 1,04 \cdot 0,93 \cdot 1 \cdot 1,03 = 0,063.$$

$$f_n = 1,6 \cdot 0,063 - 0,018 = 0,082;$$

Сумарне обтиснення в двох клітках (кліті №№1 і 2) рівне

$$\varepsilon_{\Sigma} = \frac{H_0 - h_2}{H_0} = \frac{3,5 - 1,9}{3,5} = 0,458.$$

Початкове напруження течії підкату $\sigma_{то}$ розраховане раніше (для кліті №1) і воно рівне $\sigma_{то} = 271,6$ Н/мм². Зміцнення металу при $\varepsilon_{\Sigma} = 0,4$ також визначене раніше і воно рівне $\Delta \sigma_{то} = 318$ Н/мм². Визначимо коефіцієнт зміцнення металу k_{ε} при $\varepsilon_{\Sigma} > 0,4$ по формулі (3.16)
к (при ($> 0,4$ по формулі (3.16)

$$k_{\varepsilon} = 1 + 0,87(0,468 - 0,4)^{0,5} = 1,025;$$

$$l_d = [1,3 + 0,41(0,4571 - 0,213)] \cdot 15,3 \approx 20,7 \text{ мм};$$

$$u = v \cdot \varepsilon / l_c = 1150 \cdot 0,291 / 20,7 = 163 \text{ с}^{-1}; (\ln u = 5,09);$$

$$n_u = 1 + 0,38 \left(0,5 + \frac{\ln u}{13,8} \right)^2 = 1 + 0,38 \left(0,5 + \frac{5,09}{13,8} \right)^2 = 1,33;$$

$$n_t = 0,8 + 0,23 \left(1 - \frac{t_n}{300} \right)^2 = 0,8 + 0,23 \left(1 - \frac{63}{300} \right)^2 = 0,98;$$

$$\sigma'_{T1} = n_t \sigma_{T0} + \Delta \sigma_T k_\varepsilon = 1,33 \cdot 0,98 \cdot 271,6 + 318 \cdot 1,09 = 673 \text{ Н/мм}^2;$$

$$\sigma'_{T1} = 0,98 \cdot 271,6 + 318 \cdot 1,025 = 582 \text{ Н/мм}^2,$$

де σ_{T1} – напруження течії металу перед подальшою кліткою..

Опір металу деформації σ_ϕ

$$\sigma_\phi = 1,15 [515,6 \cdot 0,98 + 0,67 (673 - 515,6 \cdot 0,98)] = 710 \text{ Н/мм}^2.$$

Заднє і переднє натягнення штаби в кліті №2 і інші параметри рівні:

$$\sigma_3 = 0,15 \cdot \sigma_{T1(i-1)} = 0,15 \cdot 515,6 = 77,5 \text{ Н/мм}^2;$$

$$\sigma_\Pi = 0,15 \cdot \sigma_{T1} = 0,15 \cdot 582 = 87 \text{ Н/мм}^2;$$

$$n_{cp} = 1 - \frac{\sigma_3 + \sigma_\Pi}{2 \cdot \sigma_\phi} = 1 - \frac{77,5 + 87}{1420} \approx 0,88;$$

$$n_1 = 1 - \frac{\sigma_\Pi}{\sigma_\phi} = 1 - \frac{87}{710} = 0,88.$$

Допоміжні параметри і довжина дуги контакту з урахуванням пружних деформацій валків і штаби (валки сталеві) :

$$c = n_{cp} \cdot \sigma_\phi \frac{R}{47500} = 0,88 \cdot 710 \frac{300}{47500} = 3,96 \text{ мм};$$

$$\sigma_{\phi 1} = 1,15 \cdot \sigma'_{T1} = 1,15 \cdot 673 = 775 \text{ Н/мм}^2;$$

$$x_2 = n_1 \cdot \sigma_{\phi 1} \frac{R}{95000} = 0,88 \cdot 775 \frac{300}{95000} = 2,15 \text{ мм};$$

$$h_{cp} = \sqrt{H \cdot h} = \sqrt{2,68 \cdot 1,9} = 2,26 \text{ мм};$$

$$l'_c = \frac{3,96 + \sqrt{15,6 + 4 \cdot 300 \cdot 0,78 \left(1 - 3,96 \frac{0,062}{4,52} \right)}}{2 \left(1 - 3,96 \frac{0,062}{4,52} \right)} \approx 18,6 \text{ мм};$$

$$l_c = l'_c + x_2 = 18,6 + 2,15 = 20,75 \text{ мм}.$$

Знаходимо енергосилові параметри:

