

3.7 Технологія прокатки на стані Стеккеля і на планетарному стані

Реверсивні стани Стеккеля з моталками в печах застосовують для прокатки штаб широкого сортаменту при невеликому об'ємі виробництва (200...400 тис.т.в рік). В даний час в світі працюють більше 20-ти таких станів. Стани Стеккеля прокатують штаби завтовшки 1,5...5 мм і шириною до 1525 мм з легованих, електротехнічних і вуглецевих сталей, як правило із слябів масою до 12 т. Максимальна швидкість прокатки залежно від розмірів стану досягає 6...10 м/с [12,65].

Схема стана Стеккеля 1200 представлена на рис. 3.16. Після нагріву в нагрівальних печах до температури $t = 1200^{\circ}\text{C}$ сляби масою 3...5 т прокатують в чорновій універсальній кліті 1200, валки якої (діаметром 850 мм) приводяться від двигуна потужністю 2950 кВт. Вертикальні валки мають діаметр 600 мм. У чорновій кліті 5 розкат за 5 проходів зменшують до товщини 12...30 мм і випускають в останньому проході з швидкістю до 7 м/с. Температура металу після прокатки в цій кліті знижується до $900...1000^{\circ}\text{C}$ і у ряді випадків розкат слід підігрівати в прохідній роликівій печі 8.

Передній кінець розкату після обтискання в першому проході чистової кліті задають в моталку, розташовану безпосередньо за кліттю. Прокатка штаб після захвату кінця моталкою відбувається при невеликому натяганні, що обумовлює отримання штаби з потовщеними кінцями, які прокатують без натягання. Після виходу заднього кінця штаби з кліті валки, смугу і моталку реверсують, задають вільний кінець з обтисканням в кліть і потім в зів передньої моталки і прокатують штабу з переднім і заднім натяганням. У останньому непарному проході штаба проходить під пічною моталкою 20 і змотується згортаючою машиною 11.

В даний час будівництво подібних станів виконують у складі ЛПК, з використанням технології, що забезпечує зниження окалиноутворення на поверхні штаб.

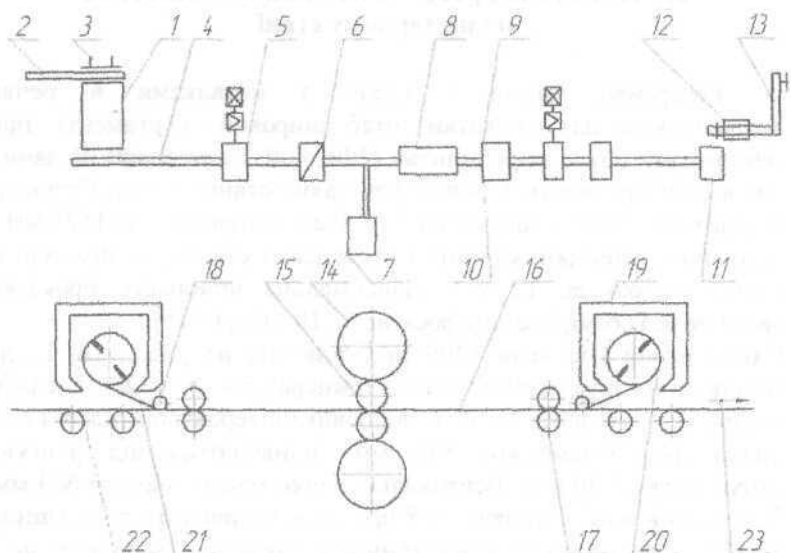


Рис. 3.16. Схема розташування устаткування стана Стекла: 1 - нагрівальні печі; 2 - рольганг; 3 - штовхач; 4 - рольганг; 5 - універсальна кліть; 6 - ножиці; 7 - конвейер для прибирання обриси; 8 - нагрівальна піч з роликової подиною завдовжки 50 м; 9 - печі з моталками; 10 - реверсивна кліть кварто; 11 - моталка готової штаби; 12 - пристрій для прибирання рулонів; 13 - транспортер для рулонів; 14 - опорні валки; 15 - робочі валки; 16 - штаба; 17 - ролик, що направляють; 18 - ролик, що направляє; 19 - піч; 20 - моталка; 21 - проводка; 22 - рольганг; 23 - до моталок 11.

Планетарний стан з опорними валками для прокатки штаб був розроблений в 1941 р. Б. М. Піккенем (Англія) [29]. У 1948 р. запропонована конструкція стана Сендзіміра. Стани цього типу знайшли найбільш широке застосування в практиці (рис. 3.17). Робочі валки 10, шийки яких поміщені в сепаратори, спираються на опорні валки 9. Привід робочих валків здійснюється тертям від опорних, тому вони обертаються проти руху штаби. Процес прокатки здійснюється таким чином. Після нагріву до температур $950...1150^{\circ}\text{C}$ в прохідній індукційній печі 2 відбувається обтискання металу в задаючій клітці 4. У планетарну кліть 6 розкат задається з постійним підпором. У

основу роботи планетарного стану покладений принцип циклічної або періодичної деформації металу. В процесі такої обробки робочі валки цикл за циклом деформують метал, що поступає в зону деформації. При цьому кожен перетин заготовки багато разів піддається приватним обтисканням, унаслідок чого сумарне обтискання досягає 90...98% за один прохід. Штабу проглажують в кліті 7 і змотують на моталку. Еджер 3 призначений для коректування ширини штаби і вирівнювання кромки. Характеристика клітей представлена в табл.3.7. На планетарних станах прокатують в гарячому стані штаби товщиною 0,8...6 мм і шириною 200...1300 мм із слябів завтовшки 40...150 мм, довжиною до 12,2 м і масою до 8 т.

На одному із заводів Італії працює планетарний стан для прокатки штаб шириною 1000 мм і завтовшки 0,8...2,5 мм із слябів маловуглецевих сталей розміром 90 x 1000 x 4000 мм. Продуктивність стана 60 т/р. Для зменшення окалиноутворення сляби в печі нагрівають тільки до температури 1100°C, при цьому температура сляба перед входом в планетарні валки складає 1000°C. При деформації в планетарній кліті температура штаби підвищується на 80...120°C. Навколо опорних валків діаметром 1068 мм обертаються по 24 робочих валка діаметром 152 мм.

Таблиця 3.7. Характеристика клітей планетарних станів

Кліть	Діаметр валків, мм		Довжина бочки, мм	Потужність приводу, кВт	Швидкість прокатки, м/с
	робочі	опорні			
Задаюча кліть	450-900	—	450-1450	20-600	0,03-0,05
Планетарна кліть (40-52 валків в сумі)	50-200	450-1500	450-1450	450-6700	1-2

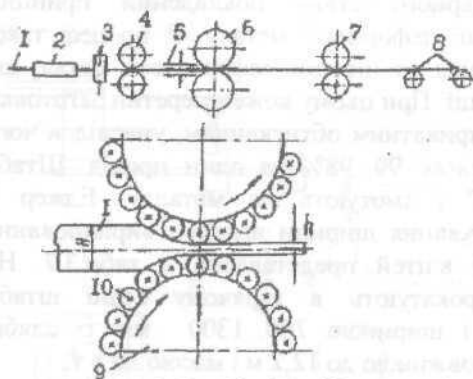


Рис.3.17. Розташування устаткування комплексу з планетарним станом: 1 - штаба; 2 - нагрівальна індукційна піч; 3 - еджер; 4 - задаюча кліть дуо; 5 - проводки; 6 - планетарна кліть; 7 - кліть, що проглажує; 8 - моталка; 9 - опорні валки; 10 - робочі валки.

