

Міністерство освіти і науки України
Донбаська державна машинобудівна академія (ДДМА)

Т. О. Кулік

**ВИРОБНИЦТВО ЛИСТОВОГО МЕТАЛОПРОКАТУ
З ВИКОРИСТАННЯМ РЕЖИМІВ
ТЕПЛОГО ДЕФОРМУВАННЯ**

**Перспективи розвитку, розширення сфери використання
та вдосконалення технологій і обладнання**

Монографія

Краматорськ
ДДМА
2020

УДК 621.771.01

К 90

Рецензенти:

Кухар Володимир Валентинович, професор, зав. кафедри обробки металів тиском, ДВНЗ «Приазовський державний технічний університет»;

Фролов Ярослав Вікторович, професор, зав. кафедри обробки металів тиском, Національна металургійна академія України.

Кулік, Т. О.

К 90 Виробництво листового металопрокату з використанням режимів теплового деформування. Перспективи розвитку, розширення сфери використання та вдосконалення технологій і обладнання : монографія / Т. О. Кулік. — Краматорськ : ДДМА, 2020. — 128 с.

ISBN 978-966-379-958-2

У монографії розширено методи розрахунку, автоматизованого проектування і розроблено практичні рекомендації щодо удосконалення технологій і обладнання процесу теплої прокатки з метою розширення сортаменту та підвищення якості готової металопродукції. На основі рекурентних рішень кінцево-різницевої форми умов статичної рівноваги виділених елементарних об'ємів і рівняння теплопровідності розширені й уточнені чисельні математичні моделі напружено-деформованого стану металу й розподілів його температур. Призначено для науковців, викладачів вищих закладів освіти, аспірантів, магістрантів.

УДК 621.771.01

© Т. О. Кулік, 2020

© ДДМА, 2020

ISBN 978-966-379-958-2

ЗМІСТ

ВСТУП	5
РОЗДІЛ 1. ТЕХНОЛОГІЧНІ СХЕМИ, СКЛАД І КОНСТРУКТИВНІ ОСОБЛИВОСТІ ОБЛАДНАННЯ, А ТАКОЖ МЕТОДИ РОЗРАХУНКУ ТА НАПРЯМИ ДОСЛІДЖЕНЬ ПРОЦЕСІВ ТЕПЛОЇ ПРОКАТКИ	7
1.1 Механізм теплої пластичної деформації металів	7
1.2 Технологічні схеми й методи розрахунку процесів теплої прокатки відносно тонких стрічок, листів і смуг	10
1.3 Методи розрахунку температурних режимів теплої прокатки	13
1.4 Методи експериментальних досліджень процесів теплового деформування	18
РОЗДІЛ 2. МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ НАПРУЖЕНО- ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ Й ТЕМПЕРАТУРНИХ РЕЖИМІВ ПРИ РЕАЛІЗАЦІЇ ПРОЦЕСІВ ТЕПЛОЇ ПРОКАТКИ	36
2.1 Математичне моделювання опору металів і сплавів пластичної деформації при реалізації процесів обробки тиском із використанням режимів теплового деформування	36
2.2 Чисельне математичне моделювання напружено- деформованого стану, ступеня використання запасу пластичності та температурних режимів при реалізації процесів теплої прокатки відносно тонких стрічок, листів і смуг	42
РОЗДІЛ 3. МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ РЕЖИМІВ НАГРІВУ І ТЕРМО-НАПРУЖЕНОГО СТАНУ РОБОЧИХ ВАЛКІВ СТАНІВ ТЕПЛОЇ ПРОКАТКИ	64
3.1 Математичне моделювання температурних полів робочих валків станів теплої прокатки	64
3.2 Методика розрахунку потужності теплового джерела для нагріву робочих валків станів теплої прокатки	75
3.3 Розрахунок несталих температурних режимів нагріву робочих валків станів теплої прокатки	78
3.4 Математичне моделювання термо-напруженого стану робочих валків станів теплої прокатки	82
РОЗДІЛ 4. ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ЕНЕРГОСИЛОВИХ ПАРАМЕТРІВ І ТЕМПЕРАТУРНИХ РЕЖИМІВ ПРОЦЕСІВ ТЕПЛОЇ ПРОКАТКИ	92

4.1 Експериментальні дослідження інтегральних характеристик енергосилових параметрів і результуючих температур при реалізації процесу теплої прокатки відносно тонких стрічок	92
4.2 Експериментальні дослідження локальних характеристик напруженого й температурного стану металу в осередку деформації процесів теплої прокатки.....	96
РОЗДІЛ 5. РОЗРОБКА РЕКОМЕНДАЦІЙ ЩОДО ВДОСКОНАЛЕННЯ, А ТАКОЖ ПРОГРАМНИХ ЗАСОБІВ З АВТОМАТИЗОВАНОГО ПРОЕКТУВАННЯ ТЕХНОЛОГІЙ І ОБЛАДНАННЯ ПРОЦЕСІВ ТЕПЛОЇ ПРОКАТКИ	101
5.1 Дослідження впливу й розробка рекомендацій щодо вдосконалення технологічних режимів процесів теплої прокатки відносно тонких стрічок, листів і смуг.....	101
5.2 Автоматизоване проектування технологічних режимів і конструктивних параметрів обладнання процесів теплового деформування.....	115
5.3 Розробка рекомендацій щодо вдосконалення конструкцій механічного обладнання станів теплої прокатки	116
ВИСНОВКИ	117
СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ	119

ВСТУП

Розвиток металургії і машинобудування, які є базовими галузями промислового комплексу України, нерозривно пов'язаний із розширенням сортаменту, підвищенням якості та зниженням собівартості готової металопродукції, що забезпечують, у своїй сукупності й поєднанні, максимально повне задоволення потреб внутрішнього й зовнішнього ринків. Необхідність вирішення зазначених завдань, поряд із всебічною економією матеріальних ресурсів, свідчить про доцільність проведення широкого кола подальших досліджень, спрямованих на вдосконалення діючих і створення нових високоефективних технологій і обладнання.

Одним із технічних рішень щодо розширення сортаменту й підвищення якості готової металопродукції, виробленої в рамках різних технологічних схем обробки тиском, є більш широке використання процесів теплового деформування. Саме режими теплового деформування забезпечують можливість досягнення високорозвиненої пластичної формозміни при обробці тиском заготовок із цинку, берилію і цілого ряду інших матеріалів. Ефективним є використання теплового плакування й теплої прокатки при виробництві тришарових біметалевих стрічок і смуг із композиції «нікель – сплав фені – нікель», а також із ряду інших композицій на основі нікелю і його сплавів.

При реалізації традиційних процесів прокатки підвищення температури металу в осередку деформації призводить до відповідної зміни його механічних властивостей, що, поряд з аналогічною зміною умов зовнішнього тертя на контактних поверхнях деформуючого інструменту, може бути цілеспрямовано використане для підвищення таких найважливіших техніко-економічних показників, як результуючі геометричні характеристики й рівні фізико-механічних властивостей, а також шорсткості і якості поверхні готової металопродукції.

Широкий спектр можливостей, що надаються умовами реалізації процесів теплового деформування, поряд із недостатньо повною їхньою вивченістю, робить актуальним подальший розвиток відповідних методів розрахунку й розробку на їхній основі конкретних практичних рекомендацій. Доцільними в цьому випадку є постановка й вирішення задач з автоматизованого проектування використовуваних технологій і обладнання,

що забезпечують досягнення поставлених цілей у мінімальні терміни і з мінімальними додатковими витратами матеріальних ресурсів.

Із цією метою в цій роботі були поставлені й вирішені декілька задач. А саме уточнені методи розрахунку опору деформації металів і сплавів у діапазоні температур процесів теплового деформування; уточнені й розширені в обсязі наданої інформації математичні моделі напружено-деформованого стану металу й температурних режимів при теплій прокатці відносно тонкого листового металопрокату; уточнені вихідні дані на проектування систем нагріву й математичні моделі термо-напруженого стану робочих валків станів теплої прокатки; експериментально уточнені вихідні передумови, надана оцінка ступеня достовірності та розширені за обсягом результати теоретичних досліджень; сформульовані практичні рекомендації, спрямовані на підвищення техніко-економічних показників технологій і обладнання для реалізації процесів теплої прокатки.

В основу теоретичних досліджень були покладені методи теорії пружності, теорії пластичності й теорії теплопровідності, що включають чисельні рекурентні рішення кінцево-різницевих форм умов статичної рівноваги виділених елементарних об'ємів металу в осередку деформації, а також вирішення диференціальних рівнянь теплопровідності. Розв'язання задач з автоматизованого проектування було здійснено з використанням елементів теорії дослідження операцій, яка передбачає використання імітаційного моделювання, методів математичної статистики, постановку й розв'язання задач оптимізаційного плану.

Експериментальні методи дослідження включали в себе фізичне моделювання, методи тензометрії, вимірювання геометричних параметрів, механічних властивостей і температурних полів, а також експертну оцінку основних показників якості й споживчих властивостей готової металопродукції.

Автор висловлює вдячність д-ру техн. наук, проф. Сатоніну О. В., а також викладачам і співробітникам кафедри «Автоматизовані металургійні машини та обладнання ім. проф. Потапкіна В. Ф.» Донбаської державної машинобудівної академії за корисні поради й неоціненну допомогу, надану при виконанні цієї роботи.

РОЗДІЛ 1

ТЕХНОЛОГІЧНІ СХЕМИ, СКЛАД І КОНСТРУКТИВНІ ОСОБЛИВОСТІ ОБЛАДНАННЯ, А ТАКОЖ МЕТОДИ РОЗРАХУНКУ ТА НАПРЯМИ ДОСЛІДЖЕНЬ ПРОЦЕСІВ ТЕПЛОЇ ПРОКАТКИ

1.1 Механізм теплої пластичної деформації металів

Зміцнюючі й знеміцнюючі процеси при обробці тиском протікають у часі з певними швидкостями, обумовленими умовами деформації (температурою, швидкістю, ступенем деформації) і природою деформованого металу [1]. Залежно від того, який із процесів буде переважаючим, результати деформації будуть різні.

Відповідно до класифікації, представленої в роботі [2], розрізняють гарячу, неповну гарячу, теплу й холодну деформацію.

Теплою деформацією (із неповним зміцненням) називають таку, при якій рекристалізація відсутня, але процес повернення встигає відбутися. У результаті теплої деформації метал отримує смугасту мікроструктуру без слідів рекристалізації, а при значній деформації – текстуру деформації. Пластичні властивості його вищі, ніж у металу, деформованого при відсутності повернення, а властивості міцності трохи нижчі [3].

У загальному випадку тепла деформація сталей має місце в діапазоні абсолютних температур $(0,3)t_{\text{пл}} \dots (0,6)t_{\text{пл}}$. При цьому нижня межа зазначеного діапазону відповідає температурам початку повернення, а верхня межа – температурі початку рекристалізації [3, 4].

Механізм теплої деформації металів і сплавів заснований на внутрішньозеренному ковзанні. При $(0,3)t_{\text{пл}}$ дислокації в металі розподілені хаотично, ознак динамічного повернення ще немає. Рухливість дислокацій при $(0,4)t_{\text{пл}}$ дещо збільшується, і в цьому випадку можуть формуватися поодинокі полігональні стінки. Щільність дислокацій у металі після прокатки в інтервалі температур $(0,3)t_{\text{пл}} \dots (0,4)t_{\text{пл}}$ максимальна. Підвищення температури деформації до $(0,5)t_{\text{пл}} \dots (0,6)t_{\text{пл}}$ призводить до активізації нових систем ковзання, полегшення множинного ковзання, відбувається динамічна полігонізація, і в металі формується субструктура. Щільність дислокацій у металі нижче, ніж після деформації при $(0,4)t_{\text{пл}}$. Тепла деформація металів і сплавів в інтервалі температур $(0,3)t_{\text{пл}} \dots (0,6)t_{\text{пл}}$ супроводжується перебудовою дислокаційної структури внаслідок «переповзання»

й анігіляції дислокацій, але без міграції кордонів зерен, оскільки дифузійна рухливість атомів є незначною.

Теплий прокатці при 50...250 °С піддають трансформаторні сталі, інструментальні сталі (наприклад, У8А, Х6ВФ, В2Ф), при 200...300 °С з аустенітних сталей Х18Н10Т і Х17Н5М3 виробляють труби. Теплою прокаткою отримують також смуги з тугоплавких металів і сплавів, а також із металів з особливими фізико-механічними властивостями (наприклад, із берилію) [5–12].

При волочінні цинкового дроту для збільшення його пластичності вихідну заготовку попередньо підігривають до 80...90 °С, занурюючи бунти в нагріту до відповідних температур воду. Безпосередньо в осередку деформації за рахунок пластичного розігріву температура дроту досягає 120...150 °С, що, у свою чергу, відповідає діапазону температур утворення максимальної кількості систем ковзання [13].

Попередній нагрів до температур 800...900 °С із використанням, переважно, електроконтактних способів, здійснюють також під час волочіння вольфраму й молібдену, що відрізняються особливо високим опором пластичній деформації в холодному стані [13].

У результаті теплої деформації не тільки полегшується формозміна важкодеформованих сталей, а й досягається високий комплекс механічних властивостей: підвищена міцність при збереженні високих пластичності і в'язкості. Це обумовлено формуванням розвиненої і стійкої субструктури з малими розмірами субзерен.

Теплій деформації піддають вуглецеві й низьколеговані сталі, що мають ферито-цементитну (карбідну) структуру. У цьому випадку досягається значне зміцнення сталі, причому більш виражене, ніж при холодній деформації.

Зміцнення сталі при 300 °С призводить до зниження пластичності. Це явище називається сіньоломкістю. При виборі режиму теплої деформації сталей, схильних до сіньоломкості, слід урахувувати, що температура деформації не повинна збігатися з температурою зниження пластичності. У результаті підвищення температури деформації рухливість дислокацій значно збільшується, і вони захоплюють за собою атмосфери Котрелла, які, у свою чергу, легко переміщаються завдяки збільшенню дифузійної рухливості атомів [3].

Для отримання оптимальної дисперсної структури застосовують так звану безперервну прокатку в області температур теплої деформації: вище A_1 (надкритичної температури), коли при значних обтисненнях відбувається абнормальний евтектоїдний розпад аустеніту з утворенням часток цементиту або карбідів сферичної форми, і нижче A_1 (субкритичної

температури), коли пластична деформація призводить до динамічної сфероїдизації пластинчастих часток цементиту або карбідів. У цьому випадку забезпечуються високі твердість і міцність сталі при достатніх рівнях пластичності і в'язкості, досягається висока якість поверхні прокату. Інструмент, виготовлений із такої сталі (після відповідної термообробки), також відрізняється високою стійкістю. Безперервній теплій прокатці піддають конструкційні, підшипникові та інструментальні сталі [6–9].

Холодна прокатка листових нержавіючих сталей, що мають аустенітну структуру, утруднена через інтенсивний розвиток зміцнення в процесі деформації. При холодній деформації цих сталей обмежують ступінь деформації за один прохід або проводять проміжну пом'якшувальну термічну обробку, що знижує продуктивність прокатних станів. Тонкі смуги й стрічки з нержавіючих сталей отримують шляхом теплої прокатки, що дозволяє зменшити інтенсивність зміцнення сталей і підвищити їхню пластичність, не викликаючи структурних перетворень. Наприклад, в умовах теплої прокатки високолегованої сталі 12X18H10T пластичні характеристики при одних і тих самих обтисненнях практично у 2 рази вище, ніж при холодній прокатці [14]. На відміну від маловуглецевих сталей, у сталі 12X18H10T провали пластичності в температурному інтервалі 200...400 °C відсутні.

Пластичність деяких аустенітних сталей при теплій обробці тиском збільшується в результаті мартенситного перетворення в ході деформації. Утворення мартенситу на перенапружених ділянках деформованого аустеніту призводить до зниження напружень у сталі й полегшує її деформацію. При цьому виходить дрібногольчастий мартенсит, що сприяє підвищенню міцності готової металопродукції. У процесі теплої деформації значно збільшуються щільність дислокацій і ступінь виділення дисперсних карбідних часток, тобто відбувається деформаційне старіння. Тому, наприклад, спільну прокатку нержавіючої сталі з алюмінієвими сплавами доцільно проводити при підвищених температурах [15].

Дослідження [10] показали, що при прокатці біметалу «алюмінієвий сплав – сталь 12X18H10T» окісна плівка легко руйнується й утворюються металеві зв'язки. Особливе значення це має при наклепі сталі, коли пластичні властивості її різко зменшуються і в результаті дії напружень розтягування на сталі з'являється хвилястість. Застосування теплої прокатки, на що вже було зазначено вище, призводить до підвищення пластичних характеристик і, як наслідок, до усунення цього дефекту.

Стали зі структурою відпущеного мартенситу, отриманого звичайним загартуванням або в результаті термомеханічної обробки, іноді піддають теплій деформації в інтервалі температур відпуску 500...600 °C з обтисненням до 30 %. При більш високих ступенях деформації можуть утворитися тріщини. Застосування теплої прокатки сприяє тому, що в мартенситі

збільшується щільність дислокацій, створюється термічно стабільна структура й підвищуються результуючі механічні властивості сталі.

У роботах [6,7,9,16] показано, що використання теплої прокатки у якості проміжного переділу при виробництві холоднокатаної стрічки з високовуглецевих сталей дозволяє значно підвищити сумарні та окремі обтиснення, скоротити у 2...4 рази кількість проміжних термічних обробок. При цьому тепла прокатка забезпечує можливість підвищення сумарних обтиснень при подальшій холодній прокатці з 25...30 до 65...80 % [9].