$$p_{CP} = \sigma_\phi \left(n_{CP} + C_H \cdot f_\Pi \cdot \frac{l_c}{h_{CP}} \right) \left(1 - \frac{x_2}{l_c} \right) + 0,5 \sigma_\phi \cdot \frac{x_2}{l_c};$$

$$C_H = 0,17(1 + 14,7 \cdot f_\Pi) \text{ при } f_\Pi \leq 0,12;$$

$$C_H = 0,48 \text{ при } f_{II} \geq 0,12 ;$$

$$C_H = 0,17(1 + 14,7 \cdot 0,08) = 0,37$$

$$p_{cp} = 710(0,88 + 0,37 \cdot 0,08 \cdot 20,75 / 2,26)(1 - 0,103) + \\ + 355 \cdot 0,103 = 782 \text{ Н / мм}^2;$$

$$P = p_{cp} \cdot l_c \cdot B = 782 \cdot 0,02075 \cdot 1,1 = 17,9 \text{ МН}.$$

$$M = 2\psi_c \cdot P \cdot l_d + H \cdot B \cdot R \cdot \sigma_3 \cdot 10^{-3} \left(1 - \frac{h}{H} \cdot \frac{\sigma_n}{\sigma_3} \right) = 2 \cdot 0,259 \cdot 17,9 \cdot 0,2075 + \\ + 2,68 \cdot 1,1 \cdot 0,3 \cdot 77,5 \cdot 10^{-3} \left(1 - \frac{1,9}{2,68} \cdot \frac{87}{77,5} \right) = 0,185 + 0,014 = 0,199 \text{ МН} \cdot \text{м};$$

$$N = 960 \cdot M \cdot V / R = 960 \cdot 0,199 \cdot 11,56 / 0,3 = 7320 \text{ кВт} \cdot \text{м};$$

$$m = 2,2 - 0,65 \left(\frac{t_H}{480} - 0,042 \right)^{1,4} = 2,2 - 0,65 \left(\frac{63}{480} - 0,042 \right)^{1,4} = 2,17;$$

Таблиця 3.3. Розрахункові параметри прокатки штаби 1х1100мм

№ клітей	$h, \text{ м}$	$\Delta h, \text{ мм}$	$\sigma_\phi, \text{ Н/мм}^2$	$l_c, \text{ мм}$	$p_{cp}, \text{ Н/мм}^2$	$P, \text{ МН}$	Ψ	$M, \text{ МН} \cdot \text{м}$	$N, \text{ кВт}$	$v, \text{ м/с}$	$t_k, \text{ }^\circ\text{C}$	f_{II}
	2,86	0,82	553	19,8	734	15,3	0,302	0,154	4000	8,17	61	0,155
	1,9	0,78	710	20,75	782	17,9	0,26	0,199	7320	11,53	118	0,082
	1,39	0,5	755	17,8	980	19,1	0,23	0,158	5860	15,8	180	0,078
	1,12	0,27	800	15,0	1100	18,2	0,162	0,081	5030	19,6	222	0,084
	1,0	0,12	827	12,49	925	12,7	0,11	0,065	4580	21,9	242,5	0,062

$$\Delta t = 0,05m \cdot (p_{cp} + \sigma_\phi) \ln H / h = 0,05 \cdot 2,17(782 + 710) \ln 2,68 / 1,9 = 61^\circ \text{C};$$

$$t_k = \varphi \cdot t_H + \Delta t = 0,9 \cdot 63 + 61 = 118^\circ \text{C}.$$

Аналогічно виконаємо розрахунки і для інших клітей (табл. 3.3.). У табл. 3.3 потужність N відповідає умовам деформації на бочках валків. Облік впливу тертя в шийках валків, на між валковому контакті і деталях головної лінії стана призводить до збільшення потужності на валу двигуна на 15...60%.

4 Розрахунок подовжньої різнотовщинності штаби

Подовжня різнотолщинність штаб в тому або іншому ступені має місце на усіх станах гарячої і холодної прокатки. Менша на станах сучасної конструкції і більша на станах старої конструкції.

На рис.4.1 показано характерну профілограму зміни товщини штаби 2×1100 мм, прокатої на широкоштабовому стані гарячої прокатки (ШСГП) 1680 за відсутності достатньої кількості каналів регулювання межвалкового зазору.