Привід опорних валків здійснюється безпосередньо від двигуна потужністю 2200 кВт при швидкості обертання 200 об/хв. Швидкість прокатки штаби завтовшки 0,8 мм рівна 2 м/с, а допуск по товщині на всій ширині не перевищує 0,05 мм.

Основні переваги планетарних станів наступні [29]:

- висока якість поверхні металу і хороша планшетність, як наслідок сприятливих температурних умов роботи валків і великої жорсткості валкової системи;
- значно менша поздовжня і поперечна різнотовщинність штаб, як наслідок високої жорсткості кліті, безперервності процесу прокатки;
- незначне окалиноутворення і знеуглецювання як наслідок швидкого нагріву сляба і низької температури прокатки;
- можливість прокатки сталей і сплавів з високим опором деформації, як наслідок малої величини контактної поверхні металу з валками в зоні деформації;
- можливість прокатки важкодеформуємих сталей і сплавів, як наслідок вузького температурного інтервалу, в якому знаходиться метал в зоні деформації;
- низькі питомі капітальні і експлуатаційні витрати.

В даний час ці переваги можуть бути якнайповніші використані при будівництві міні-заводів для випуску прокату з об'ємом виробництва до 500 тис т/рік у складі ЛПК.

3.8 Аналіз показників технологічних процесів

Різні концепції станів гарячої прокатки штаб розглянуті вище. Стани Стеккеля, зважаючи на особливості процесу, придатні в першу чергу для виробництва спеціальних сталей при річному об'ємі менше 1 млн. т, а традиційні стани - для всіх марок сталей при об'ємі виробництва до 5 млн. т/рік. При новітніх концепціях на агрегатах CSP при застосуванні двоохручевої МНЛЗ можна одержувати до 2,5 млн. т штаб в рік.

Значну роль високої швидкості кристалізації тонких слябів і тонкої штаби в умовах розливання стали на тонкослябової МНЛЗ і двовалковому ливарно-прокатному агрегаті підтверджують і дані по забрудненості стали неметалічними включеннями (рис. 3.18)[62].

З рис. 3.16 витікає, що ступінь чистоти відносно величини і кількості неметалічних включень вище у штаб, які одержано на сучасних агрегатах. Наявність дрібніших включень в поєднанні з меншим ступенем хімічної і структурної ликвації сприяє отриманню гарячекатаних і холоднокатаних штаб з кращою структурою і вищими властивостями, що значно розширює можливості даної технології для виробництва високоякісних сталей з використанням дешевшого і недефіцитного металоліому.

У табл. 3.8 приведені дані енергетичних витрат і кількості викидів CO₂ при різних способах виробництва штаб, з якої виходить, що при використанні двовалкового розливання (Castrip-процес) витрата енергії знижується на 89% в порівнянні з традиційною технологією (литі сляби - прокатка). Витрати на виробництво гарячекатаної штаби складають 65% від традиційної технології. Для крупних металургійних підприємств доцільна технологія CSP, що включає виливання тонких слябів - гаряча прокатка тонких штаб, ефективність якого на 15% вище за традиційну технологію (литі сляби - гаряча прокатка штаб). В порівнянні з технологією, що передбачає виливання злитків - прокатки слябів - гаряча прокатка штаб, ефективність технології CSP в 2,94 разу вище.

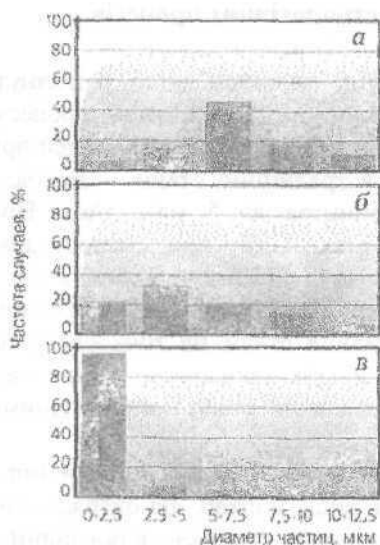


Рис.3.18.Порівняння забрудненості неметалічними включеннями гарячекатаних штаб (коррозиностойкая сталь), які одержано за традиційною технологією (а), при відливанні одного сляба (б) і при відливанні на 2-валковом ливарно-прокатному агрегаті (в)

Наявністю в комплексах CSP печі з роликовою подиною довжиною 150...240 м, створює умови для реалізації процесу способами поштучної

(послябової), напівбезперервної і безперервної прокатки. Поштучна прокатка відрізняється найменшою продуктивністю і найбільшою відносною тривалістю роботи технологічного устаткування в нестационарних умовах, що позначається негативно на точності штаб. При напівбезперервної прокатки довжина слябів відповідає довжині печі з роликовою подиною, що зменшує негативний вплив поштучної прокатки і розширює можливості для отримання точніших штаб. Прокатка довгих слябів можлива тільки при установці високошвидкісних (летючих) ножиць перед моталкою, що перетворює періодичний процес на напівбезперервний.

При безперервної прокатки довжина слябів в межах однієї або декількох плавок неограничена. Прокатка наддовгих слябів відкриває додаткові можливості для розширення сортаменту, стабілізації технологічних параметрів і підвищення ефективності роботи комплексів CSP. Новітні технологічні розробки направлені на збільшення швидкості лиття до рівня швидкості завдання сляба в стан.

Таблиця 3.8. Порівняння енергетичних витрат на виробництво гарячекатаної штаби і кількості викидів CO₂ на стадії реалізації технологічного процесу «розливання стали (сталеплавильний ківш) – гарячекатана штаба»

Технологічний процес	Витрата енергії, ГДж/т стали	Викид CO ₂ /т стали
Виливання слябів традиційної товщини + гаряча прокатка	1,8	0,20
Виливання тонких слябів + гаряча прокатка	1,08	0,14
Виливання тонкої штаби (Castrip - процес)	0,2	0,04
Castrip – процес в порівнянні з відливанням слябів традиційної товщини	-89%	-80%
Castrip – процес в порівнянні з відливанням тонких слябів	-81%	-71%

Це дозволить створити єдиний, повністю безперервний процес виробництва тонких і надтонких гарячекатаних штаб, що охоплюють всі етапи технології – від виплавки рідкої сталі до отримання готової продукції.

Число марок сталей, з яких можна одержувати гарячекатану штабу на агрегатах CSP, безперервно збільшується. Обмеження у виробництві тонких гарячекатаних штаб на традиційних станах гарячої прокатки, на агрегатах CSP розповсюджуються лише частково, оскільки вхідні умови (висока і рівномірна температура тонкого сляба) для прокатки в чистовій групі агрегатів сприятливіші.

У табл. 3.9 узагальнені дані по працюючих в 2002 р. агрегатах п'ятого покоління. Тенденція цього покоління йде у напрямі розвитку щадячого витрачання ресурсів, укорочення ланцюга процесу, усвідомленого відношення до якості продукції і скорочення витрат до мінімуму [62].