У цілому необхідно зазначити, що підвищення температур, у тому числі й у діапазоні умов реалізації процесів теплового деформування, однозначно призводить до зниження опору деформації різних металів і сплавів. При цьому слід зазначити, що, незважаючи на наявність цілого ряду чисто теоретичних підходів [17], безпосередній розрахунок опору деформації здійснюють переважно на основі результатів експериментальних досліджень [12,18–23], виконаних в умовах, які є максимально близькими до умов реалізації розглянутих технологічних схем.

1.2 Технологічні схеми й методи розрахунку процесів теплої прокатки відносно тонких стрічок, листів і смуг

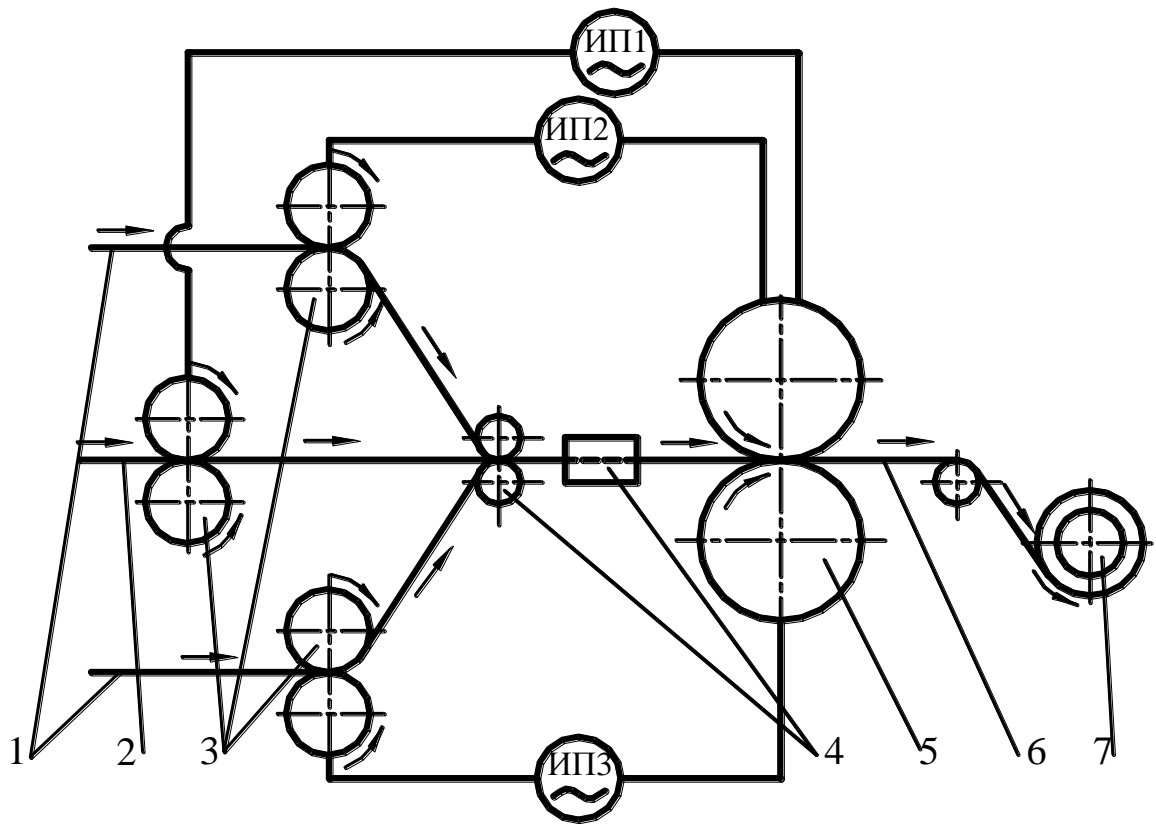
У найзагальнішому випадку під процесом прокатки відносно тонких стрічок, листів і смуг розуміють їхню безперервну в часі пластичну деформацію між двома робочими валками, що обертаються в різні сторони, при цьому співвідношення довжини дуги контакту l_c і середньої товщини в осередку деформації h_{cp} відповідає умові $l_c/h_{cp} > (2,5...3,0)$ [24–28].

Торкаючись умов реалізації процесів теплої прокатки, необхідно вказати на два можливих у цьому випадку підходи, а саме на безпосереднє нагрівання смуги перед вогнищем деформації і на її нагрівання вже в осередку деформації за рахунок енергії пластичної формозміни й сил зовнішнього тертя, а також за рахунок контакту з попередньо нагрітими до певної температури робочими валками [29–31].

Як приклад промислового використання першого підходу може бути розглянутий процес спільної прокатки-плакування [32,33] тришарової біметалевої стрічкової композиції «нікель–метал фені–нікель», що передбачає електроконтактний нагрів заготовок перед початком деформації [34,35]. Вихідні нікелеві стрічки й стрічка зі сплаву фені 2 (рис. 1.1) із розмотувача проходять через струмопровідні ролики 3, надходять у модуль попереднього з'єднання складових 4 і потім у робочу кліть 5, у якій

вони піддаються спільній пластичній деформації (прокатці-плакуванню). Отримана тришарова біметалева стрічка 6 формується в рулон на моталці 7 на ділянках між струмопровідними роликami 3 і робочою кліттю 5 прокатно-плакувального стана вихідної стрічки 1.

Діаметр робочих валків 5 у розглянутому вище випадку дорівнює 160 мм, а власне сам процес прокатки-плакування здійснювали з відносним обтисненням 50 % на швидкості $\approx 0,6$ м/с. При цьому, як показали результати теоретичних досліджень [35,36], діапазон зміни температури прокатки композиції в осередку деформації при подачі електричного струму величиною 1...9 кА тільки на внутрішню складову 2, що має товщину 1,2 мм і ширину 110 мм, буде дорівнювати 80...800 °С.



1 – вихідні нікелеві стрічки; 2 – стрічка зі сплаву фені; 3 – струмопровідні ролики; 4 – модуль попереднього з'єднання складових; 5 – робоча кліть; 6 – тришарова біметалева стрічка; 7 – моталка.

Рис. 1.1. Принципова схема технологічної лінії для виробництва відносно тонких тришарових стрічок і смуг із використанням спільної електропластичної прокатки з попереднім електроконтактним нагрівом складових [35]

Подача ж електричного струму й на зовнішні складові 1 товщиною 0,2 мм сприяє суттєвій інтенсифікації процесу попереднього нагрівання, зокрема, якщо при подачі електричного струму величиною 5 кА тільки на внутрішню складову 2 температура в осередку деформації складе $\approx 300^{\circ}\text{C}$, то при одночасній подачі електричного струму величиною 2,5 кА на обидві зовнішні складові 1 (див. рис. 1.1) ця температура при інших рівних умовах складе вже $\approx 680^{\circ}\text{C}$ [35].

До технологічних схем процесів теплої прокатки з попереднім нагріванням смуг (рис. 1.2) слід також віднести використання індукційного (рис. 1.2, а) і газополуменевого (рис. 1.2, б) нагріву, нагріву в прохідних печах (рис. 1.2, в), а також нагріву на обвідних роликах стана (рис. 1.2, г).

До переваг технологічних схем із попереднім нагріванням слід віднести відносну конструктивну простоту, а також відносно великий діапазон регулювання температур і високу швидкодію, обумовлених малими питомими масами тіл, що нагріваються. У той же час, підвищена інтенсивність окислювальних пресів призводить до погіршення якості поверхні одержуваних стрічок і смуг. Проблематичним є застосування технологічних мастил, утруднений і перехід із порулонного на листовий режим прокатки.

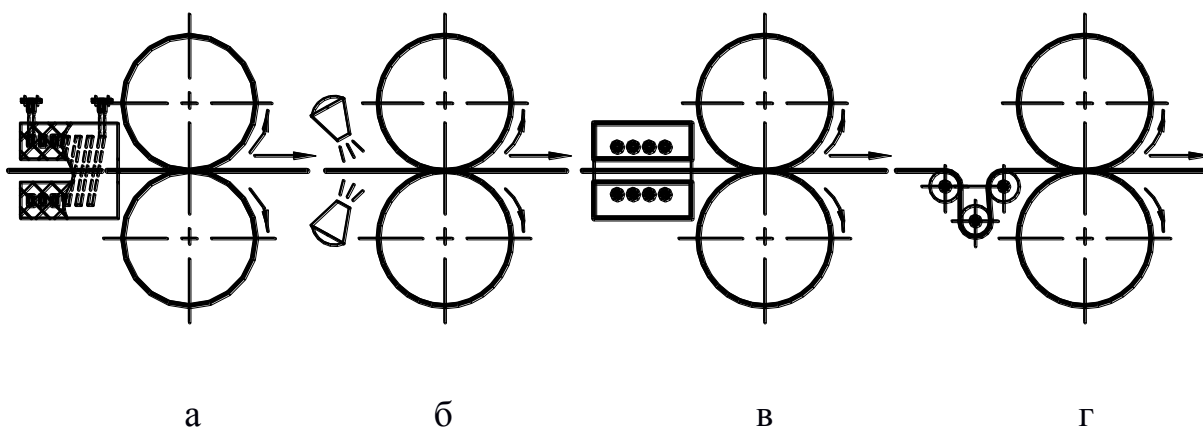


Рис. 1.2. Принципові технологічні схеми процесів теплої прокатки з використанням різноманітних схем попереднього нагріву стрічок, листів та смуг

Зазначене вище робить доцільним у цілому ряді випадків використання іншого підходу, заснованого на додатковому підігріві листів або смуг безпосередньо в осередку деформації за рахунок контактної теплообміну з попередньо нагрітими до певних температур робочими валками (рис. 1.3). Конструктивно системи попереднього нагріву робочих валків можуть бути поділені на внутрішні (рис. 1.3, а) і зовнішні (рис. 1.3, б, в, г), а за джерелом теплової енергії такі системи, як і системи попереднього на-

гріву смуги (див. рис. 1.2), можуть бути диференційовані на системи з електричним (див. рис. 1.3, а, б), індукційним (див. рис. 1.3, в) і газополуменевим (див. рис. 1.3, г) нагріванням.

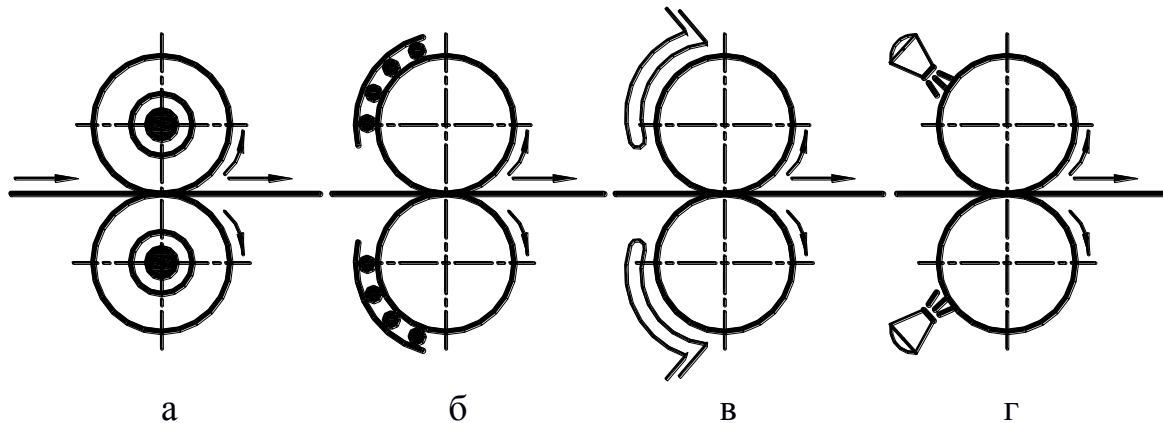


Рис. 1.3. Принципові технологічні схеми процесів теплої прокатки з використанням різноманітних схем попереднього нагріву робочих валків

У порівнянні із системами попереднього нагріву (див. рис. 1.1, 1.2) показані системи (див. рис. 1.3) характеризуються меншою інтенсивністю окислювальних процесів, а, отже, і більш високою якістю поверхні готового металопрокату. Вони інваріантні по відношенню до режимів як порулочної, так і листової прокатки, а використання внутрішнього нагріву робочих валків (див. рис. 1.3, а) робить можливим застосування відповідних технологічних мастил. Разом із тим, діапазон і швидкодія регулювання температур у цьому випадку нижчі, також має місце конструктивне ускладнення й ускладнення умов роботи основних силових елементів валкового вузла робочої кліти прокатного стану [37–39].

1.3 Методи розрахунку температурних режимів теплої прокатки

Аналіз умов реалізації процесів прокатки показав, що механізм формування напруженого й деформованого стану в значній мірі залежить від механічних властивостей деформованих металів і сплавів, які, у свою чергу, визначаються впливом цілої низки чинників, у тому числі впливом рівнів і характером розподілів температур. При цьому зі збільшенням температур і переходом у режим теплового деформування ступінь актуальності обліку температурного чинника зростає.

При цьому, із точки зору процесів прокатки в рамках виконання завдання про розподіл тепла між смугою і робочими валками використовуються, в основному, такі припущення:

- розподіл тепла в поздовжньому й поперечному напрямках незначне, і ним можна знехтувати;
- розподіл температури в смузі до деформації рівномірний;
- джерела тепла мають постійну в часі інтенсивність;
- передача тепла від робочих валків до смуги або, навпаки, від смуги до робочих валків здійснюється за рахунок теплопровідності.

Останнє припущення обумовлене тим, що термічний опір плівок мас-тила, товщина якої не більше 1...2 мкм, незначний і їм можна знехтувати [30]. Прийняті допущення дозволяють звести поставлену задачу до раніше розв'язаних задач теплообміну при граничних умовах четвертого роду в симетричній системі тіл, що складається з трьох необмежених пластин.

Принципово розв'язати задачу розподілу тепла можна, спираючись на фізичні уявлення про процеси його передачі в осередку деформації. При контакті двох твердих поверхонь дійсний контакт, унаслідок природної шорсткості, відбувається тільки по ділянках фізичного контакту. Для цих ділянок, як це прийнято в теорії теплопровідності [40], температури на поверхні розділу повинні бути однаковими, тобто

$$t_1(x_1, \tau) = t_2(x_1, \tau). \quad (1.1)$$

Крім того, потік тепла, що виходить з одного тіла, має дорівнювати потоку тепла, що входить в інше тіло, що відповідає:

$$\lambda_1 \frac{\partial_1(x_1, \tau)}{\partial n} = \lambda_2 \frac{\partial_1(x_1, \tau)}{\partial n}, \quad (1.2)$$

де x – геометрична координата точки контакту розглянутих поверхонь.

Для описання теплового процесу на ділянках, які не перебувають у фізичному контакті, зазвичай вводять поняття коефіцієнта контактного теплообміну. У цьому випадку умова теплообміну на межі поверхонь можна описати рівнянням виду [40]:

$$\lambda_1 \frac{\partial_1(x_1, \tau)}{\partial n} = \alpha [t_2(x_1, \tau) - t_1(x_1, \tau)], \quad (1.3)$$

причому одночасно виконується умова рівності теплових потоків (1.2). Співвідношення ділянок контакту того чи іншого виду визначається шорсткістю поверхні й силами їхнього стиснення.

У реальних процесах прокатки в осередку деформації має місце контакт обох типів, при цьому ділянки, де немає контакту з металом, розділені технологічним мастилом, товщина шару якого змінюється в межах 0,1...2 мкм [41–44]. Якщо прийняти, що фізичний контакт двох металевих поверхонь відсутній і між ними є шар мастила, то умови теплообміну замість рівнянь (1.1) і (1.2) можна записати так:

$$\begin{aligned} t_1(x_1, \tau) &= t_{c1}(x_1, \tau); \\ t_{c2}(x_2, \tau) &= t_2(x_2, \tau), \end{aligned} \quad (1.4)$$

і в той же час щільність теплового потоку представляють у вигляді наступного співвідношення:

$$\lambda_1 \frac{\partial t_1(x_1, \tau)}{\partial h} = \lambda_c \frac{\partial t_c(x_1, \tau)}{\partial h} = \lambda_c \frac{\partial t_c(x_2, \tau)}{\partial h} = \lambda_2 \frac{\partial t_2(x_2, \tau)}{\partial h}, \quad (1.5)$$

де $\partial t_c = t_{c1}(x_1, \tau) - t_{c2}(x_2, \tau)$ – різниця температур на границях плівки мастила товщиною ∂h_c .

Якщо ввести поняття контактної коефіцієнта теплообміну через мастильний шар, то щільність теплового потоку можна виразити, як

$$\lambda_c \frac{\partial t_c(x_1, \tau)}{\partial h_c} = \alpha [t_{c1}(x_1, \tau) - t_{c2}(x_2, \tau)]. \quad (1.6)$$

О. В. Третьяковим і Е. О. Гарбером [45, 46] було прийнято, що процес теплообміну є стаціонарним та розподіл тепла в осередку деформації, а також між опорними й робочими валками описує коефіцієнт контактної теплообміну α . Для визначення величини коефіцієнтів теплообміну між смугою, валками й охолоджувальною рідиною були складені рівняння теплового балансу сталого процесу прокатки.