Як видно з рис.4.1, величина відхилень товщини штаби на основній довжині ($\sim 85\%$), у тому числі і на передньому кінці, складає $\delta h_n = 0,02 \dots 0,07$ мм. (ділянка 2-3). Підвищення товщини штаби до задньої кінцевої ділянки, за наявності переднього і заднього натягнень, обумовлено зниженням температури (температурним градієнтом). Потовщення заднього кінця штаби відносно мінімальної товщини на передньому кінці складає $\delta h_n = 0,2$ мм, незважаючи на додаткове обтиснення задньої кінцевої ділянки в клітях № 6 - 8.

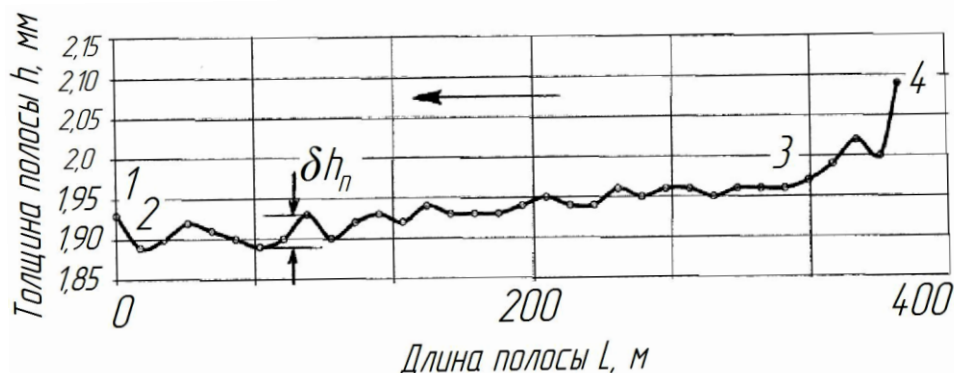


Рис.4.1. Профілограма зміни товщини по довжині штаби (ст.08пс) при прокатуванні без койлбокса. Дані меткомбінату «Запоріжсталь» (стара технологія)

Для усунення приросту товщини на ділянці 2 - 3 потрібно монотонне безперервне зменшення межвалкового зазору у міру проходження штаби через стан.

На ділянці 3 - 4, де відбувається додатковий приріст товщини внаслідок відсутності натягнення заднього кінця в усіх клітях чистової групи, потрібне застосування локальної дії на процес прокатки для відповідного зменшення межвалкового зазору.

Закономірності формування товщини по довжині штаби повно розглянуті в роботах: В. Д. Хессенберга і В. Н. Дженкинса, Ю.В. Коновалова, И.М. Меєровича із співавторами, Ю.Д.

За останні 20 - 30 років в технологічних процесах традиційних ШСГП із слябовою прокаткою сталися істотні зміни, які внесли певні корективи у формування товщини штаби (наприклад, застосування прямої прокатки слябів минувши нагрівальні печі, застосування прискорення валків чистової групи, застосування койлбокса і т. п). Наприклад, застосування на ШСГП койлбокса помітно зменшує потовщення заднього кінця і практично усуває потовщення переднього кінця штаби [14].

Нижче коротко розглянуті теоретичні положення формування товщини по довжині штаби.

Рівняння подовжньої різнотовщинності штаби. Подовжня різнотовщинність штаб обумовлена зміною межвалкового зазору внаслідок дії змінної сили прокатки, модуля жорсткості кліті і штаби. При постійному значенні модуля жорсткості штаби ($M_{\Pi} = \text{const}$) товщина штаби визначається рівнянням [8-13] (рівняння Симса - Головина)

$$h_i = S_0 + P_i / M_{\text{кл}} ; \quad \delta h_{\Pi} = \Delta P_i / M_{\text{кл}} , \quad (4.1)$$

де S_0 - настановний зазор між валками за відсутності штаби; P - сила прокатки; ΔP_i - різниця між більшими і мінімальними силами; δh_{Π} - приріст товщини штаби; $M_{\text{кл}}$ - модуль жорсткості кліті.

Настановний зазор S_0 - визначається силою прокатки і товщиною штаби, яку необхідно отримати в цій кліті (проході). Зазор S_0 - може бути $S_0 > 0$. При експериментальному визначенні сили прокатки по довжині штаби ($M_{\Pi} = \text{const}$) товщина штаби у будь-якій точці довжини штаби також розраховується за формулою (4.1). У разі нерівності модуля жорсткості штаби M_{Π} по довжині штаби визначення товщини h_i теоретичним шляхом, можливо при використанні формули [9-13]

$$h_i = S_0 + P_i / (M_{\text{кл}} + M_{\Pi i}) , \quad (4.2)$$

де $M_{\Pi i}$ - змінний по довжині модуль жорсткості штаби.