Таблиця 3.9. Агрегати п'ятого покоління для виробництва гарячекатаних штаб (часткові данні)

Фірма, завод і місто	Фірма виготовника і вживана технологія	Рік введення в експлуатацію	Виробляє, млн. т/рік	Устаткування агрегату,
1	2	3	4	5
Nucor, Кроуфордсвілл, США	SMS/CSP	1989 і 1994	0,90 0,90	Дворівчакова МНЛЗ, шість клітей CVC, перша промислова установка CSP в світі
Arvedi, Кремона, Італія	Mannesmann Demag/Arvedi ISP	1999	0,80	Три чорнові кліті, дві чистових, індукційний нагрів, Coilbox
Nucor Hickman (штат Арканзас, США)	SMS/CSP	1992 і 1994	2,00	Дворівчакова МНЛЗ, шість клітей CVC
Hysa, Монтеррей, Мексика	SMS/CSP	1995 і 1997	0,75 0,70	Шість клітей CVC, прокатка надтонкої гарячекатаної штаби
Acmco, Мансфілд, штат Огайо, США	Voesst/Con-roll	1995	0,80	Чорнова кліть, шість чистових клітей
Hanbo, Аньсань Бей, Китай	SMS/CSP	1995	1,00 1,00	Дворівчакова МНЛЗ.
Steel Dynamics, Барлер, штат Індіана	SMS/CSP	1995 і 1998	1,20 1,00	Шість клітей CVC. Застосування нейронних мереж в комп'ютері чистової групи, що управляє

3.9. Прокатні валки широкоштабових станів гарячої прокатки

Робочі валки неперервних станів гарячої прокатки виготовляють, як правило, із легованого чавуну з відбіленою поверхнею (табл. 2.5). Ці валки мають високу зносостійкість і забезпечують необхідну якість поверхні штаб. Чавунні валки відливають із спеціального валкового чавуну з твердістю поверхні 60...80 HSD. Товщина відбіленого шару 15...25 мм. Легування чавуну хромом, нікелем і молібденом підвищує його міцність, а також твердість відбіленого шару. Модифікування чавунних валків магнієм збільшує їх міцність і пластичність за рахунок утворення шароподібного, а не пластинчастого графіту, поширеного рівномірно по об'єму.

На неперервних станах першого покоління діаметр робочих валків клітей чорнової групи був 850...940 мм, а у чистовій групі – 575...620 мм. На сучасних ШСГП відповідно наступні діаметри робочих валків: 1100...1270 мм і 800...815 мм. Відношення діаметрів робочого і опорного валків у чистових клітях $D_p/D_{оп} = 0,42...0,64$ (у більшості станів це відношення складає понад 0,5). Робочі валки ШСГП експлуатуються в жорстких умовах (великі контакти напруження, наявність температурних напружень, періодичне розігрівання і охолодження).

За даними [30] тонкий контактний шар валка в осередку деформації розігрівається до температури 500...600°C (при температурі штаби 1000°C). Вимірювання показують, що середня температура поверхні валка складає в середині довжини бочки 65...85°C і зменшується на краях бочок до 30...40°C. Таке нерівномірне розподілення температури по довжині бочки валка зумовлює появу опуклого профілю його утворюючої. Великі навантаження приводять до зруйнування робочих валків. Основні причини виходу робочих валків із ладу: поломка по бочці валка (від перевантаження при значній виробі робочих і опорних валків); відколи поверхні бочки по загартованому шару в результаті дії температурних напружень; поломка шийок і тредів в результаті дії великих крутих моментів при порушенні технології прокатки. Зниження поломок робочих валків за

рахунок дії температурних напружень досягається попереднім розігріванням валків в індукторах перед установкою їх у кліть.

Опорні валки відливають із легованої сталі або виготовляють складовими (вісь із сталі марки ст. 50ХН, 60ХГ і обойми із легованої сталі). Твердість поверхні бочки опорного валка 40...50 HSD. На станах першого покоління діаметр опорних валків 1240...1400 мм, а на сучасних – 1575...1700 мм. Збільшення діаметра опорних валків знижує інтенсивність їх зносу і прогин, забезпечує отримання точного поперечного профілю штаб, що прокатують. Опорні валки установлюють на підшипниках кочення або підшипниках рідинного тертя (ПРТ), а робочі валки – на підшипниках кочення з конічними роликами.

В процесі експлуатації поверхня валків отримує знос, який викривляє первісну форму і розміри міжвалкового зазору. Як показано на рис. 3.19, нижній циліндричний валок має меншу нерівномірність зносу, ніж опуклий верхній валок. Максимальний знос на діаметр на верхньому валку кліті 10 складає ~ 0,12 мм. В клітях 5-9, де більші обтиски, а в клітях 8, 9 більші і контактні напруження, максимальний знос складає 0,2...0,4 мм на діаметр, а нерівномірність зносу по довжині бочки більш суттєва. Величина максимального зносу валків зменшується при зменшенні об'єму прокату. Так, при зниженні об'єму прокату на валках між перевалками з $G \approx 3000$ т до $G \approx 1000$ т максимальний знос зменшується до 0,1...0,15 мм на діаметр. Характер зносу опорних валків зумовлений профілюванням робочих валків і шириною штаб, що прокатують і утворююча бочки їх може придбати угнуту, опуклу або більш складну форму. У найбільшій мірі зношуються опорні сталіні валки в кліті 1 (2,0...4 мм на діаметр – ШСГП 1680 меткомбінату «Запоріжсталь»), що зумовлено наявністю окалини на поверхні сляба після пічі та окалиноломача, яка передається в процесі прокатки на міжвалковий контакт. У наступних клітях величина зносу зменшується до 0,2...0,4 мм на діаметр.

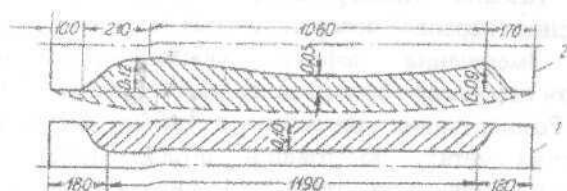


Рис. 3.19. Профілі та характер зносу робочих валків кліті 10 ПШГП 1680: 1-нижній валок; 2-верхній валок; об'єм прокату $G = 2040$ т, ширина штаб $B = 1200 \dots 1250$ мм.

Останнім часом в клітях чистої групи клітей ПШГП почали використовувати робочі валки із спеціальних сталей і сплавів, які мають більш високу стійкість, ніж чавунні валки [57].

3.10. Дефекти поверхні листового металу

Найбільш поширеними у промисловій практиці дефектами поверхні гарячекатаних штаб є поверхневі окалини, і плена, рвана кромка, розшарування, а також механічні пошкодження поверхні [12, 30, 38].

Ливарная плена – дефект поверхні штаб (листа) має вид відшарування металу язикоподібної форми, який найбільш часто зустрічається на ділянках штаб, які відповідають донній частині зливка (від захопів металу при розливанні) і на кромочних ділянках штаб (від накопичень неметалевих включень). Дефект на готовій штабі (листі) виправленню не підлягає, а тому необхідно забезпечити чистоту поверхні злитка і сляба.

Розкатаний пузир також утворює плену на готовій штабі, супроводжується наявністю мазків червоної окалини і надривів на поверхні штаби. Дефект утворюється в результаті розкривання підкоркових пuzирів в процесі нагріву і прокати злитків (слябів) (виправленню не підлягає).