Більш загальне розв'язання поставленої задачі при прийнятті коефіцієнта контактної теплообміну α наведено в роботі Н. Ю. Тайца із співавторами [47], де диференціальне рівняння теплопровідності вирішено з урахуванням виділення енергії деформації в обсязі плоского тіла, а також енергії тертя на поверхні контакту. Кінцеве розв'язання для температури поверхні тіла визначається рівнянням [47]

$$\frac{t(0, \tau) - t_0}{t_M - t_0} = \left[1 + K_T + \frac{K_D}{Ti^2} \right] \left[1 - \exp Ti^2 \operatorname{erfc} Ti - K_D \frac{1,128}{Ti} \right], \quad (1.7)$$

де $t(0, \tau)$ – поточна температура тіла на поверхні контакту;

t_0 – початкова температура тіла;

t_M – температура тіла на поверхні;

$K_T = \frac{q}{\alpha(t_0 - t_M)}$ – температурний критерій зовнішнього тертя;

$K_D = \frac{B\tau}{c_n \gamma_n (t_0 - t_M)}$ – температурний критерій деформації;

a_n, c_n, γ_n – температуропровідність, теплоємність і щільність тіла;

$Ti = h\sqrt{a_n \tau}$ – критерій Тихонова;

τ – час контакту;

B – потужність джерела в об'ємі тіла;

α – коефіцієнт контактного теплообміну;

q – потужність джерела на поверхні контакту.

З експериментальних даних, наведених у роботі [30], за температурою валка видно, що при сталому тепловому режимі роботи стана температура маси валка (вимірювана на поверхні валка при зупинках) не змінюється істотно з плином часу. На підставі цього стосовно станів холодної прокатки прийнято допущення, що тепло, яке сприймається валком за один оборот, повністю передається охолоджуючій рідині.

При прокатці робота зовнішніх сил тертя становить значну частку загальної роботи. Виділяється вона у вигляді тепла на поверхнях контакту смуги й валка, на відміну від чистої роботи деформації, що перетвориться на тепло в об'ємі деформованого металу. Тому з точки зору розв'язання задачі температурного поля й розподілу тепла в осередку деформації доцільно розмежувати джерело тепла: на роботу деформування металу, яка визначається характеристиками його міцності (виділяється в геометричному об'ємі осередку деформації), і роботу зовнішніх сил тертя (повністю виділяється на поверхні контакту також у вигляді тепла) [48].

Виходячи із цього, завдання визначення температурного поля в зоні деформації можна сформулювати наступним чином: у пластині товщиною $2R$ відбувається виділення тепла від джерела B , для холодної прокатки визначається чистою роботою деформації. На границі розділу поверхонь відбувається виділення тепла (джерело q), що визначається роботою зовнішніх сил тертя [30].

Математично поставлена задача може бути представлена у вигляді системи двох диференціальних рівнянь [30, 49]:

$$\begin{aligned} \frac{\partial t_n(x, \tau)}{\partial \tau} &= a_n \frac{\partial^2 t_n(x, \tau)}{\partial x^2} + B; \\ \frac{\partial t_b(x, \tau)}{\partial \tau} &= a_b \frac{\partial^2 t_b(x, \tau)}{\partial x^2}, \end{aligned} \quad (1.8)$$

для яких початкові умови відповідають:

$$\begin{aligned} t_n(x,0) &= t_{0n}; \\ t_b(x,0) &= t_{0b}, \end{aligned} \quad (1.9)$$

а граничні умови можуть бути визначені, як:

$$\begin{aligned} t_n(\pm R, \tau) &= t_b(\pm R, \tau); \\ \lambda_n \frac{\partial t_n(\pm R, \tau)}{\partial x} &= \lambda_b \frac{\partial t_b(\pm R, \tau)}{\partial x} + q; \\ \frac{\partial t_n(0, \tau)}{\partial x} &= 0; \\ \frac{\partial t_b(\infty, \tau)}{\partial x} &= 0, \end{aligned} \quad (1.10)$$

де в рівняннях (1.8–1.10) a – температуропровідність матеріалу смуги або валка; λ – коефіцієнт теплопровідності матеріалу смуги або валка; індекс n відноситься до смуги, індекс b – до валка;

Граничні й початкові умови для розв’язання рівнянь теплопровідності були оговорені вище. У результаті розв’язання системи диференціальних рівнянь за методом перетворень Лапласа [50–52], шукані аналітичні описи можна представити в наступному вигляді [30]:

$$\begin{aligned} t_n(x, \tau) &= t_{0n} \frac{\delta}{1+\delta} (t_{0n} - t_{0b})(X_{1n} + X_{2n}) + \\ &+ B\tau \left[1 - \frac{\delta}{1+\delta} (Y_{1n} + Y_{2n}) \right] + \frac{2q\sqrt{2a_n\tau}}{(1+\delta)\lambda_n} (Z_{1n} + Z_{2n}); \end{aligned} \quad (1.11)$$

$$\begin{aligned} t_b(x, \tau) &= t_{0b} + \frac{t_{0n} - t_{0b}}{1+\delta} (X_{1b} + X_{2b}) + \\ &+ \frac{B\tau}{1+\delta} (Y_{1b} + Y_{2b}) + \frac{2q\sqrt{2a_b\tau}}{(1+\delta)\lambda_b} (Z_{1b} + Z_{2b}), \end{aligned} \quad (1.12)$$

де X_1 і X_2 – характеристичні функції складових температурного поля, що визначаються початковою різницею температур валка й смуги;

Y_1 і Y_2 – характеристичні функції складових температурного поля, що визначаються виділенням тепла в об’ємі смуги (джерело B);

Z_1 і Z_2 – характеристичні функції складових температурного поля, що визначаються виділенням тепла в результаті роботи сил тертя (джерело q);

δ – термофізичний критерій [49].

При цьому в рівняннях (1.11) і (1.12) позначені:

$$\begin{aligned} X_{1n} &= f_1(\alpha_n); X_{2n} = f_2(\beta_n); Y_{1n} = f_2(\alpha_n); \\ Y_{1n} &= f_2(\beta_n); Z_{1n} = f_1(\alpha_n); Z_{2n} = f_2(\beta_n); \\ X_{1b} &= f_1(\alpha_b); X_{2b} = f_2(\beta_b); Y_{1b} = f_2(\alpha_b); \\ Y_{1b} &= f_2(\beta_b); Z_{1b} = f_1(\alpha_b); Z_{2b} = f_2(\beta_b). \end{aligned}$$

Значення аргументів α_n , β_n , α_b , β_b відображають відносні координати температури в кожній точці смуги й валків з урахуванням температуропровідності матеріалу й часу контакту. При цьому коефіцієнт β_n надає координату температурного поля від джерела, розташованого по іншу сторону осі смуги. Одночасно аргумент β_b додатково включає в себе відносну температуропровідність робочого валка й смуги. У свою чергу, функції X , Y і Z з індексом 2, на додаток до функцій з індексом 1, у рівняннях (1.11) і (1.12) ураховують складову температурного поля, яка визначається поширенням тепла від джерела, розташованого на протилежному боці смуги або робочого валка [30, 31].

Викладені вище співвідношення дозволяють розраховувати температурне поле в осередку деформації в залежності від параметрів процесу прокатки, умов охолодження й застосовуваного технологічного мастила, а також теплофізичних властивостей матеріалів прокату та робочих валків. Вони можуть бути використані для вибору технологічного мастила за термічною стійкістю, а також для розрахунку розподілу тепла в зоні пластичної деформації.

1.4 Методи експериментальних досліджень процесів теплового деформування

Експериментальне дослідження процесів теплового деформування пов'язане, перш за все, із точними й швидкодійними вимірюваннями температури валків та прокату на вході, виході та безпосередньо в осередку деформації.

Класифікація загальноприйнятих методів теплофізичних вимірювань представлена в [53], крім того, у науково-технічній літературі розглянуто ряд конструкцій як контактних, так і безконтактних датчиків температури. Зокрема, авторами робіт [23, 54] проведено аналіз безконтактного методу контролю температури валків, що полягає у створенні замкнутого об'єму повітря в зоні вимірювань. Незважаючи на те, що на невеликій відстані від поверхні валка (приблизно 0,5 мм) температура повітря дуже близька до температури вимірюваного об'єкта, у замкнутому просторі повітря вона

змінюється з деяким запізненням порівняно з температурою поверхні валка. Певною мірою на точність вимірювань впливають струменеві потоки й завихрення повітря, що мають місце в процесі обертання валків.

З метою контролю температури заготовки при теплій прокатці труб застосовується фотоелектричний пірометр [55]. Відзначено, що основною перешкодою для широкого використання існуючих конструкцій фотоелектричних пірометрів є їхня слабка чутливість до тіл, нагрітих до температур у діапазоні 50...200 °С.

Для експериментальної оцінки температури поверхні валків у роботі [56] досліджена термопара, що складається із залізної і константової щіток. Гарячим спаєм для неї слугує місце контакту константової щітки безпосередньо з валком. Однак встановлено [57], що величина термо-ЕРС, що розвивається щіточною термопарою, залежить від її переміщення, а також від кількості та температури емульсії, яка подається для охолодження.

Більш досконалим є термодатчик ДТВ-018 [58], що контактує безпосередньо з досліджуваною поверхнею, термочутливий елемент якого являє собою тонку пружну пластинку з теплопровідного й зносостійкого матеріалу. До середини пластини припаяний гарячий спай хромель-копелевої термопари. Однак під час вимірювання температури рухомого прокату термоконтакт часто переривається через биття смуги, що порушує точність установки самого датчика [57]. Крім того, пружна пластинка з термочутливими елементами порівняно швидко зношується, що призводить до безперервної зміни градуированої характеристики термодатчика. І, нарешті, тепло тертя, що виділяється в місці контакту термочутливих елементів із рухомим металом, спотворює показання, що фіксуються.

Порівняння експлуатаційних характеристик найбільш поширених датчиків при холодній прокатці алюмінію та його сплавів показало, що ДТВ-018 забезпечує надійне вимірювання температури тільки робочих або опорних валків із сухою поверхнею при відносно невисоких швидкостях прокатки. Термодатчик ІТВ-275 відрізняють деякі конструктивні недоліки й значна інерційність. Менш інерційний датчик СМІ-1, який може задовільно працювати в умовах охолодження валків емульсією, однак вимагає захисту спеціальною емаллю і точної установки зазору між термопарою і валком [59].

Авторами роботи [23] для визначення температури металопрокату в залежності від технологічних параметрів процесу запропонована конструкція роликового термодатчика [60], що працює за принципом природної термопари (рис. 1.4). У цьому випадку при контакті роликів 1 і 2 із рухомою стрічкою 3 у вимірювальному ланцюгу, утвореному струмомознімачами 4 і 5, провідниками 6 і 7, вимикачем 8 і потенціометром 9, виникає термо-ЕРС, яка відповідає температурі, меншій температури стрічки

T_0 , оскільки температура поверхні ролика T_1 зазвичай нижче такої поверхні об'єкта T_0 . При розмиканні вимірювального й замиканні контрольного ланцюга, що складається з ролика 1, провідника 10, кільця 11, токознімача 12, вимикача 13, провідника 14, вимірювального приладу 15, токознімача 5, ролика 2 і рухомого об'єкта 3, виникає термо-ЕРС, оскільки до контрольного ланцюга входить диференціальна термопара, у якої одним спаєм слугує місце контакту ролика 1 з об'єктом 3, а іншим – спай 16 провідника 10 із роликом 1 із матеріалу А. Якщо $T_1 < T_0$, то в місці контакту виникає термо-ЕРС, пропорційна деякій проміжній температурі T_d , яку й фіксує вимірювальний прилад 15 контрольного ланцюга. У той же час у місці спаю 16 ролика 1 із провідником 10 виникає термо-ЕРС, відповідна температурі T_1 цього ролика. Ці термо-ЕРС спрямовані назустріч, тому вимірювальний прилад 15 фіксує їхню різницю. Термо-ЕРС контрольного ланцюга свідчить, що $T_1 < T_0$, і тому $T_d < T_0$. Позитивні значення показань вимірювального приладу 15 свідчать про необхідність підвищення температури T_1 ролика 1 до температури T_0 досліджуваного об'єкта 3, для чого включається спеціальна система підігріву ролика 1. Поряд із відносно високою точністю цього приладу слід указати на його конструктивну й елементну складність, а, отже, і на відносно високі вартісні показники.

Використовуваний у рамках цього дослідження датчик температури, конструкція якого ілюстрована рисунком 1.5, був спроектований і виготовлений відповідно до рекомендацій роботи [49]. Безпосереднє вимірювання температури поверхні досліджуваного об'єкта виконували в цьому випадку хромель-копелевою термопарою 1, розміщеною на ебонітовому регульовальному гвинті 2, який, у свою чергу, за допомогою нарізного сполучення був пов'язаний із текстолітовим корпусом 3. Сам текстолітовий корпус був розміщений у металевому стакані 4, установленому з можливістю осьового переміщення на штоку 5 і зв'язаному з пружиною стиснення 6, що забезпечує постійне дотискання датчика температури до поверхні робочого валка або смуги (див. рис. 1.5).

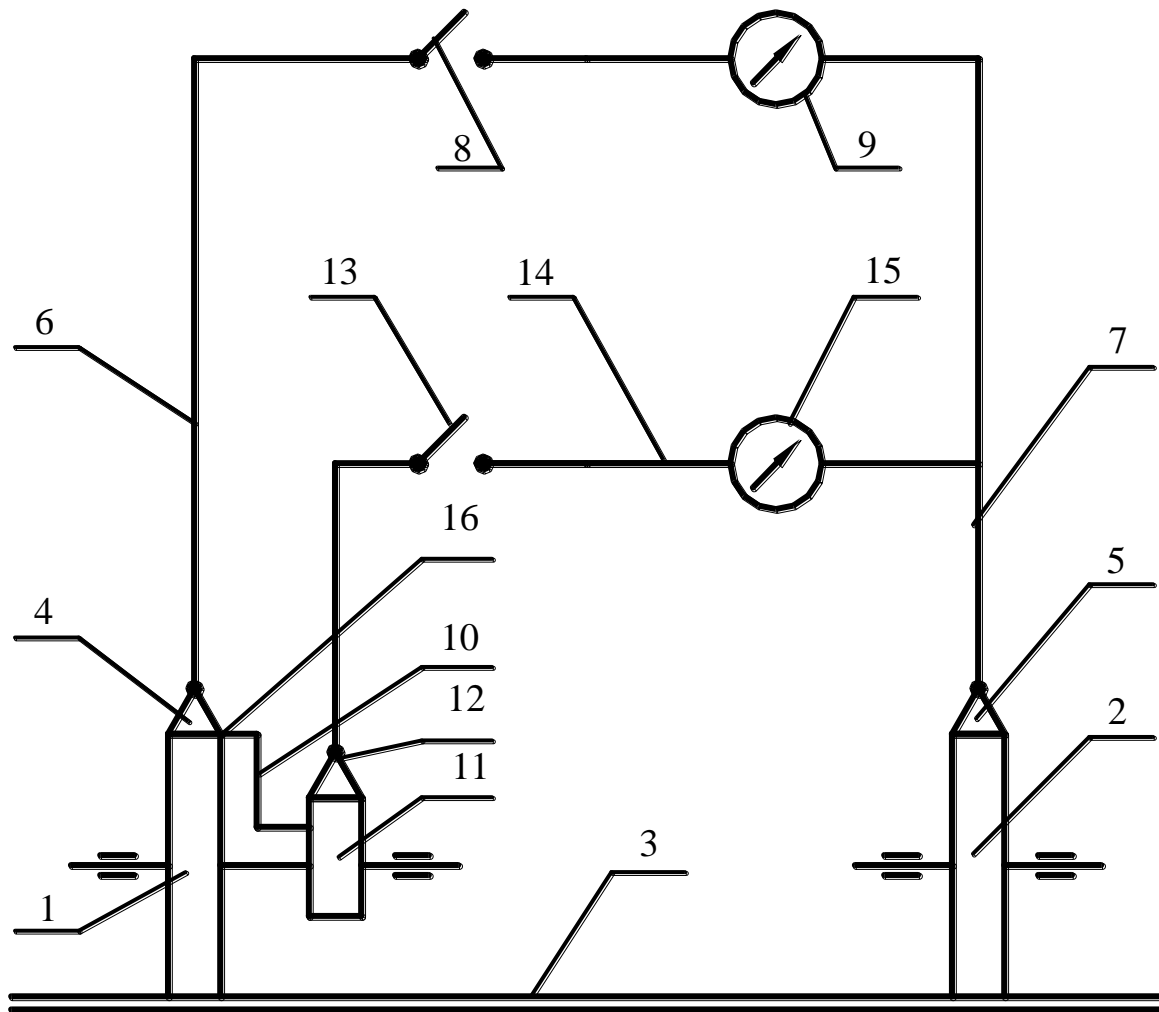


Рис. 1.4. Принципова схема роликового термодатчика з підігрівом вимірювального ролика [23]

З метою безпосереднього проведення експериментальних досліджень температурних режимів процесу прокатки відносно тонких стрічок вимірювачі температур розглянутої конструкції (див. рис. 1.5) були встановлені на промислово-лабораторному реверсивному стані 105/260 × 250 ДДМА, загальні види, а також склад і конструктивні особливості механічного устаткування якого ілюстровані, відповідно, рисунками 1.6, 1.7.