З урахуванням вираження (4.2) теоретично можливо розрахувати подовжню різнотовщинність по довжині штаби.

$$\delta h_i = h_i - h_{\text{min}} , \quad (4.3)$$

де h_{min} - мінімальна товщина цієї штаби.

Рішення цієї задачі виконується з використанням наступного диференціального рівняння

$$\delta h_{II} = \frac{1}{M_{кл} + M_{II}} \left(M_{кл} \cdot dS + \frac{\partial P}{\partial H} dH + \frac{\partial P}{\partial R} dR + \frac{\partial P}{\partial B} dB + \frac{\partial P}{\partial \sigma_T} d\sigma_T + \frac{\partial P}{\partial f} df + \right. \\ \left. + \frac{\partial P}{\partial \sigma_0} d\sigma_0 + \frac{\partial P}{\partial \sigma_1} d\sigma_1 + \frac{\partial P}{\partial u} du + \frac{\partial P}{\partial t} dt \right), \quad (4.4)$$

де Н - початкова товщина штаби; R - радіус робочого валка; В - ширина штаби до прокатки; σ_T - середнє напруження течії металу; f - коефіцієнт тертя; σ_0, σ_1 - напруження натягнення відповідно заднє і переднє; u - швидкість деформації металу; t - температура штаби.

У спрощеному виді рівняння (4.4) записується в кінцевих різницях таким чином

$$\delta h_{II} = \Delta P / (M_{кл} + M_{II}), \quad (4.5)$$

де ΔP - відмінність між поточним значенням P_i і мінімальним $P_{\min}$; M_{II} - модуль жорсткості штаби на i -х ділянках.

У рівнянні (4.4) диференціали виду $\frac{\partial P}{\partial H}$ та ін. представляють кут нахилу α цієї складової (рис. 4.2, крива 1), а параметр $\frac{\partial P}{\partial H} dH$ та ін. - зміна пружної деформації кліти при зміні товщини штаби на величину dH .

Модуль жорсткості кліти визначають з рівнянь

$$M_{кл} = \Delta P / \delta h_i; \quad \delta h_i = \Delta P / M_{кл}, \quad (4.6)$$

Модуль жорсткості кліти залежить від розмірів стана і ширини штаби і за даними [12, 14-17] для клітей неперервних станів **гарячої** прокатки рівні (Мкл, МН/мм) :

стан 1700 – КарМК - 3,6 ... 3,9;

стан 2000 – НЛМК - 5,5 ... 6,0;

стан 1680 – ЗМК - 3,06 ... 3,62.

За даними досліджень [9, 17] модулі жорсткості клітей неперервних станів **холодної** прокатки рівні (Мкл, МН/мм) :

стан 1700 КарМК - 4,2;

стан 1200 НЛМК - 4,2 ... 4,5;

стан 1680 ЗМК - 3,06 ... 3,16;

стан 1700 - 5,18 ... 5,8;

Примітка: КарМК - Карагандинський меткомбінат; НЛМК - Новолипецький меткомбінат; ЗМК - меткомбінат «Запоріжсталь»

За наявності **експериментальних** даних по силі прокатки, визначається дійсна кінцева товщина штаби

$$h = S_0 + P / M_{кл}.$$

В цьому випадку подовжню різнотовщинність штаби в перерізі визначають за формулою (рис.4.1)

$$\delta h_{II} = \frac{P_i - P_m}{M_{кл}}, \quad (4.7)$$

де P_i – максимальная сила прокатки; P_m – минимальная сила прокатки.