Дефект рвана кромка представляє собою розриви металу по кромкам штаби і виникає при наявності на бічних поверхнях

слябів газових (підкоркових) пузирів, які незварилися, оплавлення (перепал) поверхні злитків та слябів у колодязях або печах. Зменшення дефекту забезпечується інтенсивним обтиском слябів вертикальними валками слябінга.

Розшарування представляє собою несучільність або роздвоєння металу по товщині штаби. Дефект виникає в результаті порушення технології виплавлення і неповного усунення на ножицях слябінга усадочних дефектів. Вкатана окалина один із найбільш поширених дефектів поверхні гарячекатаного листа. Пічна окалина утворюється при нагріві у колодязях і печах, а повторна (повітряна) – після усунення пічної при переміщенні розкату між слябінгом і клітьми ШСГП. Процес окислення представляє собою двосторонню дифузію, при якій кисень дифундує з повітрям до внутрішніх шарів сталі, а залізо з середини – у зовнішні шари окалини. На інтенсивність окислення впливає ряд технологічних факторів: температура і тривалість нагріву, склад (пічної) атмосфери, хімічний склад сталі. Ступінь зчеплення окалини з основним металом визначається її фазовим складом і хімічним складом сталі. Із усіх окислів заліза здатність менш міцного зчеплення з металом (“прилипання”) властива лише вюститу (FeO) внаслідок більшої його пластичності порівняно із магнетитом (Fe_3O_4) і гематитом (Fe_2O_3). Найбільш міцно окалина “прилипає” до металу при температурах $\sim 1000^\circ\text{C}$. Коефіцієнт надлишку повітря у томільній зоні пічі, яка працює на природному газі, повинна бути у межах 1,01...1,02. При більших надлишках повітря настає інтенсивне окислення у зв'язку з чим стає більш міцним її зв'язок з металом і власне окалиною, тому усунення окалини з нагрітих слябів стає важким. Пари води, двоокис вуглецю і сірнистий ангідрид, які є в атмосфері пічі, сприяють закріпленню окалини на поверхні сляба.

Другим поширеним типом дефекту, є вкатана окалина у вигляді крапок, яка утворюється при порушенні режимів нагріву слябів у методичних печах (оплавлення, перегрів, високий коефіцієнт надлишку повітря і т. д.) крім того, причинами її утворення є неповне усунення окалини з розкату при підході його до чистової групи клітей. При невеликій величині дефектів вони можуть бути усунені травленням.

3.11. Розрахунок режиму деформації штаб на ШСГП 2030

Стан 2030 має у своєму складі чорнову групу із п'яти клітей і чистову групу із семи клітей. Перша кліть чорнкової групи двовалкова з $D = 1400$ мм, у наступних чотирьох клітях кварто робочі валки мають діаметр $D_p = 1180$ мм, а опорні – $D_{op} = 1600$ мм. Вертикальні кліті мають валки діаметром 1000 мм. Робочі валки клітей 1 і 2 приводяться від двигунів потужністю $N_{дв} = 5000$ кВт, а в клітях 3, 4 – від двигунів з $N_{дв} = 6300$ кВт. У головних лініях цих клітей установлені редуктори з передавальним відношенням: $i_1 = 21,8$; $i_2 = 15,5$; $i_3 = 7,4$; $i_4 = 4,2$. В решті клітях робочі валки приводяться від індивідуальних двигунів потужністю (кліти, кВт): 5-7 – $N_{дв} = 2 \times 6000$; 8-11 – $N_{дв} = 2 \times 6300$ кВт; 12 – $N_{дв} = 2 \times 4800$.

Робочі валки клітей 1, 2 виготовляють із сталі 55ХН, 60ХГ, 9ХФ з твердістю 40-45 HSD, робочі валки клітей 3-12 – чавунні з легуючими домішками і відбіленим шаром з твердістю 58...68 HSD (чорнова група) і 68...85 HSD у чистовій групі. Опорні валки усіх клітей виготовлені із сталі 55ХН, 60ХГ, 9ХФ. У чорновій групі останні три кліті об'єднані у неперервну підгрупу (рис. 3.5).

Алгоритм розрахунку режиму деформації на ШСГП (рис. 3.20).

1. *Визначення ваги і розмірів сляба.* Вага сляба (вага рулону) для існуючого стану визначається розмірами нагрівальних печей, відстані між клітями і групами клітей, можливостями прокатного обладнання стану (кліті, моталки, мостові крани і т.п.). Тому при виборі розмірів і ваги сляба для існуючого стану необхідно виходити із характеристики моталок або печей. Наприклад, якщо ширина пічі дорівнює 11,5 м, то допустима довжина сляба повинна бути $L \approx 10$ м. Ширина сляба визначається шириною штаби, а товщина сляба і, відповідно, вага сляба (рулону) визначається товщиною готової штаби і відстані між клітями чорнкової групи або довжиною проміжного рольгангу. Наприклад, при максимальній ширині штаби $b = 1850$

мм (стан 2000) вага рулону (сляба) складає $G_p = 36$ т і відповідає допустимій вантажопідйомності моталки. Тоді товщина сляба буде дорівнювати:

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

Цій вазі відповідає і максимальний діаметр рулону, який може оброблятися на наступних агрегатах. Виходячи із цього, допустима вага сляба для штаби іншої ширини визначається із умови (при $h = \text{const}$)

$$G_1 = G_p \cdot B_1 / B = 36 \cdot 1,0 / 1,85 = 19,5 \text{ т,}$$

де B_1 – менша ширина штаби ($B_1 = 1000$ мм).

Товщина слябів визначається товщиною готової штаби і режимом деформації.

2. Розрахунок допустимого кута захвату і величини обтиснення в клітках 1 і 2 при мінімальних діаметрах валків.

Кліть №1 в певних умовах може працювати як реверсивна кліть:

$$\text{кліть 1} - D = 0,92 \cdot D_6 = 0,92 \cdot 1400 = 1290 \text{ мм;}$$

$$\text{кліть 2} - D = 0,92 \cdot D_6 = 0,92 \cdot 1180 = 1080,$$

де D_6 – діаметр нових валків; 0,92 – коефіцієнт переточування валків.

Приймаємо орієнтовно температуру розкату в клітках 1 і 2 рівною $t = 1180^\circ\text{C}$, твердість валків 45 HSD, швидкість прокатки відповідно 1,25 і 1,5 м/с. Коефіцієнт тертя розраховуємо за формулою (1.22) ($k_b = 1,2$; $k_0 = 1,0$; $k_m = 1,0$; $k_{cm} = 1,0$ валки зношені, сталь 08ю, охолодження водою):

$$f_0 = 0,27 - 0,1(1180/400 - 2)^2 = 0,18;$$

$$k_r = 1 + 0,43(1 - 45/65)^2 = 1,04;$$

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

$$f = 0,18 \cdot 1,2 \cdot 1,04 \cdot 1,38 = 0,31.$$

Коефіцієнт тертя при захваті розкату валками при $k_3 = 1,35$ дорівнює

$$f_3 = k_3 \cdot f = 1,35 \cdot 0,31 = 0,418.$$

Допустимий обтиск із формули (1.11) для клітей №1, 2:

$$[\Delta h_1] = R \cdot f_3^2 = 645 \cdot 0,4182 = 113 \text{ мм};$$

$$[\Delta h_2] = 540 \cdot 0,4182 = 73 \text{ мм}.$$

3. Складання попередньої таблиці обтиснень. При рішенні цієї задачі треба приймати до уваги рекомендації табл. 3.5 за вибором величин відносних обтисків в залежності від кількості клітей. Для прокатки штаб з розмірами 2×1500 мм приймають сляб із розмірами 240×1500 мм. Величина розширення металу в чорновій групі усувається при обтиску у вертикальних клітях.