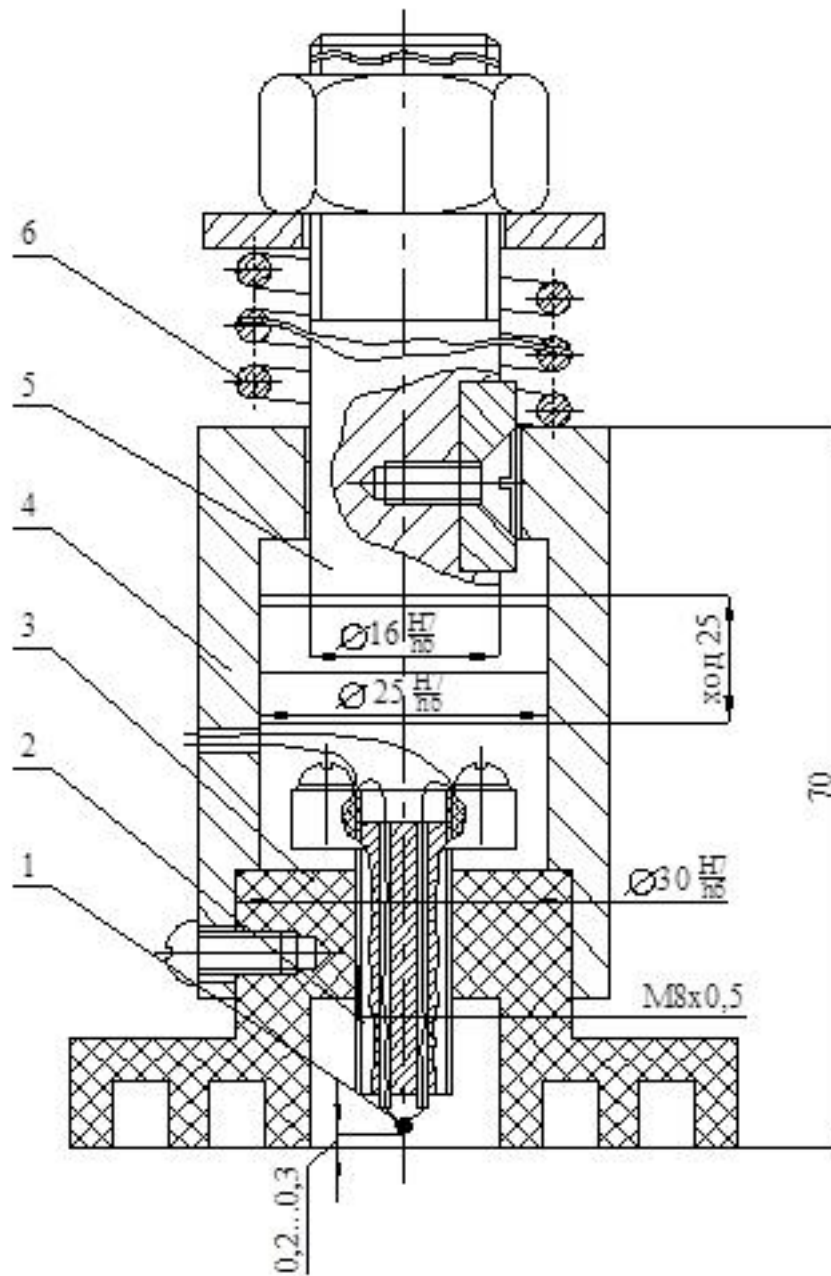
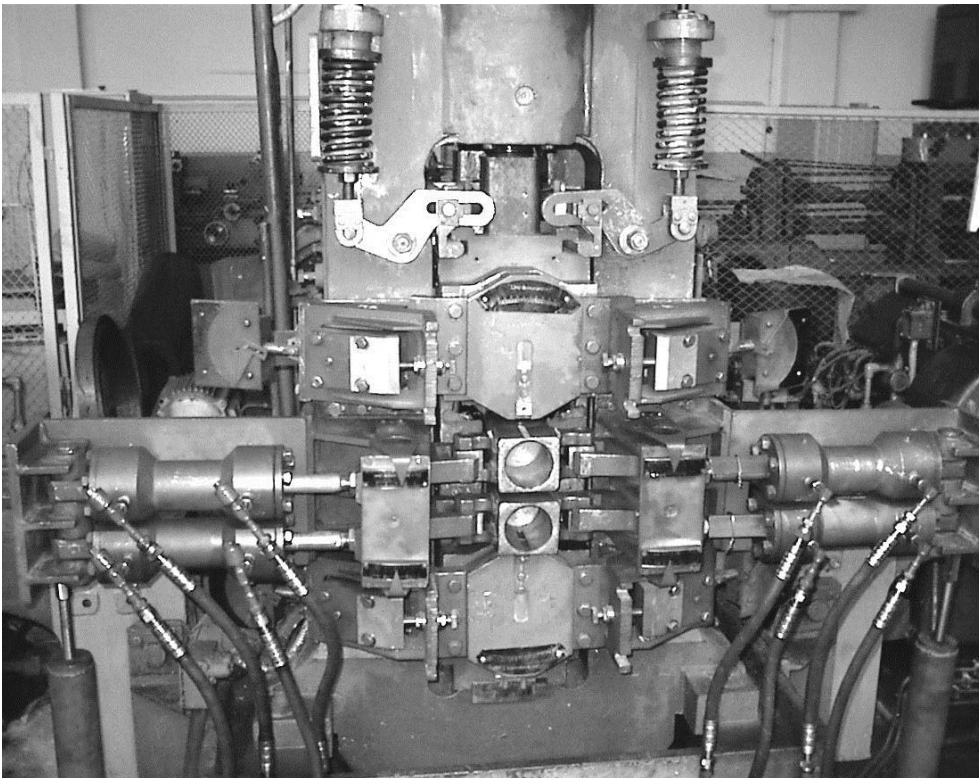


Рис. 1.5. Конструкція вимірювача температури поверхні смуги й робочих валків промислово-лабораторного реверсивного стана 105/260×250 ДДМА

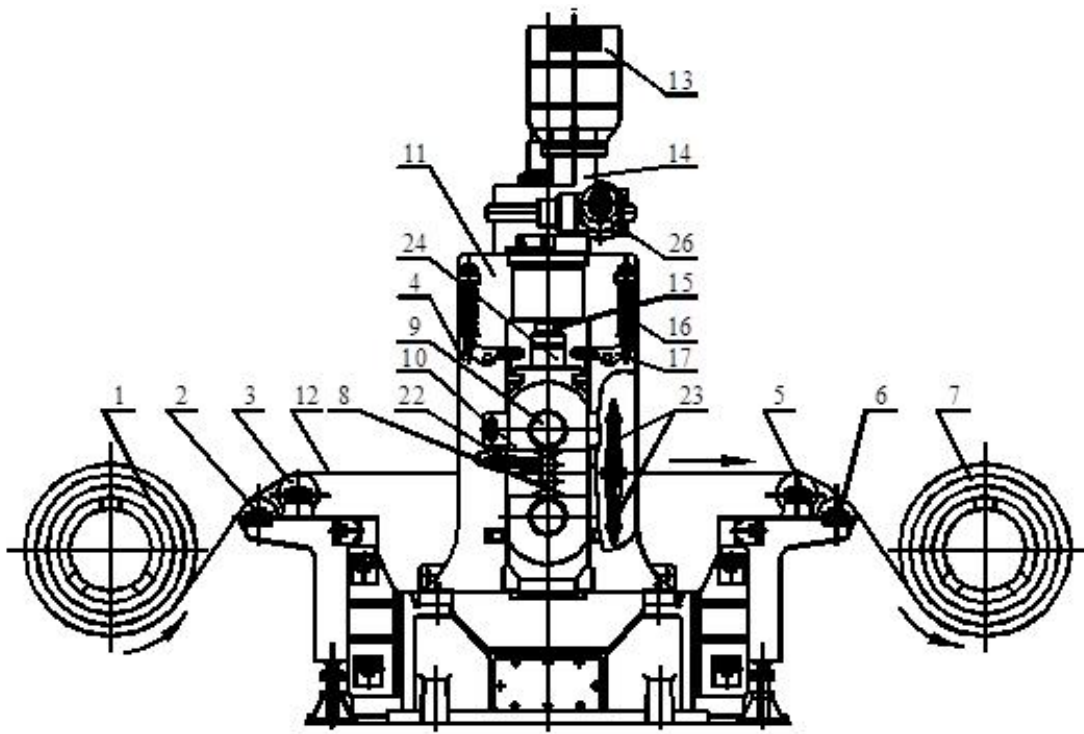


а

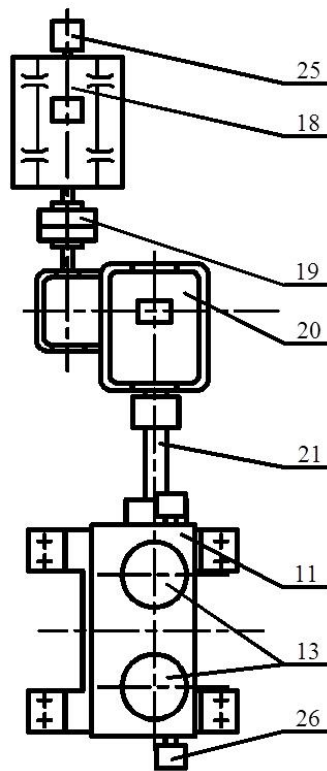


б

Рис. 1.6. Загальні види механічного обладнання промислово-лабораторного реверсивного стана 105/260×250 ДДМА



а



б

а – головний вид; б – план обладнання головної лінії робочої кліті
 Рис. 1.7. Склад та конструктивні особливості механічного обладнання промислово-лабораторного реверсивного стана 105/260×250 ДДМА

Зокрема, укрупнено склад обладнання розглянутого стану (див. рис. 1.7) включає ліву моталку 1, ліві обвідні ролики 2 і 3, власне робочу кліть 4, праві обвідні ролики 5 і 6, а також праву моталку 7. До складу робочої кліті 4, у свою чергу, входили робочі валки 8 діаметром 105 мм і довжиною бочки 320 мм, опорні валки 9 діаметром 260 мм і довжиною бочки 250 мм.

Необхідну величину міжвалкового зазору, що відповідає товщині стрічок 12, установлювали за допомогою натискного механізму електро-механічного типу з приводом від двох електродвигунів 13 постійного струму потужністю по 1,5 кВт через двоступеневий черв'ячний редуктор 14 і передачу гвинт-гайка 15. Зрівноважування верхнього опорного валка здійснювали за допомогою пружин стиснення 16, сполучених шарнірно за допомогою важелів 17 із подушками 10 цього валка.

Усього було виготовлено три датчики температури розглянутої вище конструкції, при цьому один із них 22 (див. рис. 1.7, 1.8, *а*) був використаний для вимірювання температури поверхні верхнього робочого валка на вході в осередок деформації, а два інших 23 (див. рис. 1.7, 1.8, *б*) – для вимірювання температур верхньої і нижньої поверхні стрічки при її виході з робочих валків.

Слід зазначити, що в силу використовуваних фізичних принципів схема вимірювання температур рухомих об'єктів за допомогою термопар різного поєднання й конструктивного виконання характеризується високим ступенем інерційності і, як наслідок, обмеженим діапазоном можливого застосування, а також відносно великими похибками наданих експериментальних даних.

Відповідно до цього становить інтерес досить перспективна технологія вимірювання температур різних об'єктів за допомогою колірних термоіндикаторів. До таких термоіндикаторів, зокрема, відносяться речовини, які можуть різко змінювати свій колір при певній температурі, званій температурою переходу.

При цьому з урахуванням специфіки досліджень найбільш інтересними в цьому випадку були багатопозиційні колірні термоіндикатори. Однак патентний огляд із глибиною пошуку 20 років, проведений у роботі [61], показав, що патентів на багатопозиційні термоіндикатори, які слугують для контролю температурних полів, не існує. Є патенти Німеччини, Великобританії, США та ряду інших країн на термоіндикатори, що мають один колірний перехід, які не можна використовувати для контролю температурних полів, а лише для визначення температури в конкретній точці. Тому в рамках цієї роботи був використаний тест-набір термоіндикаторних олівців Tempilstik із 20 індикаторів, що забезпечують вимірювання температур у діапазоні 52...427°C і являють собою стрижень довжиною 12 см і діаметром 1,5 см, що складається з лакополімерного композиту. Стрижень вмонтований у металевий корпус, забезпечений кишеньковим утримувачем (рис. 1.9).



а



б

Рис. 1.8. Загальні види установки вимірювачів температури робочих валків (а) і смуги (б) при її прокатці на промислово-лабораторному реверсивному стані 105/260×250 ДДМА



а



б

Рис. 1.9. Загальні види робочих сегментів та вихідних заготовок (а) і термоіндикаторних олівців Tempilstik (б), що були використані при експериментальному дослідженні процесів теплої прокатки

Градування, а, отже, і точка вимірювання характеризувалися в цьому випадку такою послідовністю температур переходу: 52, 66, 79, 93, 107, 120, 135, 149, 163, 177, 191, 204, 218, 232, 246, 260, 288, 316, 371, 427°C, що практично повністю охоплює весь діапазон можливих температурних умов реалізації різних процесів теплового деформування.

Безпосередньо температурний режим процесу теплої прокатки на промислово-лабораторному реверсивному стані 105/260 × 250 забезпечували за рахунок використання двох різних способів, перший із яких полягав в газополум'яному нагріванні стрічки перед осередком деформації. У другому випадку нагріванню до необхідних температур піддавали робочі валки прокатного стану.

Слід зазначити, що конструктивні особливості робочої кліти промислово-лабораторного реверсивного прокатного стану 105/260 × 250 дозво-

ляють використовувати валкові вузли різного типорозміру й різної конфігурації. Одним із можливих варіантів у цьому випадку є використання неприводних робочих валків діаметром 55 мм і довжиною бочки 200 мм, сполучених у вертикальній площині з приводними опорними валками діаметрами 260 мм і довжиною бочки 200 мм, шийки яких за допомогою підшипників кочення розміщені у відповідних подушках (рисунок 1.10).

Робочі валки, будучи зафіксованими в горизонтальній площині додатковими голчастими підшипниками, розміщеними на стаціонарних ексцентрикових осях, таких подушок не мають (див. рис. 1.10), що дозволило максимально знизити трудомісткість і час їхньої перевалки. Попередній нагрів робочих валків до необхідних температур здійснювали в сушильній шафі СНОЛ-162008/9-М1 або в нагрівальній печі ТС 80М, розташованих безпосередньо біля стана, після чого їх установлювали у вже налаштовану на заданий технологічний режим робочу кліть і починали власне процес прокатки. При цьому, як показали результати тестового хронометражу, часовий проміжок між виїмкою робочих валків із шафи або печі й початком процесу прокатки не перевищив однієї хвилини.

Аналогічний комплекс експериментальних досліджень інтегральних та результуючих характеристик процесу теплої прокатки, що мають на меті розширення обсягу емпіричних даних при одночасному забезпеченні більш економного використання вихідних заготовок та інших матеріальних ресурсів, було проведено й на лабораторному міні-стані, загальний вигляд, склад і конструкція устаткування якого ілюстровані рисунками 1.11–1.13.

Конструктивно до складу обладнання головної лінії робочої кліті приведенного міні-стану (див. рис. 1.12) входять: асинхронний електродвигун змінного струму 1 ($N = 1,5$ кВт, $n = 1350$ об./хв), моторна муфта 2, одноступінчастий черв'ячний редуктор 3 ($i = 41$), проміжна й сполучна муфта 4, комбінований циліндричний редуктор – шестернева кліть 5 ($i = 4,9$), універсальні шпинделі 6 на підшипниках кочення (на тіла шпинделів 6 наклеєні тензOMETричні датчики опору для вимірювання моментів прокатки). Робочі валки 7 із діаметром і довжиною бочки по 100 мм, які мають окружну швидкість обертання 35 мм/с.