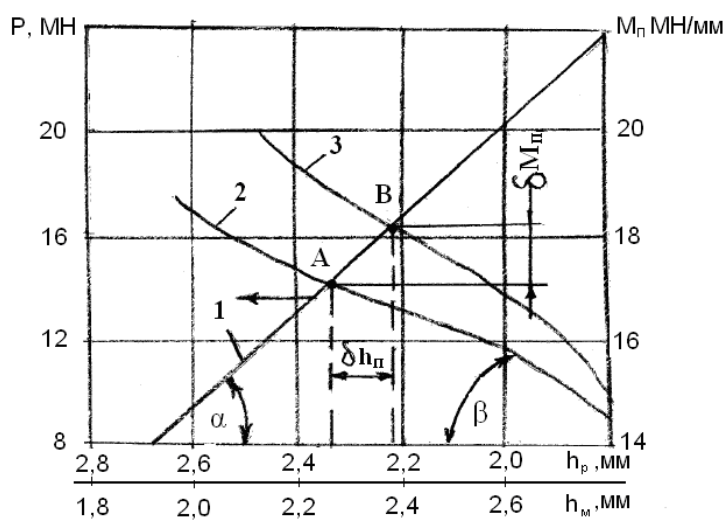


Рис.4.2. Графічне рішення пошуку фактичної товщини штаби по розрахункових величинах P і M_{II} : 1 - зміна сили прокатки; 2 - зміна модуля жорсткості штаби; 3 - зміна модуля жорсткості штаби при збільшенні, наприклад, коефіцієнта тертя. ($D_p = 500$ мм, $B = 1250$ мм, $H = 3$ мм, $v = 2$ м/с; $\sigma_0 = 20$ Н/мм², $\sigma_{II} = 150$ Н/мм²; $M_{кл} = 4,3$ МН/мм)

Великі значення $M_{кл}$ відповідають максимальній ширині штаби для цього стану. Чим більше величина модуля жорсткості кліті, тим менше вертикальна пружна деформація кліті і зміна межвалкового зазору.

При стискуванні робочих валків без металу ("забій" валків) зазор S_0 набуває мінусового значення.

Для теоретичного розрахунку дійсної товщини і подовжньої різнотовщинності штаби відомі декілька методів

Приріст товщини штаби виходячи з чисельного рішення диференціального рівняння (Ю.В.Коновалов). Для теоретичного вирішення рівняння (4.4) необхідно мати залежності

$$P = \Phi(H, h, \sigma_T, \sigma_0, \sigma_1, t, f), \quad (4.8)$$

де σ_T - напруження течії металу.

Для вирішення функції (4.8) Ю.В. Коновалов [9] застосовував формулу А.И. Целикова для розрахунку середнього нормального контактного напруження; силу прокатки розраховували по формулі

$$P = p_{CP} \cdot B \cdot l_d,$$

а потім отримали формули приватних похідних усіх параметрів. Для виявлення міри впливу коливань, наприклад, вхідної товщини приймали зміну інших параметрів рівними нулю:

$$\Delta P = \frac{M_{кл}}{M_{кл} - \frac{\partial P}{\partial H}} \cdot \frac{\partial P}{\partial h} \Delta H; \quad \delta h_{П} = \frac{1}{M_{кл} - \frac{\partial P}{\partial h}} \cdot \frac{\partial P}{\partial H} \Delta H \quad (4.9)$$

де ΔH - зміна вхідної товщини по довжині смуги.

Аналогічно визначали приріст товщини $\delta h_{П}$ внаслідок впливу інших параметрів. На підставі розрахунків отримали лінійні залежності $\delta h_{П} = \Phi(\Delta H, t, \sigma_0, \sigma_1 \text{ та ін.})$, які дозволяють встановити приріст товщини штаби в кожній кліті (рис. 4.3)[9].

Дані на рис.4.3 можуть бути використані для визначення величин корекції міжвалкових зазорів в системі автоматичного регулювання товщини штаби. Так, з рис. 4.3, а, витікає, що для зменшення коливань товщини штаби в кліті №10 необхідно отримувати в кожній попередній кліті штабу з мінімальними коливаннями товщини по її довжині. Градієнт температур Δt по довжині штаби робить максимальний вплив на $\delta h_{П}$ в кліті №5 і мінімальне в кліті №10. Істотний вплив на величину $\delta h_{П}$ робить зміну заднього натягнення $\Delta \sigma_0$ і менше - зміна переднього натягнення $\Delta \sigma_1$