Товщину проміжного розкату приймаємо рівною $h_{пр} = 32$ мм (табл.3.6)

Розподіл обтискань Δh_i по чорнових клітях стана встановимо з умов, що в чорновій групі сумарне обтискання знаходиться в межах $\varepsilon_{\Sigma пр} = (0,86 - 0,875)$ (табл. 3.6). Допустимі максимальні навантаження по клітям стана можна визначити із приведених вище формул або із паспортних даних стана.

У відповідності із паспортними даними [12] маємо:

Чорнова група			Чистова група		
Кліті	P, МН	$M_{кр}$, МН·м	Кліті	P, МН	$M_{кр}$, 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	0,80
			11	29,0	0,80
			12	17,0	0,35

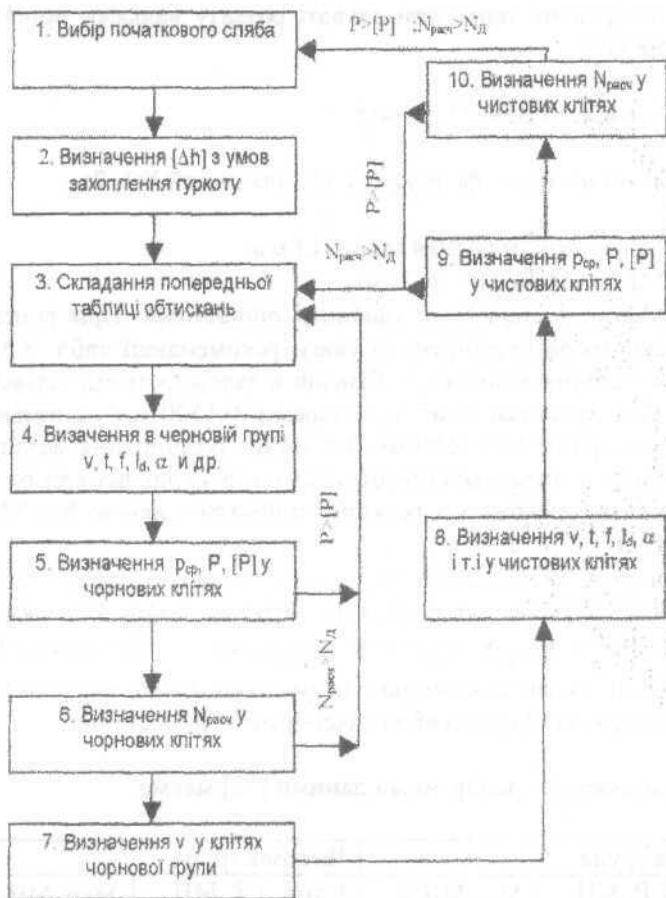


Рис. 3.20. Схема алгоритму розрахунку режиму деформації під час прокатки на ЦСПП.

Товщина сляба і сумарне обтиснення в черновій групі клітей визначаємо з формул:

$$H_{ca} = h_{np} / \varepsilon_{\Sigma np}; \quad \Delta h = H_{ca} - h_{np}; \quad (3.1)$$

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

Якщо кліть №1 з горизонтальними валками чорнової групи є робочою, то розподіл обтиснень по клітях чорнової групи стану можна визначати по формулі

$$\Delta h_1 / \Delta h_2 = 0,082 + 0,08(5 - n_1)^{0,68}; \quad (3.2)$$

де n_1 - номер кліт чорнової групи.

Якщо горизонтальна кліть №1 є окалинолачачем, то величину обтиснення по клітях чорнової групи розраховують по формулах:

$$\left. \begin{aligned} \Delta h_{ок} &= (0,15 - 0,23)H_{cl}; \\ \Delta h_2 &= H_{cl} - h_{np} - \Delta h_{ок}; \\ \Delta h_1 / \Delta h_2 &= 0,106 + 0,086(n_{рк} - n_1), \end{aligned} \right\} \quad (3.3)$$

де $n_{рк}$ - число робочих клітей.

Якщо $\Delta h_2 < (\Delta h_1 + \Delta h_2 + \Delta h_3 + \Delta h_4)$ то слід провести коректування обтиснень по клітях.

Розрахункові геометричні параметри деформації в п'яти робочих клітях чорнової групи представлені табл. 3.10. Величини обтиснень в клітях 1 і 2 не перевищують обтиснення, що допускаються, виходячи з умов захвату розкату валками.

У чистовій групі з семи клітей режим деформації визначаємо таким чином. У чистовій кліт (кліть 12) відносно обтиснення приймаємо рівним $\varepsilon_{12} = 10...18\%$, а в першій кліт чистової групи (кліть №6) приймаємо в межах $\varepsilon_6 = 40...50\%$. В цьому випадку абсолютні обтиснення рівні ($\varepsilon_5 = 0,4...0,5$):

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

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

Для станів першого (другого) покоління з 4-мя клітями в чорновій групі і 6-ью клітями в чистовій групі ($\varepsilon_5 = 40...50\%$) маємо

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

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

де h – кінцева товщина штаби.

Тоді сумарне обтиснення на п'ять клітей ШСПП 2030, що залишилися, складе (табл. 3.10)

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

Таблиця 3.10. Режим деформації штаби 2×1500 мм із Ст. 08ю (горизонтальні кліті)

№№ клітей	H, мм	h, мм	Δh , мм	ε , %	v , м/с	t , °C
Чорнова група						
1	240	180	60	25	1,25	1165
2	180	127	53	29,5	1,5	1161
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

Разові обтиснення в клітях №№7 – 11 орієнтовно можна розрахувати по формулі ($n_i = 7 - 11$) (для семиклітвової групи):

$$\Delta h_i / \Delta h_{\Sigma} = 0,048 + 0,0095(11 - n_i)^{2,8} \quad (3.4)$$

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

$$\Delta h_i / \Delta h_{\Sigma} = 0,085 + 0,089(9 - n_i)^{1,3} \quad (3.5)$$

Розподіл обтиснень по чистових клітках стана 2000 представлено в табл. 3.10. Сума разових обтиснень визначених по формулах (3.2) – (3.5) повинна бути рівна сумі обтиснень $\Delta h_{\Sigma} = H_{ca} - h$ [формула (3.1)].

4. Робимо розрахунок швидкісного режиму і температур металу в клітках. В першу чергу визначимо швидкісний режим прокатки. Перші дві кліті прокатують розкат в періодичному режимі, а три наступні у неперервному режимі (рис. 3.5). В табл. 3.10 колова швидкість в клітках 1, 2 указана у відповідності з характеристикою стана. Задамо швидкість прокатки в кліті 5 - $v = 2,5$ м/с, а в кліті 12-16 м/с (літературні дані). Єдиним неперервним режимом прокатки пов'язані кліті 3-5 і 6-12. На основі закону постійності секундних об'ємів металу (при випередженні $S \approx 0$) визначимо швидкості у попередніх клітках за формулою (при $\Delta b \approx 0$)

$$v_{i-1} = v_i \cdot h_i / h_{i-1},$$

де v_i , h_i – швидкість і товщина штаби у наступній (останній) кліті; v_{i-1} , h_{i-1} – швидкість і товщина штаби у попередній кліті.