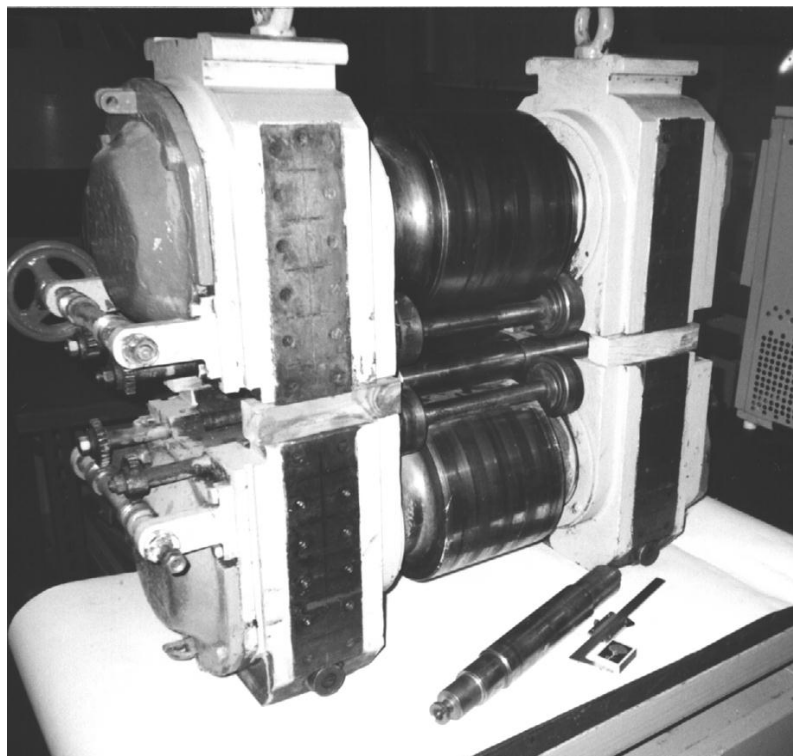


Рис. 1.10. Загальний вигляд вузла робочих і опорних валків, а також самого робочого валка промислово-лабораторного реверсивного стана 105/260×250 ДДМА, що було використано при експериментальних дослідженнях процесу теплої прокатки з попереднім нагріванням робочих валків

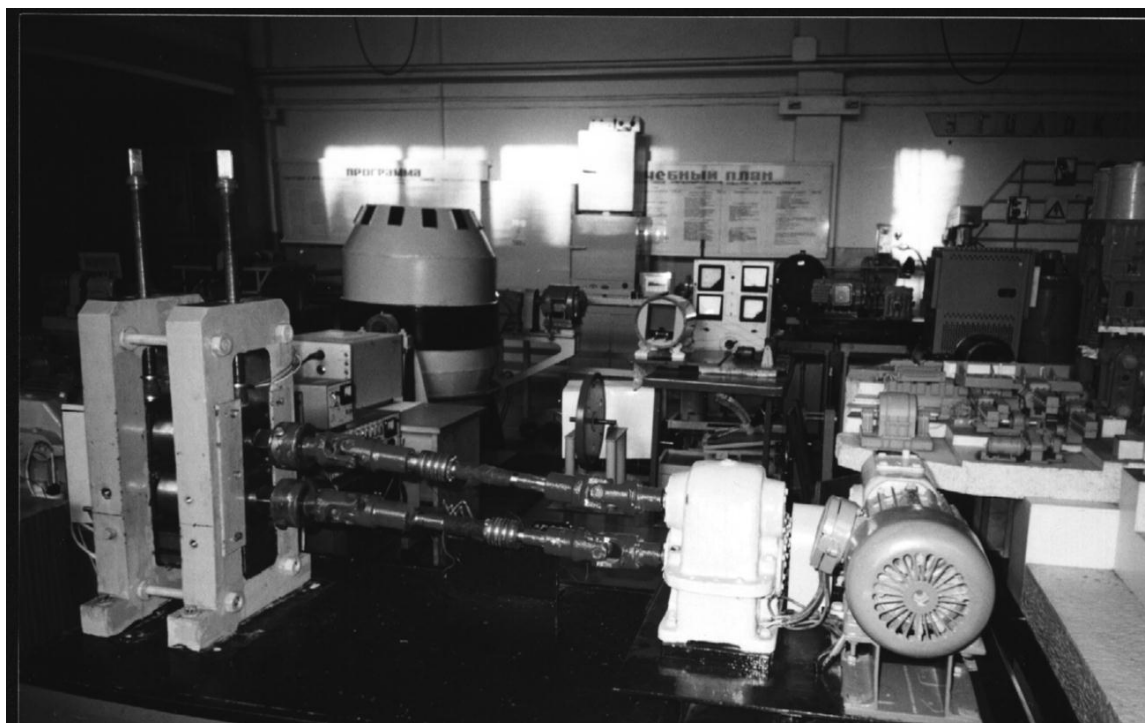
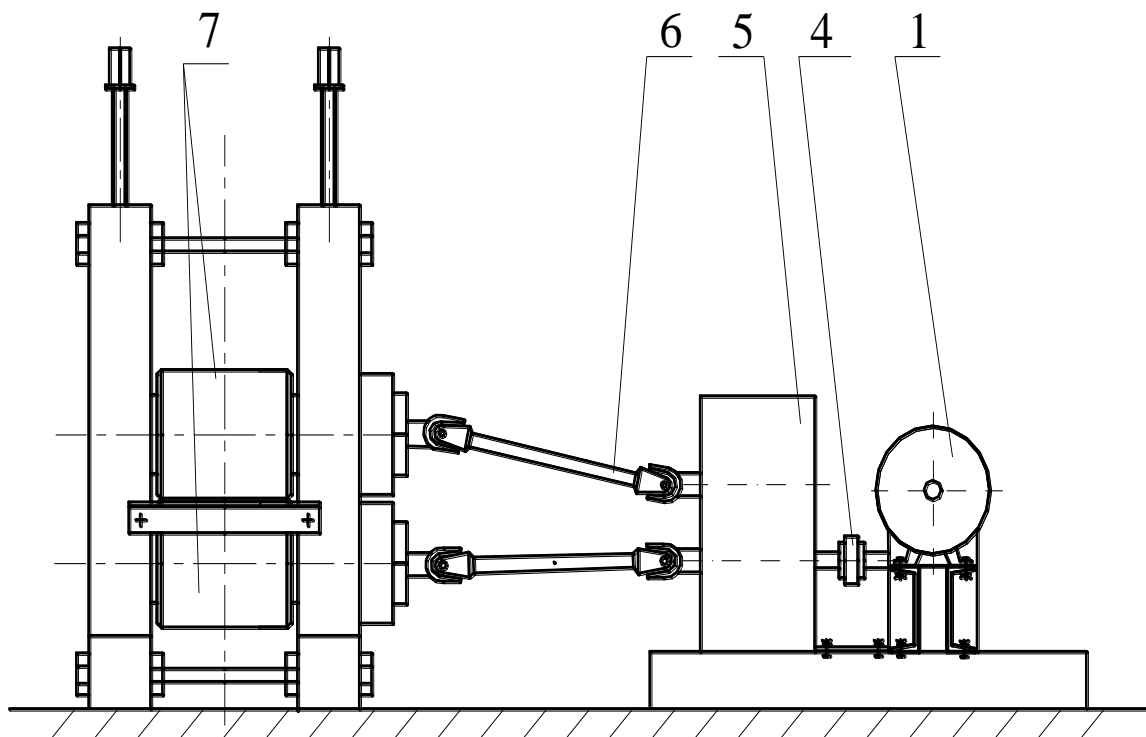
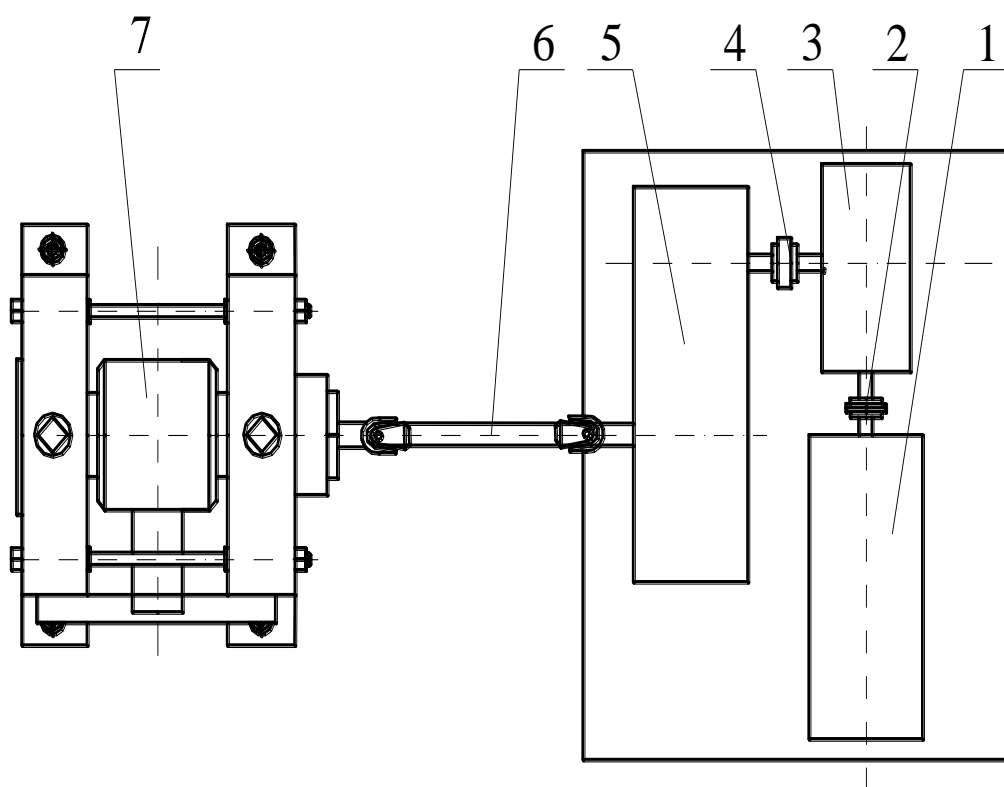


Рис. 1.11. Загальний вигляд обладнання лабораторного міні-стану 100×100 ДГМА при експериментальному дослідженні процесу теплої прокатки



а



б

Рис. 1.12. Склад обладнання лабораторного міні-стану 100×100 ДГМА при експериментальному дослідженні процесу теплої прокатки:
а – основний вид, б – вид зверху

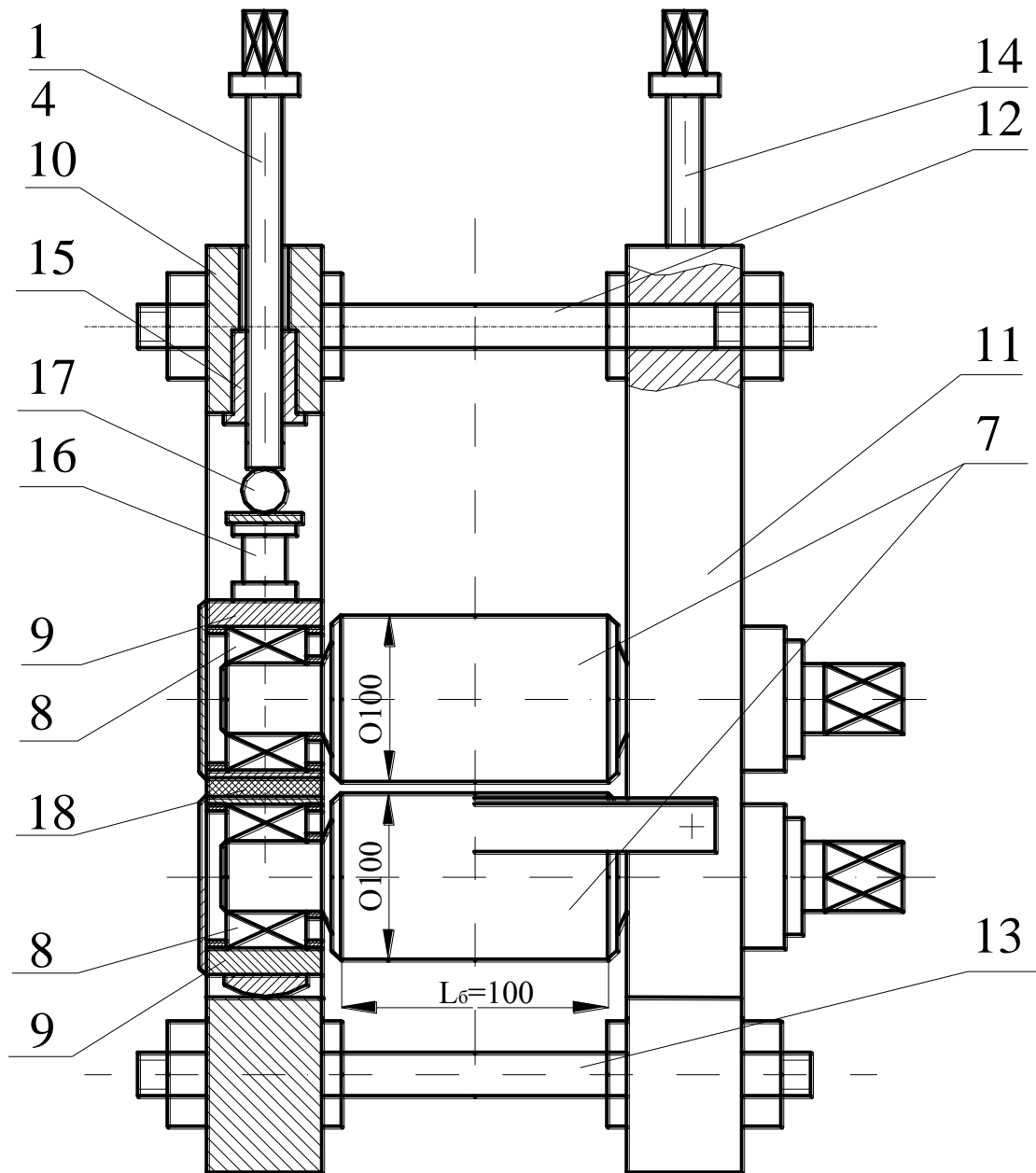


Рис. 1.13. Склад і конструктивні особливості механічного обладнання робочої кліті лабораторного міні-стану 100×100 ДГМА

Конструкція робочої кліті лабораторного міні-стану 100×100 ДДМА (див. рис. 1.13), крім власне робочих валків 7, шийки яких за допомогою підшипників кочення 8 розміщені в подушках 9, включала в себе ліву 10 і праву 11 станини, сполучені між собою верхньою 12 і нижньою 13 траверсами. Натискний механізм цієї робочої кліті був виконаний у вигляді натискних гвинтів 14 із ручним приводом обертання й бронзових гайок 15, розміщених нерухомо у верхніх поперечинах станин 10 і 11. Між собою натискні гвинти 14 і подушка 9 верхнього робочого валка були сполучені за допомогою месдоз 16, призначених для вимірювання сили прокатки,

і сферичних тіл кочення 17, які забезпечують само установлювання кільцевих пружних елементів месдоз 16. Урівноваження конструктивних елементів силової лінії робочої кліти здійснювали за допомогою комплекту гумових прокладок 18, установлюваних між подушками 9 верхнього й нижнього робочих валків 7 (див. рис. 1.13). Необхідний температурний режим процесів теплої прокатки забезпечували в цьому випадку за рахунок попереднього нагріву відносно коротких вихідних заготовок у сушильній шафі або нагрівальній печі.

Експериментальне дослідження локальних характеристик напружено-деформованого й температурного стану металу при теплій прокатці відносно тонких стрічок, листів і смуг було проведене на спеціальному пристрої для пластичної деформації, що моделює процеси в робочих валках радіусом 750 мм, тобто з великим масштабом збільшення геометрії осередку деформації [62].

Конструктивно цей пристрій, як видно із загального вигляду (рис. 1.14) і принципової схеми (рис. 1.15), містить вузол станин 1, натискні гвинти 2, пов'язані з гайками 3, які розміщені в поперечинах 4, а також із напрямними подушками 5, що зафіксовані від осьових переміщень планками 6. При моделюванні процесу теплої прокатки роль приводних робочих валків виконують сегменти 7 і 8, які розміщені на опорних поверхнях подушок 5, покритих антифрикційними планками 9. Привід сегментів 7 і 8 здійснюється за допомогою тяг 10, що сполучені шарнірно з повзуном 11, який зафіксований від обертання напрямними 12 і сполучений із гайкою 13 гвинтової передачі. Приводний гвинт 14, що зафіксований від переміщень опорою 15, отримує обертання через циліндричний зубчастий редуктор 16 від електродвигуна змінного струму 17 потужністю 10 кВт. З урахуванням передатного відношення редуктора й геометричних параметрів передачі гвинт-гайка, швидкість переміщення робочих сегментів склала 3,33 мм/с. Монтаж усіх вузлів і корпусних елементів виконано на єдиній рамі 18.

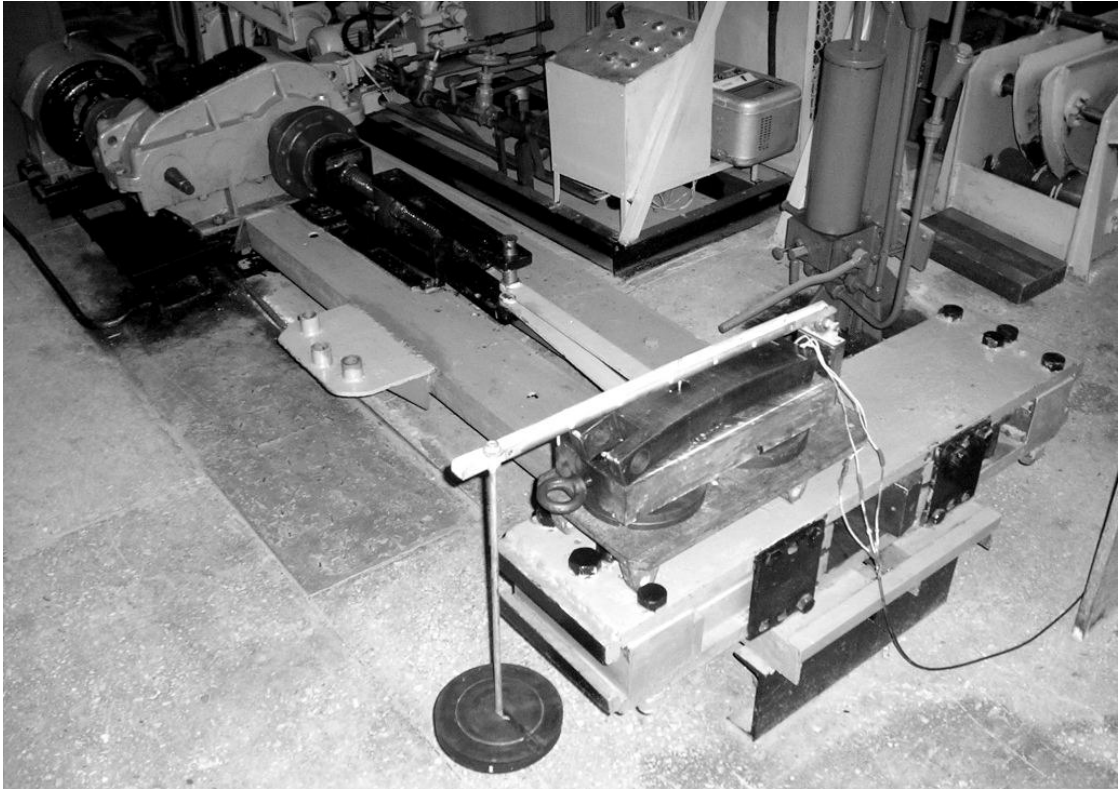


Рис. 1.14. Загальний вигляд пристрою для пластичної деформації металу, що моделює процес теплої прокатки відносно тонких стрічок, листів і смуг із великим масштабом збільшення геометрії осередку деформації