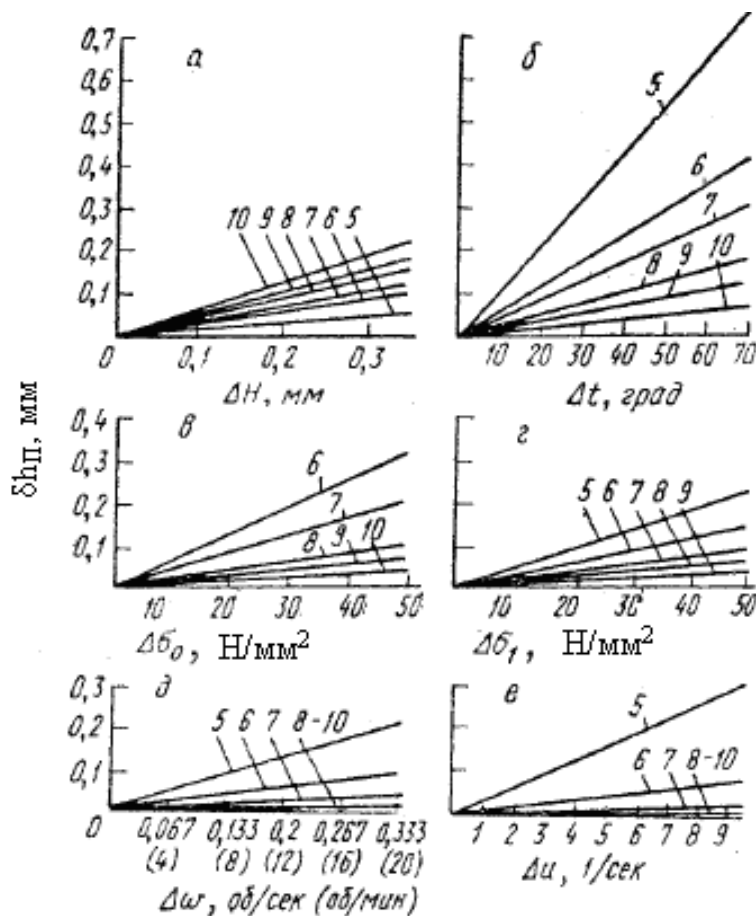


Рис. 4.3. Залежності коливань товщини штаби 2×1250 мм від зміни параметрів прокатки в чистових клітках ШСГП 1700. Зміна: а - вхідної товщини (ΔH); б- температури; в- заднього натягнення; г- переднього натягнення; д - числа оборотів валків; е- швидкості деформації штаби. Цифри у прямих - номери клітей.

Ітераційна модель розрахунку приросту товщини по довжині штаби (В. О. Ніколаєв, Д.О. Матюшенко). Раніше відмічали, що приріст товщини штаби, при зміні параметрів прокатки, можна визначити по експериментальних значеннях сили прокатки з формули (4.1). У експериментальних умовах заміряна сила враховує відповідну зміну модуля жорсткості штаби [формула (4.8)]. При теоретичному розрахунку приросту товщини штаби δh_{II} на будь-якій ділянці довжини необхідно враховувати кількісну зміну модуля жорсткості штаби. Зважаючи, що при прокатуванні однієї і тієї ж штаби існує тісний зв'язок між модулем жорсткості штаби M_{II} , силою прокатки і обтисненням [формула 4.8] приріст товщини штаби доцільно розраховувати відносно мінімальної її товщини при мінімальній силі $P_{\min}$ прокатки (точка 2 на рис. 4.1). Це виключає необхідність визначення попереднього (настановного) зазору S_0 .

З урахуванням формули (4.9) маємо

$$\delta h_{II} = (P_i - P_2) / (M_{кл} + \delta M_{II}), \quad (4.10)$$

де P_i и P_2 – сили прокатки у точках i и 2; δM_{II} – різниця модулів жорсткості в точках i и 2:

$$\delta M_{II} = M_{IIi} - M_{II2}, \quad (4.11)$$

де M_{IIi} и M_{II2} – модулі жорсткості штаби в точках i и 2.

Модуль жорсткості штаби в загальному випадку рівний [10] (середній в осередку деформації)

$$M_{II} = \varphi_1 \cdot P / \Delta h, \quad (4.12)$$

де φ_1 - коефіцієнт, що враховує кривизну пластичної кривої (рис. 4.2, криві 2, 3).

Коефіцієнт φ_1 можна визначити по графічних залежностях роботи [10], які після апроксимації представлені залежностями:

:

для гарячої прокатки штаб

$$\varphi_1 = (0,57 + 0,62\varepsilon) \cdot \left[1 + 0,023(R/H)^{0,5} \right], \quad (4.13)$$

для холодної прокатки штаб

$$\varphi_1 = \left[0,6 + 2,25(\varepsilon - 0,1)^2 \right] \cdot \left(0,6 + 0,45 f \sqrt{R/H} \right) \cdot (0,55 + 1,5\varepsilon), \quad (4.14)$$

де ε - відносне обтиснення; R - радіус валків; f - коефіцієнт тертя згідно із умовами Амонтона.

Силу прокатки визначають по формулі (1.12)[6].

Формули (4.10) - (4.14) використовують для теоретичного розрахунку приросту товщини штаби ітераційним способом при одночасній зміні усіх параметрів прокатки.

.