Тоді для кліті 4 маємо

$$v_4 = v_5 \cdot h_5 / h_4 = 2,5 \cdot 32 / 49 = 1,63 \text{ м/с};$$

для кліті 11

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

Температуру металу по клітках різних ШСГП можна визначати за теоретичними або емпіричними формулами, які приведені у роботі [12]. Падіння температури по клітках чорнової групи ШСГП залежить від схеми розташування клітей, методу прокатки (із печей або транзитом), розмірів слябів і підкату після чорнової групи. Під час періодичної прокатки в окремо стоячих клітках падіння температури складає (ШСГП 1680): окалиноломач – кліть 1-5, $^{\circ}\text{C}$; кліті – 1-2 – 15, $^{\circ}\text{C}$; кліті 2-3 – 20, $^{\circ}\text{C}$; кліті 3-4 – 40, $^{\circ}\text{C}$. При установці в чорновій групі останніх трьох клітей у вигляді неперервної підгрупи загальне зниження

температури на усій ділянці складає усього 30...50⁰С. Зниження втрат температури відбувається за рахунок зменшення часу переміщення розкату від однієї кліті до другої. Під час транзитної прокатки слябів на ШСГП 1680 температура поверхні сляба перед станом, в основному, складає $t_n = 1160...1200^{\circ}\text{C}$, а після кліті 4-1060...1100⁰С.

На ШСГП 2030 Череповецького меткомбінату з неперервною трьохклітьовою підгрупою клітей при нагріві сляба до 1250⁰С, температура розкату за чорною групою складає 1180...1220⁰С. Для отримання оптимальних температур прокатки у чистовій групі, температура розкату після чорної групи знаходиться у межах $t_5 = 1050...1150^{\circ}\text{C}$. У процесі транспортування розкату від останньої кліті чорної групи до чистової групи температура його знижується в залежності від товщини на $\Delta t_p = 50-85^{\circ}\text{C}$ (без ППУ):

Падіння температури металу по клітям чистової групи під час прокатки штаб з $h = 2...4$ мм ($v = 6,8...9,0$ м/с) (ШСГП 1680) приблизно визначається із формули (за даними М.М. Саф'яна [30]) (рис. 3.3)

$$\Delta t_i = t_5 - 0,011(26 - h_i)^3,$$

де t_5 – температура розкату перед першою кліттю чистової групи, ⁰С; h_i – товщина штаби в клітях чистової групи.

Зниження температури на проміжному рольгангу дорівнює:

товщина підката, мм	зниження температури на проміжному рольганзі, Δt_p , ⁰ С
23 } ШСГП 1680	50...60
27 } ШСГП 1680	40...50
32 } ШСГП 1680	70...85
34 } ШСГП 1680	~ 70
40 } ШСГП 2030	~ 66
45 } ШСГП 2030	~ 50

На сучасних станах часто штаби в чистових групах піддають примусовому охолодженню для отримання температури кінця прокатки, яку вимагають.

Падіння температури в клітках чорнової групи визначаємо по формулі (по М. Крейдліну)

$$\Delta t \approx 0,0021 \left(\frac{t_{i-1} + 273}{100} \right)^4 \frac{\tau_{i-1}}{h_{i-1}}, \quad (3.6)$$

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 кліткою, мм.

Температура металу в подальшому проході рівна

$$t_i = t_{i-1} - \Delta t_i. \quad (3.7)$$

Як приклад розрахуємо температуру розкату для клітей 1 і 2 стана 2030 при температурі металу у вертикальному окалиноламачі $t_{i-1} = 1180^{\circ}\text{C}$ і $h_{i-1} = 240$ мм ($h_{i-1} = H_{ca}$) (табл. 3.10).

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

де L_{i-1} – відстань між окалиноламачем і кліткою №1; v_{i-1} – окружна швидкість валків вертикального окалиноламача.

З формул (3.6) і (3.7) одержимо

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

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

$$t_1 = t_{i-1} - \Delta t_1 - \Delta t_2 = 1180 - 15 = 1165^{\circ}\text{C}.$$

для кліті 2 одержимо:

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

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

$$t_2 = 1165 - 4 = 1161^{\circ}\text{C}$$

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

Аналогічним чином розраховуємо температури і для решти клітей чорнової групи.

Втрати температури (Δt_{np}) на проміжному рольганзі визначимо по формулі М.А. Зайкова (після заміни)

$$\Delta t_{np} = \frac{18,5 \cdot \tau}{h_{np}} \left(\frac{t_i + 273}{1000} \right)^4, \quad (3.8)$$

де τ - час охолодження штаби на рольганзі, с; h_{np} - товщина штаби на проміжному рольганзі, мм; t_i - температура металу за останньою кліткою чистової групи, С.°

У разі застосування перед чистовою групою окалиноламача і гидросбива додаткове зниження температури визначається по формулі

$$\Delta t_c = 500 / h_{np} \cdot v_i, \quad (3.9)$$

де v_i - швидкість штаби перед першою кліткою чистової групи.

На підставі розрахунків одержали температуру у першій клітці чистової групи рівної $t_6 = 1075^\circ\text{C}$.

Температуру в клітках чистової групи можна визначити по емпіричній формулі [30]

$$t_i = t_{пк} - \frac{(t_{пк} - t_k) \left(\frac{h_{пк}}{h_i} - 1 \right)}{\frac{h_{пк}}{h_k} - 1}, \quad (3.10)$$

де $t_{пк}$ - температура підкату перед входом в чистову групу клітей; $h_{пк}$ - товщина підкату перед чистовою групою клітей; t_k і h_k - температура і товщина штаби в останній клітці стану; h_i - товщина штаби в i -ої клітці.

Для розрахунку температури t_k кінця прокатки в чистовій групі клітей відомі теоретичні і емпіричні формулами, які придатні для конкретних станів [19]:

для стану 1700 Маріупольського металургійного комбінату

$$t_k = 311 + 0,649t_{пк} + 1,78h_{10} - 187 \cdot 10^3 / h_{10} \cdot v_{10}; \quad (3.11)$$

для стану 1700 Карагандинського металургійного комбінату (Казахстан)

$$t_k = 640 + 0,345t_{пк} + 1,44h_{12} - 265 \cdot 10^3 / h_{12} \cdot v_{12};$$

для стану 2030 Новоліпецкого металургійного комбінату (Росія)

$$t_k = 682 + 0,35t_{пк} - 241 \cdot 10^3 / h_{12} \cdot v_{12}, \quad (3.12)$$

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 2030 температуру в кліті 12 визначимо по формулі (3.12), а в проміжних клітках по формулі (3.10):

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

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

$$t_8 = 1075 - \frac{(1075 - 942)}{\frac{32}{9} - 1} \left(\frac{32}{9} - 1 \right) = 1053 \text{ }^\circ\text{C}, \text{ і т.п.}$$

Дані розрахунку швидкостей і температур по клітках ШСГП 2030 представлені табл. 3.10.

5. Розрахунок енергосилових параметрів прокатки.