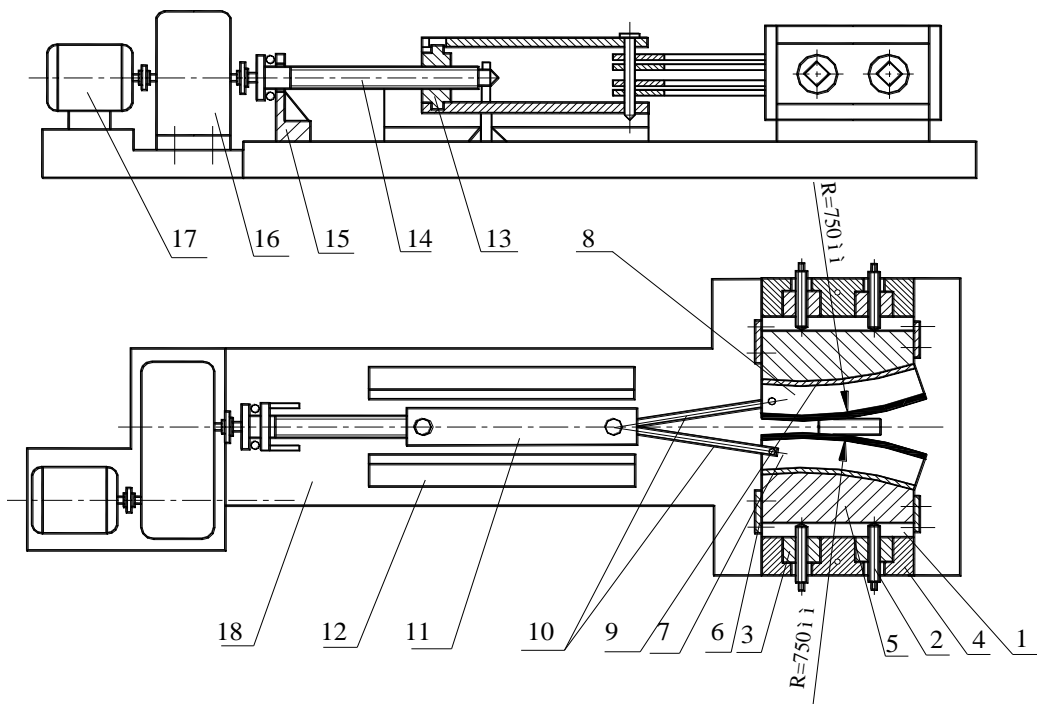


Рис. 1.15. Принципова конструктивна схема пристрою для пластичної деформації металу, що моделює процес теплої прокатки відносно тонких стрічок, листів і смуг із великим масштабом збільшення геометрії осередку деформації

Безпосереднє вимірювання поточних за довжиною осередку деформації емпіричних значень нормальних контактних напружень p_x здійснювали за допомогою точкових месдоз, вбудованих у робочі сегменти 7 і 8. При цьому самі точкові месдозы 1 (рис. 1.16, а) за допомогою фіксуючої шайби 2 були поміщені в стакані 3, який, у свою чергу, був розміщений у розточеннях кожного з робочих сегментів пристрою для пластичної деформації металу розглянутої конструкції.

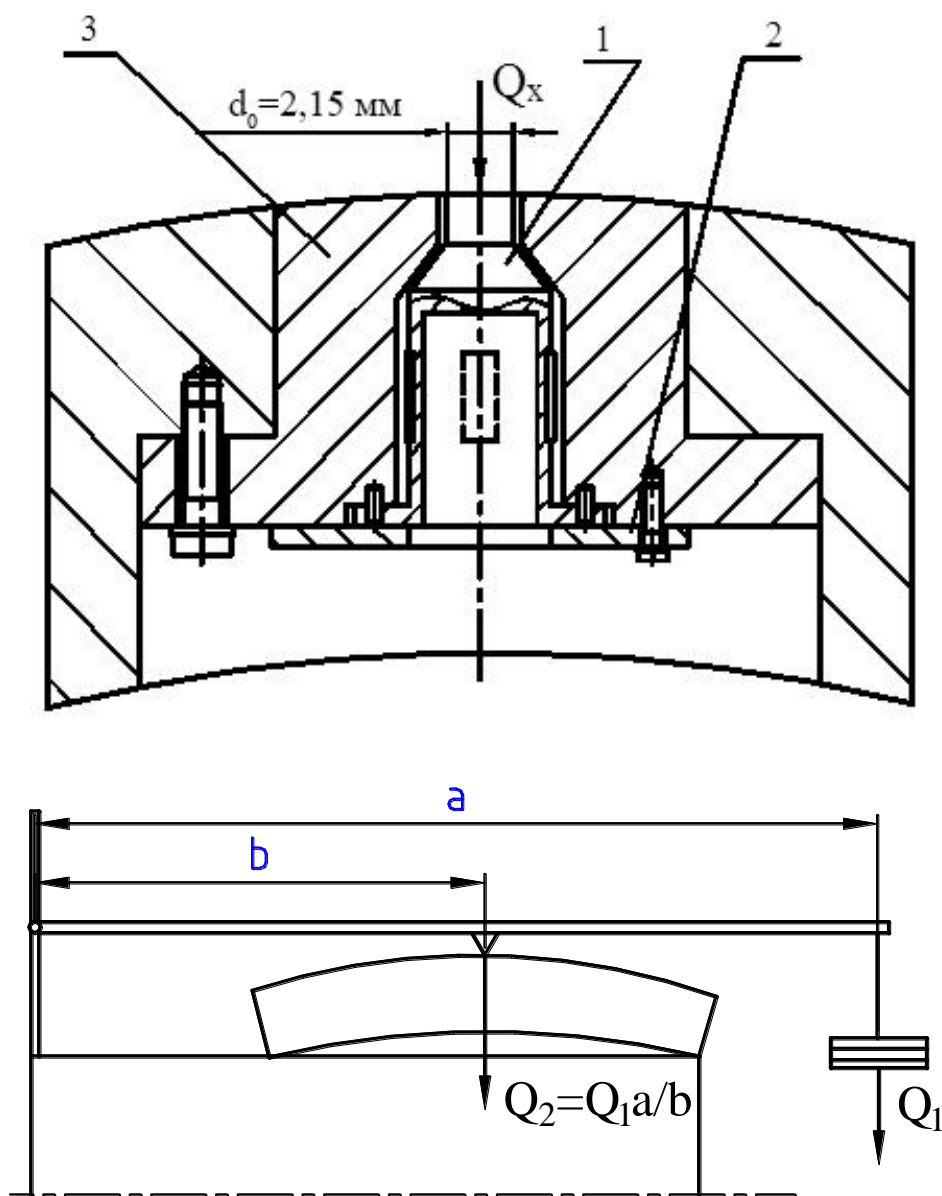


Рис. 1.16. Конструктивні схеми установки (а) і тарування (б) точкових месдоз, що були використані при експериментальному дослідженні локальних характеристик процесу теплої прокатки на спеціальному пристрої для пластичної деформації металу (див. рис. 1.14, 1.15)

Схема тарування точкових месдоз представлена на рисунку 1.16, б, а подальше розшифрування отриманих експериментально осцилограм здійснювали з використанням тарувальних графіків і відповідно до методик робіт [63–65], тобто з урахуванням циліндричної форми вимірювального штифта точкової месدوزи діаметром $d_{\text{шт}} = 2,15$ мм (див. рис. 1.16, а).

Як і в разі проведення експериментальних досліджень на промислово-лабораторному реверсивному стані 105/260×250 ДДМА (див. рис. 1.6, 1.7) необхідний температурний режим процесу теплої прокатки на пристрої для пластичної деформації (див. рис. 1.14, 1.15) забезпечували за рахунок попереднього нагріву вихідних заготовок і робочого інструмента, тобто робочих сегментів 7 і 8 (див. рис. 1.15). Цей нагрів здійснювали в сушильній шафі або в нагрівальній печі, а кількісну оцінку емпіричних розподілів температур робили з використанням технології термоіндикаторів олівців Tempilstik (див. рис. 1.9).

РОЗДІЛ 2

МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ Й ТЕМПЕРАТУРНИХ РЕЖИМІВ ПРИ РЕАЛІЗАЦІЇ ПРОЦЕСІВ ТЕПЛОЇ ПРОКАТКИ

Процеси прокатки досить повно вивчені з точки зору визначення їхніх інтегральних характеристик у діапазоні холодного або гарячого деформування. Разом із тим, досить широкі температурні рамки теплового деформування зумовили необхідність проведення подальших теоретичних досліджень, спрямованих на розвиток чисельних математичних моделей напружено-деформованого стану й температурних режимів при реалізації процесів теплої прокатки.

2.1 Математичне моделювання опору металів і сплавів пластичної деформації при реалізації процесів обробки тиском із використанням режимів теплового деформування

При визначенні механічних властивостей металів і сплавів з урахуванням умов реалізації процесів прокатки важливо враховувати взаємний вплив температури, ступеня й швидкості деформації [66]. Недоліком чисельних емпіричних залежностей, що визначають спільний вплив термомеханічних параметрів на опір деформації різних металів і сплавів, є те, що вони можуть бути застосовані лише при тих умовах, при яких були отримані дослідні дані. Тому сучасні математичні моделі процесів обробки металів тиском містять алгоритми визначення опору деформації металів і сплавів, побудовані з урахуванням реальних температурно-швидкісних умов у зоні пластичної формозміни, що підвищує точність визначення технологічних характеристик досліджуваних процесів.

У загальному випадку величина опору конкретного металу або сплаву пластичної деформації залежить від ступеня, швидкості й температури деформації, а також від знаку й історії навантаження [66]. З урахуванням цього величину опору деформації в реальних умовах деформування визначають, як [17]

$$\sigma_{\Phi i} = \sigma_{T i} \cdot n_{t i} \cdot n_{u i} \cdot n_{c i}, \quad (2.1)$$

де $\sigma_{T i}$ – напруги плинності певного металу, що відповідають умовам стандартних випробувань;

n_{ti} , n_{ui} , n_{ci} – коефіцієнти, що враховують відміну, відповідно, температури, швидкості деформації, а також схеми напруженого стану від аналогічних показників, що мали місце при стандартних випробуваннях.

Напруги плинності матеріалу σ_{Ti} при холодному й теплому деформуванні, що визначаються тільки з урахуванням деформаційного зміцнення, спичиняють значний вплив на рівень і точність прогнозування енергосилових і температурних параметрів процесу [26, 39, 67].

Вплив зміцнення на напруги плинності матеріалу смуги при холодній і теплій прокатці визначають графоаналітичними методами з використанням залежностей $\sigma_{Ti} = F(\varepsilon_i)$, де $\varepsilon_i = (h_0 - h_i)/h_0$ – величина відносного обтиску. Залежність $\sigma_{Ti} = F(\varepsilon_i)$ у ряді робіт описують простими статечними виразами [8, 12, 18, 24, 67], найбільш широко використовуваним з яких є [2, 12, 18, 24]

$$\sigma_{Ti} = \sigma_{T0} + a\varepsilon^n, \quad (2.2)$$

де σ_{T0} – напруги плинності певного металу або сплаву в його відпаленому стані;

a , n – коефіцієнт регресії і статечний показник, що характеризують інтенсивність деформаційного зміцнення.

У ряді робіт використовувалися експоненціальні залежності [17, 19–20, 25, 68, 69], поліноми другого, третього та четвертого ступеня [27, 70, 71–73] і ряд інших.

Однак видається більш доцільним у якості показника ступеня деформації використовувати показник істинної деформації, що дорівнює [1]

$$\dot{\varepsilon}_u = \sqrt{2/3} \sqrt{(\dot{\varepsilon}_1 - \dot{\varepsilon}_2)^2 + (\dot{\varepsilon}_2 - \dot{\varepsilon}_3)^2 + (\dot{\varepsilon}_3 - \dot{\varepsilon}_1)^2}, \quad (2.3)$$

де $\dot{\varepsilon}_1$, $\dot{\varepsilon}_2$, $\dot{\varepsilon}_3$ – головні логарифмічні деформації при такій схемі навантаження.

У рамках розроблюваної математичної моделі аналітичний опис напруг плинності σ_{Ti} було прийнято у вигляді полінома третього ступеня вигляду:

$$\sigma_{Ti} = \sigma_{T0} + a_1 \dot{\varepsilon}_{ui} + a_2 \dot{\varepsilon}_{ui}^2 + a_3 \dot{\varepsilon}_{ui}^3, \quad (2.4)$$

де σ_{T0} , a_1 , a_2 , a_3 – коефіцієнти регресії, що характеризують інтенсивність деформаційного зміцнення певного металу або сплаву і які визначаються кількісно за допомогою стандартних програм інтерполяції або шляхом вирішення системи трьох рівнянь із трьома невідомими [74].

Визначення коефіцієнтів n_{ci} і n_{ui} здійснювали відповідно до методики, представленої в роботі [73].

Вираз для визначення n_{ti} , відповідно до рекомендацій роботи [73], було отримано на основі експоненціальної залежності вигляду

$$n_{ti} = \exp\left[m_1(t_i - t_0)(\ln\lambda_i)^{m_2 + m_3 \ln\ln\lambda_i}\right], \quad (2.5)$$

де t_i і t_0 – температура деформації металу, відповідно, у реальних умовах і при стандартних випробуваннях;

$\lambda_i = h_0/h_i = 1/(1 - \varepsilon_i)$ – показник витяжки;

m_1 , m_2 , m_3 – коефіцієнти, що характеризують інтенсивність зміни механічних властивостей певного металу при зміні температурних умов деформування.

Після подвійного логарифмування лівої і правої частин залежність **Ошибка! Источник ссылки не найден.** може бути представлена, як

$$\ln(-\ln n_{ti}) = \ln[-m_1(t_i - t_0)] + m_2 \ln\ln\lambda_i + m_3 (\ln\ln\lambda_i)^2, \quad (2.6)$$

що за своєю суттю є квадратне рівняння вигляду

$$y_i = z_0 + z_1 \ln\ln\lambda_i + z_2 (\ln\ln\lambda_i)^2, \quad (2.7)$$

де $y_i = \ln(-\ln(\sigma_{\Phi i} / (\sigma_{Ti} n_{ui} n_{ci})))$, $z_0 = \ln[-m_1(t_i - t_0)]$, $z_1 = m_2$, $z_2 = m_3$ – допоміжні змінні, використовувані для спрощення форми запису.

Для безпосереднього визначення коефіцієнтів регресії z_0 , z_1 , z_2 були використані емпіричні залежності опору деформації металу при різних температурних, швидкісних і деформаційних умовах реалізації [17]. Отриману в результаті систему трьох рівнянь із трьома невідомими вирішували відповідно до методики роботи [74], як

$$z_0 = \frac{Dz_0}{D}; \quad z_1 = \frac{Dz_1}{D}; \quad z_2 = \frac{Dz_2}{D}, \quad (2.8)$$

де D , D_{z_0} , D_{z_1} , D_{z_2} – визначники третього порядку, відповідно:

$$D = \begin{vmatrix} 1 & \ln \ln(\lambda_1) & (\ln \ln(\lambda_1))^2 \\ 1 & \ln \ln(\lambda_2) & (\ln \ln(\lambda_2))^2 \\ 1 & \ln \ln(\lambda_3) & (\ln \ln(\lambda_3))^2 \end{vmatrix}; Dz_0 = \begin{vmatrix} y_1 & \ln \ln(\lambda_1) & (\ln \ln(\lambda_1))^2 \\ y_2 & \ln \ln(\lambda_2) & (\ln \ln(\lambda_2))^2 \\ y_3 & \ln \ln(\lambda_3) & (\ln \ln(\lambda_3))^2 \end{vmatrix};$$

$$Dz_1 = \begin{vmatrix} 1 & y_1 & (\ln \ln(\lambda_1))^2 \\ 1 & y_2 & (\ln \ln(\lambda_2))^2 \\ 1 & y_3 & (\ln \ln(\lambda_3))^2 \end{vmatrix}; Dz_2 = \begin{vmatrix} 1 & \ln \ln(\lambda_1) & y_1 \\ 1 & \ln \ln(\lambda_2) & y_2 \\ 1 & \ln \ln(\lambda_3) & y_3 \end{vmatrix}.$$

Отримані в результаті чисельні значення коефіцієнтів регресії дозволили розрахувати коефіцієнти m_1 , m_2 і m_3 :

$$m_1 = -\frac{\exp(z_0)}{t_i - t_0}; m_2 = z_1; m_3 = z_2. \quad (2.9)$$

Оскільки коефіцієнти m_1 , m_2 , m_3 , у свою чергу, є функціями температури, виникає необхідність в аналітичному описі $m_1(t)$, $m_2(t)$ і $m_3(t)$. При цьому залежність $m_j(t)$ була прийнята у вигляді поліномів другого ступеня виду [75]:

$$\left. \begin{aligned} m_1 &= b_0 + b_1 t_i + b_2 t_i^2; \\ m_2 &= c_0 + c_1 t_i + c_2 t_i^2; \\ m_3 &= d_0 + d_1 t_i + d_2 t_i^2; \end{aligned} \right\}, \quad (2.10)$$

де безпосереднє визначення коефіцієнтів регресії b_j , c_j , d_j здійснювали, як і в разі рівняння **Ошибка! Источник ссылки не найден.**, шляхом вирішення системи трьох лінійних рівнянь із трьома невідомими.