У першій ітерації роблять розрахунок сил P_2 і P_i при заданому розмірі штаби. Одночасно розраховують також MP_2 і MP_i . При відповідних змінах усіх параметрів прокатки (σ_T , f , t , p_{cp} і тому подібне) на ділянці 4 в порівнянні з ділянкою 2 штаби (рис. 4.1). По отриманому значенню $\delta h'_II$ з (4.14) визначають товщину h' і усі інші параметри на ділянках 2 та при $i = 4$, а потім виконують другу і подальші ітерації до отримання відмінності δh_{II} в сусідніх розрахунках в межах $\Delta = \pm 0,003$ мм.

Пропонований ітераційний метод розрахунку приросту товщини штаби по довжині відрізняється від відомих [9, 10] тим, що розрахунок виконується на базі зміни жорсткості штаби (δM_{II}) і сили прокатки від однієї ітерації до іншої.

Алгоритм розрахунку [14] ..

1. Введення початкових даних.
2. Розрахунок сили прокатки за формулою (1.12) для різних ділянок довжини штаби залежно від параметрів прокатки (температури штаби, швидкості прокатки, шорсткості валків, натягання та ін.), що змінюються. В першу чергу розраховують силу прокатки для умов, які забезпечують отримання мінімальної товщини штаби (для максимальної температури штаби по її довжині, для максимальної швидкості прокатки).
3. Розраховують модуль жорсткості штаби при мінімальній силі прокатки і максимальній по формулах (4.11) - (4.14).
4. Виконують перший розрахунок приросту товщини за формулою (4.10).
5. Виконують ітераційний процес розрахунку дійсного значення δh_{II} з точністю $\Delta = \pm 0,003$ мм.

Таблиця А. Сумарне відносне обтиснення для чотирьохклітьових станів 1680 і 1700 і п'ятиклітьового стана 2030

Група сталей	Марки сталей	Стан, розмір штаби, мм.	Формула для розрахунку
I	05кп, 08кп, 08пс, 10кп, 10пс, 08Ю, Ст.1кп, Ст.1пс	1700 (1680) $h < 2,0$	$\varepsilon_{\Sigma} = 0,834 - 0,167h$
II	Ст.0, Ст.2кп, Ст.2пс, Ст.3кп, Ст.3пс, 15кп, 20кп, 15сп, 20сп, 15пс, 20пс, Ст.3сп	1700 (1680) $h < 2,0$ $B < 1500$	$\varepsilon_{\Sigma} = 0,768 - 0,154h$
I	05кп, 08кп, 08пс, 10кп, 10пс, 08Ю, Ст.1кп, Ст.1пс, Ст.2кп	2030 0,4 - 3,5 $B < 1850$	$\varepsilon_{\Sigma} = 0,415 + 0,096(3,5 - h)^{1,2}$
I	05кп, 08кп, 08пс, 10кп, 10пс, 08Ю, Ст.1кп, Ст.1пс, Ст.2кп	2030 0,7 - 3,5 $B = 1850$	$\varepsilon_{\Sigma} = 0,365 + 0,103(3,5 - h)^{1,2}$

Таблиця Б. Залежності відносного обтіснення в чистовій клітї НСХП 1680, 1700 і 2030 від товщини штаби і хімічного складу сталі

<u>Марка сталі</u>	<u>Стан</u>	<u>Товщина полосы, мм</u>	<u>Роракункова формула для $\varepsilon_{\text{ч}}$, %</u>
<u>05кп, 08кп, 08пс, 10кп, 10пс, 08Ю, Ст. 1кп, Ст. 1пс</u>	<u>1680, 2000 1700 1700 (B<1250)</u>	<u>0,5 - 2,0 0,8-1,1 1,0 - 2,0 0,4 - 0,7</u>	<u>$\varepsilon_{\text{ч}} = 14,7 - 3,8 h$ $\varepsilon_{\text{ч}} = 26,6 - 13,3 h$ $\varepsilon_{\text{ч}} = 16 - 7(h - 1,0)^{0,7}$ $\varepsilon_{\text{ч}} = 20 - 30$</u>
<u>Ст. 3кп, 15кп, 20кп, 3сп, 15сп, 20сп, 15пс, 20пс</u>	<u>1700</u>	<u>1,0 - 2,0</u>	<u>$\varepsilon_{\text{ч}} = 16 - 7(h - 1,0)^{0,7}$</u>
<u>15кп, 15пс, Ст. 2кп(пс), Ст. 3кп (пс)</u>	<u>1680, 1700</u>	<u>0,8 - 2,0</u>	<u>$\varepsilon_{\text{ч}} = 11,2 -$ $- 3,5(h - 0,8)^{0,9}$</u>
<u>10, 15, 20кп, 20пс, 20, 25, Ст. 3сп</u>	<u>1680, 2000</u>	<u>0,7 - 2,0</u>	<u>$\varepsilon_{\text{ч}} = 12,5 - 6(h - 0,7)^{0,4}$</u>