Визначимо енергосилові параметри прокатки по формулах розділу 1 формули [(1.22) – (1.34)]. Умови прокатки дані вище в табл. 3.10.

Кліть 1. Величина сумарного обтиснення по формулі (3.2) рівна

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

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

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

Довжина дуги контакту, фактор форми осередку деформації і швидкість деформації рівні [20]:

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

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

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

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

Напруження течії металу (сталь марки Ст. 08 ю) визначимо по величині вуглецевого еквівалента [формули (1.27) – (1.29)] залежно від швидкості деформації і групи марки сталі по [20, 21]. Хімічний склад сталі %: 0,08C; 0,1 Si; 0,35 Mn; 0,03 Cr; 0,1 Ni; 0,04 Al; 0,15 Cu, а вуглецевий еквівалент дорівнює (%) [20, 21]

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

Базове напруження течії по формулі (1.28) дорівнює

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

Використовуючи дані табл. 3.8 і формули (1.29) одержимо ($u < 10 \text{ с}^{-1}$) [20, 21]:

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

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

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

По (1.27) визначаємо напруження течії

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

При незначному впливі контактного тертя ($l_d/h_{cp} < 1,0$) середнє нормальне напруження визначимо з формули (1.30)

$$p_{cp} = 1,15 \cdot 44,2 \left(1 + 0,145 \cdot 0,98 \right) \left[1 + (1,1 - 0,98)^2 \right] = 59,1 \text{ Н/мм}^2.$$

Сила прокатки по формулі (1.31) дорівнює

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

Коефіцієнт положення рівнодіючої сил можна визначити по формулі [30]

$$\psi = 0,498 - 0,0283 \cdot l_d/h_{cp} \quad (3.13)$$

або по формулах, які одержани на підставі обробки емпіричних нормальних контактних напружень [20]

$$\left. \begin{aligned}\psi &= 0,51(l_d/h_{cp})^{-0,10} - && \text{при } l_d/h_{cp} \leq 3,5; \\ \psi &= 0,5(l_d/h_{cp})^{-0,092} - && \text{при } l_d/h_{cp} > 3,5.\end{aligned} \right\} \quad (3.14)$$

Розраховуємо коефіцієнт ψ по формулі (3.14) для кліті 1.

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

Момент кручення від пластичної деформації при прокатуванні на одному валку по формулі (1.33) дорівнює

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

що менше моменту, що допускається.

Момент тертя в шийках валків кліті дуо рівний

$$M_{\text{тр1}} = P \cdot f_T \cdot d_{\text{ш}}, \quad (3.15)$$

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

Маємо

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

Момент тертя в деталях головної лінії стану визначимо з формули

$$M_{\text{тр2}} = \left(\frac{1}{\eta_{\Sigma}} - 1 \right) (2M + M_{\text{тр1}}), \quad (3.16)$$

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

Маємо

$$M_{\text{тр2}} = 0,11(3,78 + 0,055) = 0,433 \text{ МНм}.$$

Сумарний момент, при прокатуванні розкату дорівнює (на два валки)

$$M_{\text{пр}} = 2M + M_{\text{тр1}} + M_{\text{тр2}} \quad (3.17)$$

або

$$M_{\text{пр}} = 3,78 + 0,055 + 0,433 = 4,263 \text{ МНм},$$

який також менше допускаємого.

$$M_{\text{дв}} = M_{\text{пр}} / i, \quad (3.18)$$

де i – передавальне відношення передачі двигун – валки ($i = 23,3$ для кліті 1).

З формули (3.18) одержимо

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

Номинальний момент на валу двигуна визначимо з формули

$$M_{\text{ном}} = 0,975 \frac{N_{\text{дв}} \cdot \eta_{\Sigma}}{n \cdot 10^2}, \text{ МНм}. \quad (3.19)$$

Число оборотів двигуна з формули

$$n_{\text{об}} = 60 \cdot v_1 \cdot i / \pi \cdot D_3 \quad (3.20)$$

дорівнює

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

Тоді момент $M_{ном}$ з формули (3.19) дорівнює ($\eta_{\Sigma} = 0,9$)

$$M_{ном} = 0,975 \frac{5000 \cdot 0,9}{395 \cdot 10^2} \approx 0,11 \text{ МНм}$$

Коефіцієнт перевантаження двигуна по моменту складе

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

що менше допустимого при короткочасному навантаженні ($[k_{п}] = 2 - 2,5$).

Фактична розрахункова потужність на валу двигуна для двох валків з формули (1.41) рівна

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

що більше 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 обтискання і передбачити кліть 1 в чорновій групі як додатковий окалиноламач.

Продовжимо розрахунок для прийнятого режиму деформації.

Кліть 2. Довжина дуги контакту і фактор форми l_0/h_{cp} осередку деформації вказані табл. 3.10, а швидкість деформації рівна

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

Коефіцієнт тертя розраховуємо по формулах (1.22), (1.24) – (1.26), а додаткові коефіцієнти приймаємо з роботи [20] ($t = 1168^{\circ}\text{C}$, $v = 1,5 \text{ м/с}$, валки з твердістю 45 HSD):

$$f_0 = 0,27 - 0,1 \left(\frac{1168}{4} - 2 \right)^2 = 0,184;$$

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

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

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

Показник тертя з формули (2.10) дорівнює

$$f_{п} = 1,6 \cdot 0,28 - 0,018 = 0,43.$$

Розрахунок напруження течії металу при базовому його значенні $\delta_{T6} = 83,5 \text{ Н/мм}^2$ (див. вище) ($u < 10 \text{ с}^{-1}$):

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

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

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

По (1.27) одержимо

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

Середнє нормальне контактне напруження розраховуємо по формулі (2.11), оскільки $l_d/h_{cp} > 1$, то

$$P_{cp} = 54,4(1 + 0,48 \cdot 0,43 \cdot 1,15) = 67,3 \text{ Н/мм}^2.$$

Сила прокатки з формули (1.31)

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

Коефіцієнт положення рівнодіючої сил з формули (3.14) дорівнює

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

Момент кручення прокатки на одному валку по формулі (1.33)

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

Для двох валків матимемо $2M = 3,2 \text{ МНм}$, що менше допустимого.

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

$$M_{тр1} = P \cdot f_T \cdot d_{ш} (D_p/D_{cn}) \quad (3.21)$$

або

$$M_{тр1} = 17,9 \cdot 0,003 \cdot 1,0 \cdot 0,74 = 0,04 \text{ МНм}.$$

Момент тертя в деталях головної лінії з (3.16) рівний ($\eta_\Sigma = 0,9$)

$$M_{тр2} = 0,11(3,2 + 0,04) = 0,36 \text{ МНм}.$$

Сумарний момент з (3.17) рівний

$$M_{np} = 3,2 + 0,04 + 0,36 = 3,6 \text{ МНм}$$

Момент, який приведено до валу двигуна при $i = 15,5$ з формули (3.18)

$$M_{\text{дв}} = 3,6/15,5 = 0,231 \text{ МНм.}$$

Номинальний момент з формули (3.19) рівний

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

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 (1.41)

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

що допустимо при короткочасному навантаженні.