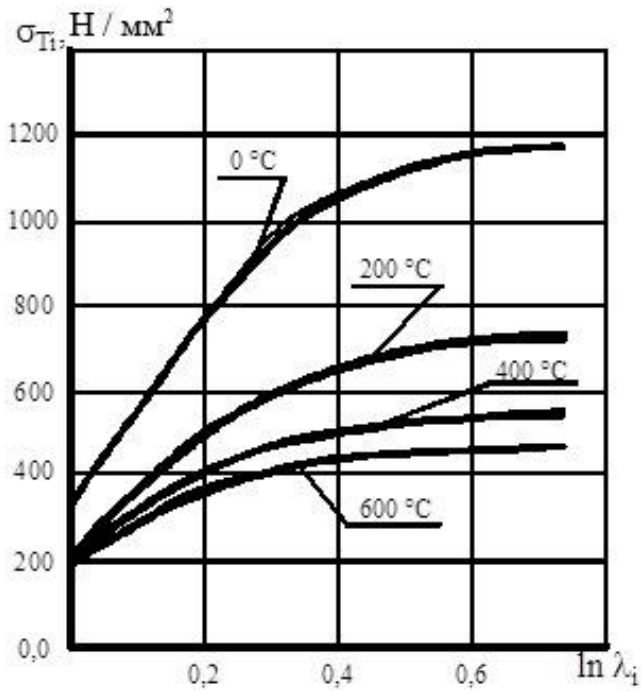
Значення вказаних коефіцієнтів для різних матеріалів, вихідними даними для яких слугували наведені в роботах [12, 17, 19, 21, 70] емпіричні розподіли, отримані в результаті випробувань на стиск після гарячої прокатки, холодного волочіння й відпалу, представлені в таблиці 2.1.

Отримані залежності (2.1) – (2.10) склали алгоритм розрахунку поточного значення опору металу пластичній деформації з урахуванням температурних умов у зоні пластичної формозміни металу. На рисунку 2.1, як приклад результатів їхньої чисельної реалізації, представлені розрахункові розподіли напружень плинності в залежності від ступеня й температури деформації металу.

Таблиця 2.1

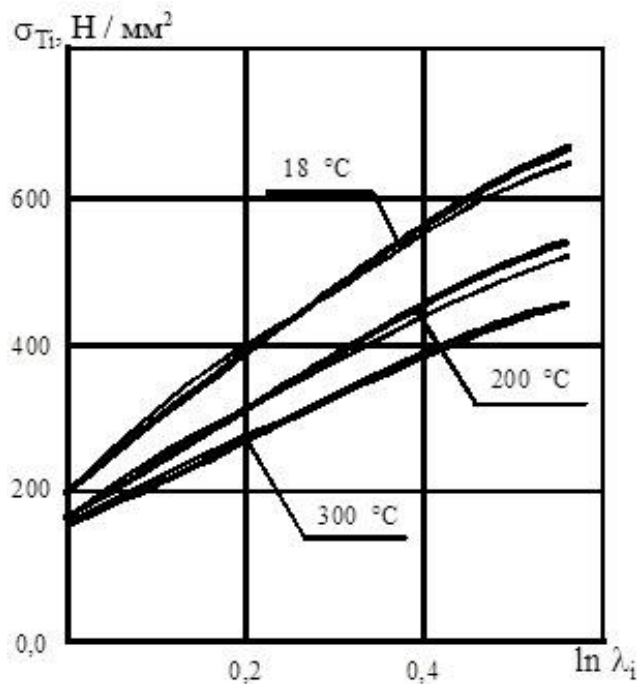
Розрахункові значення коефіцієнтів регресії рівнянь (2.10)

Матеріал	Розрахункові значення коефіцієнтів регресії								
	b_0	b_1	b_2	c_0	c_1	c_2	d_0	d_1	d_2
Латунь Л60	$-7 \cdot 10^{-3}$	$4 \cdot 10^{-5}$	$8 \cdot 10^{-8}$	1,953	-0,0194	$3,5 \cdot 10^{-5}$	0,469	-0,0057	$1 \cdot 10^{-5}$
Латунь Л90	$-8 \cdot 10^{-3}$	$3 \cdot 10^{-5}$	$-3 \cdot 10^{-8}$	2,503	-0,0072	$6 \cdot 10^{-6}$	0,509	-0,0014	$1 \cdot 10^{-6}$
Латунь Л98	$-2 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-6}$	$-1 \cdot 10^{-8}$	-2,669	0,0047	$-1 \cdot 10^{-6}$	-1,786	0,0044	$-3 \cdot 10^{-6}$
Алюміній 99,5%	$-4 \cdot 10^{-3}$	$6 \cdot 10^{-6}$	$-6 \cdot 10^{-9}$	0,487	0,0061	$-4 \cdot 10^{-5}$	0,096	0,0018	$-1 \cdot 10^{-5}$
Алюміній 99,7%	$5 \cdot 10^{-3}$	$-5 \cdot 10^{-5}$	$7 \cdot 10^{-8}$	-9,451	0,0756	$-1,4 \cdot 10^{-4}$	-2,471	0,0179	$-3 \cdot 10^{-5}$
Мідь 99,95%	$3 \cdot 10^{-4}$	$-2 \cdot 10^{-5}$	$3 \cdot 10^{-8}$	-2,779	0,0177	$-2,7 \cdot 10^{-5}$	-1,412	0,0087	$-1 \cdot 10^{-5}$
Бронза БрОФ 1,5-0,1	$-1 \cdot 10^{-4}$	$-7 \cdot 10^{-6}$	$8 \cdot 10^{-9}$	1,081	-0,0098	$2,1 \cdot 10^{-5}$	1,275	-0,0098	$2 \cdot 10^{-5}$
Бронза БрОФ 5-0,15	$-27 \cdot 10^{-3}$	$1 \cdot 10^{-4}$	$-2 \cdot 10^{-7}$	19,621	-0,1105	$1,6 \cdot 10^{-4}$	7,639	-0,0449	$7 \cdot 10^{-5}$
Бронза БрОФ 7-0,15	$-31 \cdot 10^{-3}$	$2 \cdot 10^{-4}$	$-5 \cdot 10^{-7}$	2,961	-0,0329	$8,4 \cdot 10^{-5}$	1,302	-0,0124	$3 \cdot 10^{-5}$
Бронза БрОФ 10-0,15	$2 \cdot 10^{-4}$	$-2 \cdot 10^{-6}$	$-6 \cdot 10^{-9}$	-6,463	0,0334	$-4,1 \cdot 10^{-5}$	-2,479	0,0149	$-2 \cdot 10^{-5}$
Сталь 02X17H12M2	$-2 \cdot 10^{-3}$	$-1 \cdot 10^{-6}$	$5 \cdot 10^{-9}$	1,147	-0,0022	-----	1,112	-0,0039	$3 \cdot 10^{-6}$
Сталь 12X18H9	$-7 \cdot 10^{-3}$	$4 \cdot 10^{-5}$	$-6 \cdot 10^{-8}$	1,158	-0,0144	$2,6 \cdot 10^{-5}$	0,427	-0,0052	$9 \cdot 10^{-6}$
Сталь 12X18H9	$2 \cdot 10^{-3}$	$-1 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-8}$	-6,661	-0,0257	$-2,6 \cdot 10^{-5}$	-1,947	0,0075	$-8 \cdot 10^{-6}$
Сталь 12X25H22	$-8 \cdot 10^{-3}$	$3 \cdot 10^{-5}$	$-3 \cdot 10^{-8}$	7,185	-0,029	$2,9 \cdot 10^{-5}$	2,521	-0,0107	$1 \cdot 10^{-5}$



$$a) \quad x = \left(\frac{\sum_{i=1}^n \sigma_{pi} / \sigma_{эi}}{n} \right) / n = 1,003; \quad \overline{x_p / x_э} = 1,002;$$

$$0,963 < x_{pi} / x_{эi} < 1,041$$



$$б) \quad x = \left(\frac{\sum_{i=1}^n \sigma_{pi} / \sigma_{эi}}{n} \right) / n = 1,002; \quad \overline{x_p / x_э} = 1,003;$$

$$0,964 < x_{pi} / x_{эi} < 1,042$$

Рис. 2.1. Експериментальні [17] (—) і розрахункові (—) розподіли напружень плинності в залежності від ступеня і температури деформації для сталі 12X18N9 (а) і бронзи Бр ОФ 5–0,15 (б)

У цілому, аналіз отриманих результатів показав їхню відповідність результатам ряду інших досліджень [1, 8, 12, 18, 24, 67, 70], при цьому середнє вибіркоче значення співвідношення розрахункової напруги плинності й експериментальної, наприклад для сталі 12X18H9, склало 1,003, а при довірчій ймовірності 0,95 довірчий інтервал цього співвідношення відповідав $0,963 \leq \sigma_{Tp} / \sigma_{Tэ} \leq 1,041$. Зазначене свідчить про достатній рівень достовірності отриманих рішень і, як наслідок, про можливість їхнього використання при розрахунку механічних металів і сплавів у рамках умов реалізації різних технологічних схем процесів теплового деформування.

2.2 Чисельне математичне моделювання напружено-деформованого стану, ступеня використання запасу пластичності та температурних режимів при реалізації процесів теплої прокатки відносно тонких стрічок, листів і смуг

Вирішення задач із підвищення точності результатів математичного моделювання цілого ряду технологічних процесів, у тому числі й процесу теплої прокатки, обумовлює необхідність удосконалення математичних моделей за рахунок зниження обсягу прийнятих припущень і використання більш складних методів розв'язання, що дозволяють моделювати поточні та інтегральні показники напружено-деформованого стану металу з достатньою точністю у всьому діапазоні можливих умов реалізації [25, 26, 76–78]. Основною технологічною особливістю процесу теплої прокатки відносно тонких стрічок, листів і смуг є наявність температур, що перевищують діапазон температур холодної, але не досягають діапазону температур гарячої деформації.

Зазначене вище робить необхідним розбиття осередку деформації за висотою на кінцеву безліч j -х елементарних об'ємів, що мають різні показники подвоєного опору зрушенню $2K_{xij}$ [79], що у свою чергу визначаються згідно з відповідними розподілами показників ступеня, швидкості й температури деформації по товщині смуги, як [80]

$$2K_{xi2j} = 1,155 \cdot \left(\sigma_{T0} + a_1 \varepsilon_{xi2} + a_2 \varepsilon_{xi2}^2 + a_3 \varepsilon_{xi2}^3 \right) \times n_{uxi} \times n_{cxi} \times n_{txij}. \quad (2.11)$$

В основу запропонованої математичної моделі процесу теплої прокатки було покладено спільне чисельне рекурентне рішення кінцево-різницевої форми умови статичної рівноваги й відповідного їй температурного поля,

що розглядаються стосовно кожного окремого виділеного елементарного об'єму металу в зоні його пластичної формозміни. Використовувані в цьому випадку розрахункові схеми інтегрального осередку деформації і його виділеного елементарного об'єму $abcd$, відповідно, представлені на рисунках 2.2 і 2.3. Межі зони пластичної формозміни були прийняті вертикальними, а її протяжність $l_{пл}$ включає в себе зону відставання $l_{от}$ і зону випередження $l_{он}$ на контактних поверхнях нижнього й верхнього робочих валків (див. рис. 2.2). Крім того, у перетинах на виході з осередку деформації було враховано наявність зони пружного відновлення прокату, що має протяжність l_{yn} . Протяжність зони пружного сплющування смуги в перетинах на вході в осередок деформації вважали такою, що не перевищує величину кроку розбиття, рівного $\Delta x = l_{пл} / n$, де n – загальна кількість розбиття зони пластичної формозміни по її довжині.

Загальну протяжність зони пластичної формозміни $l_{пл}$, яка не враховує в першому наближенні пружне сплющування робочих валків $l_{плс}$ ($R_{bnpс} = R_{bnp}$), визначали, як [24–26, 76, 81–85]:

$$l_{пл} = \sqrt{R_{bnpс} \Delta h} \quad \Delta h^2 / 4 = \sqrt{R_{bnp} \Delta h} \quad \Delta h^2 / 4, \quad (2.12)$$

де $R_{bnpс}$ – наведене значення радіусів пружно деформованих робочих валків, ітераційна процедура з кількісного визначення якої, у залежності від розрахункових показників напружено-деформованого стану, буде розглянута нижче;

$R_{bnp} = 2R_{b1}R_{b2} / (R_{b1} + R_{b2})$ – наведене значення радіусів робочих валків у відповідному перерізі.

З урахуванням відомого значення кроку розбиття Δx можуть бути визначені геометричні координати початкового ad і кінцевого bc граничних перетинів елементарного об'єму (див. рис. 2.3):

$$x_{i2} = x_{i1} - \Delta x, \quad (2.13)$$

де i – порядковий номер елементарного об'єму, отриманого шляхом розбиття всієї протяжності зони пластичної формозміни на їхню кінцеву безліч n , при цьому цифровий індекс 1 тут і далі показує приналежність цього параметра правому – bc (початковому), а цифровий індекс 2, відповідно, лівому – ad (кінцевому) граничним перетинам.

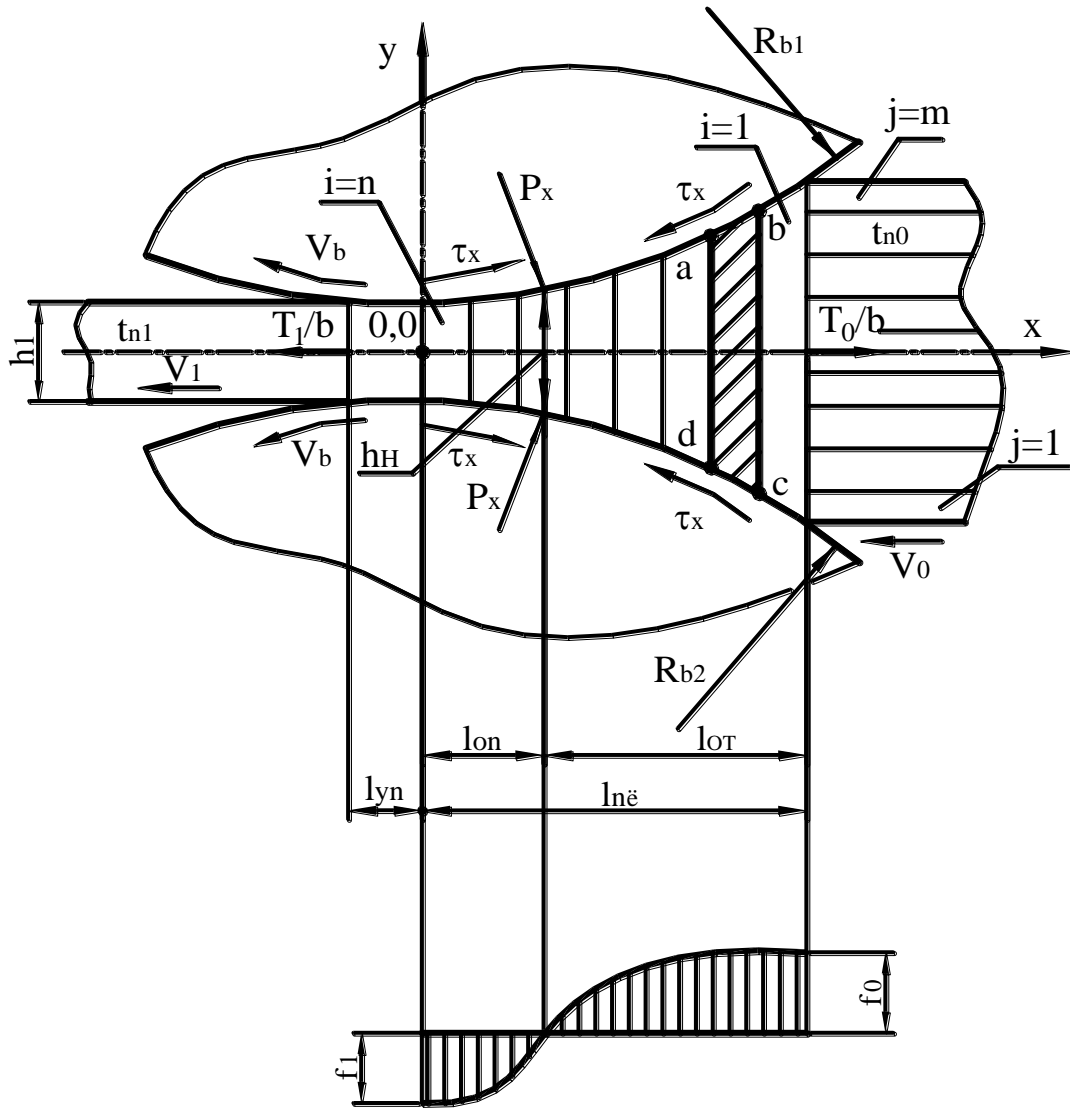


Рис. 2.2. Розрахункова схема інтегрального осередку деформації при реалізації процесу теплої прокатки відносно тонких стрічок, листів і смуг

Дотримуючись степеневого аналітичного опису поточної товщини прокату, запропонованого авторами робіт [25, 79, 86, 87], а також з огляду на те, що $h_{xij} = h_{xi} / m$, можуть бути визначені значення товщини смуги у відповідних граничних перетинах:

$$h_{xi1(2)j} = h_{1j} + \Delta h_j (x_{i1(2)j} / l_{пл})^{a_h}, \quad (2.14)$$

де $h_{1j} = h_1 / m$ – кінцева товщина j -ї складової смуги;

m – використовується загальна кількість розбиття за товщиною зони пластичної формозміни;

$\Delta h_j = h_{0j} - h_{1j}$ – абсолютне обтиснення j -го шару смуги;

a_h – статечний показник, що характеризує реальну форму контактних поверхонь робочих валків з урахуванням їхнього пружного сплюснення.