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Сафьян М.М. Технология процессов прокатки и волочения. Листопркатное производство./ М.М. Сафьян, В.Л.Мазур, А.М Сафьян, А.И.Молчанов- К.: Вища школа, 1988. -351с.
2. Грудев А.П., Машкин Л.Ф., Ханин М.И.: Технология прокатного производства. Учебник. – М.: Металлургия, 1994. – 656 с.
3. Ніколаєв В.О., Мазур В.Л. Виробництво плоского прокату. Підручник. – Запоріжжя, ЗНТУ, 2010. – 320 с.
4. Николаев В.А. Горячая прокатка полос и листов. Учебное пособие. – Запорожье, ЗНТУ, 2004. – 158 с.
5. Николаев В.А. Холодная прокатка полос. Учебное пособие. – Запорожье, ЗГИА, 2004. – 126 с.
6. Николаев В.А. Теория прокатки полос. – Запорожье, ЗГИА, 2014. – 258 с.
7. Сафьян М.М. Прокатка широкополосной стали. – М.: Металлургия, 1969. – 460 с.
8. Хессенберг В.С., Дженкинс В.Н, Влияние уменьшения положения нажимного винта и регулирование скорости на толщину полосы и ее натяжение на непрерывных станах (пер. с англ. Ю.В. Коновалова) – Inst. Mech. Eng., 1955, v.169, p.1051.
9. Ткалич К.Н., Коновалов Ю.В. Точная прокатка тонких полос. – М.: Металлургия, 1972. – 176 с.
10. Меерович И.М. Повышение точности листового проката/ Меерович И.М., Герцев А.И., Горелик В.С., Классен Э.Я. – М.: Металлургия, 1969. – 264 с.
11. Железнов Ю.Д., Коцарь С.Л., Абиев А.Г. Статистические исследования точности тонколистовой прокатки. - М.: Металлургия, 1974. – 240 с.
12. Сафьян М.М. Прокатка широкополосовой стали. - М.: Металлургия, 1969. – 460 с.
13. Полухин В.П. Математическое моделирование и расчет на ЭВМ листовых прокатных станов. - М.: Металлургия, 1972. – 512 с.
14. Николаев В.А., Путноки А.Ю. Формирование толщины полосы при прокатке на широкополосных станах.- Запорожье: Дикое поле, 2011.-180с.
15. Коновалов Ю.В. Технологические основы автоматизации листовых станов/ Ю.В. Коновалов, А.П. Воропаев, Е.А. Руденко и др. – К.: Техніка, 1981. – 128 с.
16. Остапенко А.Л. Снижение энергозатрат при прокатке полос/ А.Л. Остапенко, Ю.В. Коновалов, А.Е. Руднев, В.В. Кисиль. – К.: Техніка, 1983. – 223 с.
17. Третьяков А.В. Теория, расчет и исследования станов холодной прокатки. - М.: Металлургия, 1966. – 255 с.
18. Николаев В.А. Расчет усилия при горячей прокатке// Изв. вузов. Черная металлургия, 2005, №11. – С. 24-30.

ЗМІСТ

1 Розрахунок режиму деформації при прокатуванні листів	3
2 Розрахунок режиму деформації штаби і енергосилових параметрів для прокатки на ШСГП	14
3 Розрахунок режиму деформації і енергосилових параметрів при холодному прокатуванні штаб	30
4 Розрахунок подовжньої різнотовщинності штаби	42
СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ	50

Методичне видання

Віктор Олександрович Ніколаєв
д.т.н., професор

ТЕОРІЯ ТА ОБЛАДНАННЯ ТОЧНОЇ ПРОКАТКИ ШТАБ

Методичні рекомендації
до виконання практичних завдань,
контрольних і самостійних робіт
для студентів ЗДІА
напряму 8.0504104 "Обробка металів тиском"

Підписано до друку 16.05.2016р. Формат 60х84 1/32. Папір офсетний.
Умовн. друк. арк. 2,9. Наклад 1 прим.
Внутрішній договір № 49/16

Запорізька державна інженерна академія
Свідоцтво про внесення до Державного реєстру суб'єктів
видавничої справи ДК № 2958 від 03.09.2007 р.

Віддруковано друкарнею
Запорізької державної інженерної академії
з оригінал-макету авторів

69006, м. Запоріжжя, пр. Леніна, 226
ЗДІА