Аналогічно розраховані енергосилові параметри і для клітей 3 – 5 (табл. 3.11). Як впливає з табл. 3.11, розрахункові енергосилові параметри (P і M_{Σ}) менше допускаємих, а раціональний розподіл обтискань по клітях чорнової групи обумовлено близькими між собою потужностями прокатки, які у всіх випадках декілька перевищують потужності двигунів, які встановлені (див. вище). Проте перевантаження двигуна по номінальному моменту і потужності допустиме при короткочасній роботі кліті.

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

$$\tau_2 = L_2/v_2, \quad (3.22)$$

де L_2 – довжина штаби після кліті 2.

При початковій довжині сляба $L_0 = 12 \text{ м}$ і товщині розкату в кліті 2 – $h_2 = 127 \text{ мм}$, довжина L_2 рівна

$$L_2 = H \cdot L_0/h_2 = 240 \cdot 12/127 = 22,7 \text{ м.} \quad (3.23)$$

Машинний час при $v_2 = 1,5 \text{ м/с}$ з формули (3.22) рівно

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

Час прокатки штаби в кліті 6 з (3.22) при $L_6 = 240 \cdot 12/16 = 190 \text{ м}$ буде (табл.3.10)

$$\tau_6 = 190/2,03 = 88,6 \text{ с.}$$

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

$$M_{\text{екв}} = \sqrt{\frac{M_{\text{об2}}^2 \cdot \tau_2 + M_{\text{хх}}^2 \cdot \tau_n}{\tau_2 + \tau_n}} \quad (3.24)$$

де $M_{\text{хх}}$ – момент холостого ходу, рівний: $M_{\text{хх}} = 0,05M_{\Sigma}$.
Збираючи всі дані у формулу (3.24) одержимо

$$M_{\text{екв}} = \sqrt{\frac{0,231^2 \cdot 15,2 + 0,011^2 \cdot 14,4}{15,2 + 14,4}} = 0,168 \text{ МНм};$$

що менше номінального моменту ($M_{\text{ном}} = 0,18 \text{ МНм}$).

Таблиця 3.11. Геометричні і енергосилові параметри прокатки штаб $2 \times 1500 \text{ мм}$ на стані 2030

№ клітей	l_d , мм	$l_d/h_{\text{ср}}$	$\sigma_{\text{ф}}$, Н/мм ²	f	$\rho_{\text{ср}}$, Н/мм ²	P , МН	ψ	Розрахунок (для двох валків)	
								M_{Σ} , МНм	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	0,503	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

Кліть 6. Як приклад виконаємо повний розрахунок енергосилових параметрів для кліті 6 чистової групи. В першу чергу визначимо товщину штаби по клітках відповідно до п. 3 і формули (3.4) і після коректування вносимо в табл. 3.11. Розрахунок енергосилових параметрів виконуємо по аналогії з розрахунком для кліті 2. Довжина дуги контакту і фактор форми осередку деформації вказані табл. 3.11, а швидкість деформації рівна

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

Коефіцієнт тертя при $k_B=1,2$; $k_c=1,0$; до $k_M=1,0$; $k_{cm}=1,0$ і $k_r=1$ [20]:

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

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

$$f = 0,22 \cdot 1,2 \cdot 1,28 = 0,338;$$

$$f_{II} = 1,6 \cdot 0,338 - 0,018 = 0,522.$$

Розрахунок напруження течії металу виконуємо при базовому його значенні $\sigma_{T6} = 83,5 \text{ Н/мм}^2$. При $u > 10 \text{ с}^{-1}$ коефіцієнт k_u для сталей групи I розраховуємо по формулі [20]

$$k_u = 1,03 + 0,1(\ln u - 2,3)^{1,5}. \quad (3.25)$$

Маємо

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

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

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

По формулі (1.27) напруження течії дорівнює

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

Середнє нормальне напруження по формулі (2.11) дорівнює

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

Сили прокатки по формулі (1.31)

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

що допускається.

Коефіцієнт положення рівнодіючої сил з формули (3.14) рівний

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

Момент кручення на одному валку з (1.33) рівний

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

Для двох валків одержимо $2M = 2,1 \text{ МНм}$,

Що допускається.

Моменти тертя $M_{\text{тр}1}$ і $M_{\text{тр}2}$ при ($\eta_{\Sigma} = 0,95$) рівні:

$$M_{\text{тр}1} = 28,3 \cdot 0,003 \cdot 1,0 \cdot 0,8 / 1,6 = 0,041 \text{ МНм};$$

$$M_{\text{тр}2} = 0,05(2,1 + 0,041) = 0,108 \text{ МНм.}$$

Сумарний момент прокатки рівний при $i = 1$

$$M_{\Sigma} = M_{\text{дв}} = 2,15 + 0,041 + 0,108 \approx 2,25 \text{ МНм.}$$

Потужність двигуна з (1.41)

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

що менше потужності встановленого двигуна ($N_{\text{дв}} = 2 \times 6000$ кВт). Аналогічно виконано розрахунок і для інших клітей (табл. 3.11). Як йдеться із табл. 3.11, величини сил і крутних моментів прокатки на валках в усіх клітях менше допустимих (див. вище), але достатньо близькі до них. При цьому, в усіх клітях 1-4 чорнової групи потужності власної прокатки вищі потужності встановлених двигунів (див. вище), проте завдяки наявності редукторів перевантаження двигунів відсутнє. Двигуни клітей 5, 7-9 мають деяке перевантаження і величини обтисків у них треба зменшити за рахунок перенесення обтиску в кліті 1-3. Проте, це приводить до зменшення товщини розкату і зниженню температури металу перед кліткою 6. Другим варіантом є перерозподіл обтисків і колових швидкостей в чистовій групі клітей. Зокрема, треба зменшити величини обтисків в клітях 7, 8 і збільшити – в клітях 6 і 10.

Визначимо для кліті 7 еквівалентний момент прокатки з використанням формули (3.24) при $\tau_{\text{п}} = 10 \text{ с}$ і $M_{\text{ном}} = M_{\text{макс}} = 2,3 \text{ МНм}$:

$$M_{\text{ек}} = 0,05 \cdot M_{\text{ном}} = 0,05 \cdot 2,3 = 0,115 \text{ МНм};$$

$$\tau_{\text{м}} = L_7 / v_7 = 267 / 3,65 = 73 \text{ с};$$

$$M_{\text{скв}} = \sqrt{\frac{2,206^2 \cdot 73 + 0,115^2 \cdot 10}{73 + 10}} = 2,2 \text{ МН}\cdot\text{м}.$$

Як йдеться із розрахунку $M_{\text{скв}} < M_{\text{ном}}$ ($2,2 < 2,3$) і двигун навіть при цьому навантаженні може працювати без перегрівання. Але при розрахунку режимів деформації необхідно добиватися рівномірного навантаження двигунів не допускаючи перевищення потужності установленого двигуна.

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

$$l_c = \frac{c + \sqrt{c^2 + 4R\Delta h(1 - cf_n/2h_{cp})}}{2(1 - cf_n/2h_{cp})}; \quad (3.25)$$

$$c = n_{cp} \sigma_{\phi} R / 41500; \quad n_{cp} = 1 - \frac{\sigma_n + \sigma_z}{2\sigma_{\phi}};$$

де σ_n і σ_z - переднє і заднє напруження натягання.

Для гарячої прокатки на неперервному стані приймають

$$\sigma_n = \sigma_z = 10 - 20 \text{ Н} / \text{мм}^2.$$