З рекомендацій робіт [24–26, 41, 76, 88–93] у якості аналітичного опису поточних за довжиною осередку деформації значень коефіцієнтів зовнішнього тертя f_x , що характеризують функціональний зв'язок нормальних p_x і дотичних τ_x контактних напружень $\tau_x = p_x \cdot f_x$ [25], використовували статечні залежності вигляду:

$$f_x = f_0 \left[\frac{(x - l_{оп})}{(l_{пл} - l_{оп})} \right]^{a_f}, \text{ при } l_{оп} \leq x \leq l_{пл}; \quad (2.16)$$

$$f_x = -f_1 \left[\frac{(l_{оп} - x)}{l_{оп}} \right]^{a_f}, \text{ при } 0,0 \leq x < l_{оп}, \quad (2.17)$$

де f_0, f_1 – опорні значення коефіцієнтів зовнішнього тертя, відповідні перетинам на вході $f_0 = f_x|_{x=l_{пл}}$ і виході $f_1 = f_x|_{x=0}$ із зони пластичної формозміни;

a_f – статечний показник, що характеризує форму епюри розподілу коефіцієнтів зовнішнього тертя (див. рис. 2.2).

Крім того, у рамках чисельного математичного моделювання напружено-деформованого стану металу при теплій прокатці відносно тонких стрічок, листів і смуг було прийнято ще ряд припущень, основними з яких є наступні:

– деформація смуги є плоскою і сталою в часі, при цьому кінематика пластичної течії металу в осередку деформації підпорядковується гіпотезі плоских перетинів;

– зміна поточних значень товщини $h_{xij} = h_{xi1} \cdot \dots \cdot h_{xi2j}$, а також нормальних $p_{xi} = p_{xi1} \cdot \dots \cdot p_{xi2j}$, дотичних $\tau_{xi} = \tau_{xi1} \cdot \dots \cdot \tau_{xi2j}$ контактних напружень і показників подвоєного опору зрушенню $2K_{xij} = 2K_{xi1} \cdot \dots \cdot 2K_{xi2j}$ за довжиною кожного окремого i -го елементарного об'єму носить лінійний характер, у той час як зсувні міжшарові напруги $\tau_{xij(j+1)}$, а також точні значення кутів контакту $\alpha_{xi1}, \alpha_{xi2}$ і розподіл температури смуги $t_{xi1(2)j}$ не змінюються (див. рис. 2.3);

– умови пластичності для кожної окремої складової мають інженерний варіант виду $p_{xi} = 2K_{xij} + \sigma_{xij}$, при цьому розподіли компонент $2K_{xij}$ і σ_{xij} за товщиною j -ї одиничної складової в рамках кожного окремого i -го об'єму є постійними (див. рис. 2.3);

– перерозподіл тепла в поздовжньому й поперечному напрямках від одного елементарного об’єму до іншого незначний, і їм можна знехтувати; розподіл температури в смузі до деформації рівномірний; джерела тепла мають постійну в часі інтенсивність; передача тепла від валків до смуги здійснюється за рахунок теплопровідності.

Представивши з урахуванням прийнятих припущень геометричні, кінематичні та силові параметри для кожного окремого ij -го елементарного об’єму в їхньому кінцево-різницевого вигляді розглянемо умову рівноваги перерізу ad (див. рис. 2.3) у вертикальній площині:

$$2K_{xi21} + \sigma_{xi21} = \dots = 2K_{xi2j} + \sigma_{xi2j} = \dots = 2K_{xim} + \sigma_{xim} = p_{xi2}, \quad (2.18)$$

де за позитивні значення нормальних осьових напружень σ_{xij} прийняті напруги стиснення.

Узагальнивши рівняння (2.18), отримаємо

$$\sigma_{xi2j} = p_{xi2} - 2K_{xi2j}. \quad (2.19)$$

З іншого боку,

$$\sum_{j=1}^m \sigma_{xi2j} h_{xi2j} = T_{xi2} / b, \quad (2.20)$$

де T_{xi2} – інтегральне значення натягу або підпору прокату в цьому перетині;

b – ширина смуги.

Вирішивши систему рівнянь (2.19) і (2.20), в остаточному вигляді отримаємо:

$$p_{xi2} = \left\{ \sum_{j=1}^m 2K_{xi2j} h_{xi2j} + T_{xi2} / b \right\} / h_{xi2}; \quad (2.21)$$

$$\sigma_{xi2j} = \left\{ \sum_{j=1}^m 2K_{xi2j} h_{xi2j} + T_{xi2} / b \right\} / h_{xi2} - 2K_{xi2j}. \quad (2.22)$$

З метою подальшого визначення інтегральної величини натягу або підпору T_{xi2} , а разом із цим і визначення напружень p_{xi2} , розглянемо умови статико-динамічної рівноваги кожного ij -го елементарного об’єму (див. рис. 2.3):

$$\sigma_{xi2} j h_{xi2 j} - \sigma_{xi1} j h_{xi1 j} \pm \tau_{xi(j-1)} \Delta x \pm \tau_{xij(j+1)} \Delta x + 0,5[p_{xi1} + p_{xi2}] [h_{xi1 j} - h_{xi2 j}] + 0,5 a_{xi} \cdot \rho_n (h_{xi1 j} + h_{xi2 j}) / \Delta x = 0, \quad (2.23)$$

де ρ_n – щільність металу смуги, що прокатується;

a_{xi} – прискорення смуги, що має місце в рамках розглянутого i -го об'єму, яке визначається з урахуванням часу проходження ним протяжності виділеного елементарного об'єму осередку деформації $2\Delta x / (V_{xi1} + V_{xi2})$, як

$$a_{xi} = (V_{xi2} - V_{xi1}) \frac{V_{xi1} + V_{xi2}}{2\Delta x} = \frac{V_{xi2}^2 - V_{xi1}^2}{2\Delta x}. \quad (2.24)$$

Підсумувавши вираз (2.23) і виходячи з того, що при рівності за абсолютною величиною і векторній протиспрямованості зсувних напружень однієї площини $\tau_{xij(j+1)} = -\tau_{xij(j-1)}$, алгебраїчна сума

$\sum_{j=1}^{m-1} \tau_{xij(j+1)} \Delta x + \sum_{j=1}^{m-1} \tau_{xij(j-1)} \Delta x$ дорівнює нулю, отримаємо:

$$\sum_{j=1}^m \sigma_{i2j} h_{xi2 j} - \sum_{j=1}^m \sigma_{i1j} h_{xi1 j} \pm (\tau_{xi1} + \tau_{xi2}) \Delta x + 0,5(p_{xi1} + p_{xi2}) \sum_{j=1}^m [h_{xi1 j} - h_{xi2 j}] + \rho (h_{xi1 j} + h_{xi2 j}) / 2\Delta x \cdot a_{xi} = 0, \quad (2.25)$$

звідки з урахуванням прийнятого закону зовнішнього тертя, а також з урахуванням виразу (2.20), можна записати:

$$T_{xi2} / b - T_{xi1} / b - 0,5[p_{xi1} [f_{xi1} + f_{xi2}] + p_{xi2} [f_{x(i+1)1} + f_{x(i+1)2}]] \Delta x + 0,5[p_{xi1} + p_{xi2}] [h_{xi1} - h_{xi2}] + \rho (h_{xi1 j} + h_{xi2 j}) / 2\Delta x \cdot a_{xi} = 0, \quad (2.26)$$

де позитивні, тобто відповідні напрямку переміщення смуги, значення дотичних контактних напружень $\tau_{xi1(2)}$ для зони відставання й негативні значення тих же напруг для зони випередження на кожному з робочих валків урахувані аналітичними описами поточних значень відповідних коефіцієнтів зовнішнього тертя (2.16), (2.17).

У результаті підстановки виразу (2.20) у рівняння (2.26) і після невеликих математичних перетворень шукана величина нормальних контактних напружень p_{xi2} може бути визначена, як [94]

$$p_{xi2} = \left(2 \left[\sum_{j=1}^m 2K_{xi2j} h_{xi2j} + T_{xi1} / b \right] + p_{xi1} \{ (f_{xi1} + f_{xi2}) \Delta x - [h_{xi1} - h_{xi2}] \} - 2\rho (h_{xi1j} + h_{xi2j}) / 2\Delta x \cdot a_{xi} \right) / \{ [h_{xi1} + h_{xi2}] - [f_{x(i+1)1} + f_{x(i+1)2}] \Delta x \}, \quad (2.27)$$

де T_{xi1} і p_{xi1} є, згідно з використовуваною рекурентною схемою розв'язання, відомими, виходячи з результатів аналогічного розрахунку попереднього $(i-1)$ виділеного елементарного об'єму зони пластичної формозміни (див. рис. 2.2)

З урахуванням відомих кількісних оцінок нормальних контактних p_{xi1} , p_{xi2} і, дотримуючись умови пластичності, нормальних осьових σ_{xi1j} , σ_{xi2j} компонент, у свою чергу, можуть бути визначені зсувні напруження $\tau_{xij(j+1)}$, що діють у площинах переходу від j -го до $(j+1)$ -го елементарного об'єму (див. рис. 2.3). Так, прийнявши за позитивні значення $\tau_{xij(j+1)}$ напруги, що збігаються за напрямком із напрямом процесу прокатки, отримаємо:

$$\tau_{xi(j+1)j} = -\tau_{xij(j+1)} = \{ \sigma_{xi2j} h_{xi2j} - \sigma_{xi1j} h_{xi1j} - \tau_{xi(j-1)j} \Delta x + 0,5 [p_{xi1} + p_{xi2}] [h_{xi1j} - h_{xi2j}] \} / \Delta x, \quad (2.28)$$

де значення зсувних напружень для останньої складової $\tau_{xim(m+1)}$, у разі правильного розв'язання всієї розглянутої системи рівнянь, має строго відповідати усередненим значенням дотичних контактних напружень, що діють із боку другого робочого валка, тобто $\tau_{xim(m+1)} = 0,5 [p_{xi1} f_{xi1} + p_{xi2} f_{xi2}]$.

Спільно з визначенням кількісних оцінок усіх компонент напруженого стану металу було реалізовано й відповідне температурне рішення, тобто визначення розподілу температури смуги t_{xij} у рамках певного виділеного елементарного об'єму. Це розв'язання було здійснено на основі методики робіт [29–31, 92], яка витікає з вирішення диференціальних рівнянь теплопровідності за методом перетворень Лапласа. З урахуванням прийнятих позначень (див. рис. 2.3), температурне рішення має наступну аналітичну інтерпретацію [94]:

$$\begin{aligned}
t_{xi2j} = & t_{xi1j} - \frac{\delta_t}{1 + \delta_t} (t_{xi1j} - t_{bxi1}) (X_{tni1j} + X_{tni2j}) + Q_{Fij} \frac{2\Delta x}{V_{xi1} + V_{xi2}} \times \\
& \times \left[1 - \frac{\delta_t}{1 + \delta_t} (Y_{tni1j} + Y_{tni2j}) \right] + \frac{2Q_{tij} \sqrt{2a_n \Delta x / (V_{xi1} + V_{xi2})}}{(1 + \delta_t) \lambda_n} (Z_{tni1j} + Z_{tni2j}).
\end{aligned} \tag{2.29}$$

При цьому температуру робочого валка на контакті з i -м елементарним об'ємом визначали, як

$$\begin{aligned}
t_{bi2} = & t_{bi1} + \frac{t_{xi1} + t_{bi1}}{1 + \delta_t} (X_{tbi1} + X_{tbi2}) + \frac{Q_{Fi} \Delta x / (V_{xi1} + V_{xi2})}{1 + \delta_t} (Y_{tbi1} + Y_{tbi2}) + \\
& + \frac{\delta_t 2Q_{ti} \sqrt{a_b \Delta x / (V_{xi1} + V_{xi2})}}{(1 + \delta_t) \lambda_b} (Z_{tbi1} + Z_{tbi2}),
\end{aligned} \tag{2.30}$$

де $\delta_t = \sqrt{(\lambda_b c_b \rho_b) / (\lambda_n c_n \rho_n)}$ – термофізичний критерій, що характеризується кількісно теплопровідністю λ , теплоємністю c і щільністю ρ матеріалів робочих валків (індекс b) і смуги (індекс n), відповідно;

a_b , a_n – показники температуропровідності матеріалів робочих валків і смуги;

$X_{tn(b)}$, $Y_{tn(b)}$, $Z_{tn(b)}$ – характеристичні функції складових температурного поля для смуги й валка, що залежать, відповідно, від початкової різниці температур, тепловиділення від пластичної формозміни (джерело Q_F) і від роботи сил тертя (джерело Q_τ), які визначаються, згідно з методикою роботи [30], як:

$$\begin{aligned}
X_{tni1j} &= \operatorname{erfc}(\alpha_{nij}) \quad ; \quad X_{tni2j} = \operatorname{erfc}(\beta_{nij}) ; \\
Y_{tni1j} &= (1 + 2\alpha_{nij}^2) \operatorname{erfc}(\alpha_{nij}) - 2/\sqrt{\pi} \cdot \alpha_{nij} \exp(-\alpha_{nij}^2) ; \\
Y_{tni2j} &= (1 + 2\beta_{nij}^2) \operatorname{erfc}(\beta_{nij}) - 2/\sqrt{\pi} \cdot \beta_{nij} \exp(-\beta_{nij}^2) ; \\
Z_{tni1j} &= 1/\sqrt{\pi} \cdot \exp(-\alpha_{nij}^2) - \alpha_{nij} \operatorname{erfc}(\alpha_{nij}) ; \\
Z_{tni2j} &= 1/\sqrt{\pi} \cdot \exp(-\beta_{nij}^2) - \beta_{nij} \operatorname{erfc}(\beta_{nij}) ; \\
X_{tbi1} &= \operatorname{erfc}(\alpha_{bi}) \quad ; \quad X_{tbi2} = \operatorname{erfc}(\beta_{bi}) ; \\
Y_{tbi1} &= (1 + 2\alpha_{bi}^2) \operatorname{erfc}(\alpha_{bi}) - 2/\sqrt{\pi} \cdot \alpha_{bi} \exp(-\alpha_{bi}^2) ;
\end{aligned} \tag{2.31}$$

$$\begin{aligned}
Y_{tbi2} &= \left(1 + 2\beta_{bi}^2\right) \operatorname{erfc}(\beta_{bi}) - 2/\sqrt{\pi} \cdot \beta_{bi} \exp(-\beta_{bi}^2); \\
Z_{tbi1} &= 1/\sqrt{\pi} \cdot \exp(-\alpha_{bi}^2) - \alpha_{bi} \operatorname{erfc}(\alpha_{bi}); \\
Z_{tbi2} &= 1/\sqrt{\pi} \cdot \exp(-\beta_{bi}^2) - \beta_{bi} \operatorname{erfc}(\beta_{bi}).
\end{aligned}
\tag{2.32}$$

Значення аргументів α_{nij} , α_{bi} , β_{nij} , β_{bi} відображають відносні координати температури в кожній точці смуги й робочих валків з урахуванням температуропровідності матеріалу й часу контакту. При цьому коефіцієнт β_{nij} надає координату температурного поля від джерела, розташованого по іншу сторону осі смуги. Одночасно аргумент β_{bi} додатково включає в себе відносну температуропровідність робочого валка й смуги. Тут значення аргументів для смуги й кожної лінії струму визначаються на основі виразів такого вигляду:

$$\begin{aligned}
\alpha_{nij} &= \frac{h_{xi2}(1-j/m)}{4\sqrt{a_n(V_{xi1} + V_{xi2})/(2\Delta x)}}; \\
\beta_{nij} &= \frac{h_{xi2}(1+j/m)}{4\sqrt{a_n(V_{xi1} + V_{xi2})/(2\Delta x)}},
\end{aligned}
\tag{2.33}$$

а для робочого валка:

$$\begin{aligned}
\alpha_{bi}|_{y=h_{xi2}} &= \frac{y-h_{xi2}}{4\sqrt{a_b(V_{xi1} + V_{xi2})/(2\Delta x)}}; \\
\beta_{bi}|_{y=h_{xi2}} &= \frac{y-h_{xi2} + 2h_{xi2}\sqrt{a_b/a_n}}{4\sqrt{a_n(V_{xi1} + V_{xi2})/(2\Delta x)}}.
\end{aligned}
\tag{2.34}$$

Кількісна оцінка джерела тепловиділення від пластичної формозміни металу в рамках кожного елементарного об'єму, у свою чергу, може бути визначена, як [94]

$$\begin{aligned}
Q_{Fij} &= \left[0,25\eta_{\text{ВЫХ}} \left[(2K_{xi1j} + 2K_{xi2j}) - (\sigma_{xi1j} + \sigma_{xi2j}) \right] \times \right. \\
&\quad \left. \times \ln(h_{xi1j}/h_{xi2j})(V_{xi1} + V_{xi2}) / (c_n \rho_n \Delta x) \right],
\end{aligned}
\tag{2.35}$$

де $\eta_{\text{ВЫХ}}$ – коефіцієнт перетворення роботи формозміни в теплову енергію ($\eta_{\text{ВЫХ}} = 0,85 \dots 0,95$) [30, 31].

Аналогічно кількісну оцінку від дій сил зовнішнього тертя визначали відповідно до наступного аналітичного виразу:

$$Q_{tji} = 0,125 \left[(p_{xi1} + p_{xi2}) - (2K_{xi1j} + 2K_{xi2j}) + (\sigma_{xi1j} + \sigma_{xi2j}) \right] \times \\ \times h_{xi2j} \ln(h_{xi1j}/h_{xi2j}) (V_{xi1} + V_{xi2}) / \Delta x . \quad (2.36)$$

Таким чином, у результаті послідовного розрахунку всієї зони пластичної формозміни, тобто в результаті чисельного рекурентного вирішення умови статико-динамічної рівноваги, при якому результуючі характеристики попереднього елементарного об'єму є вихідними стосовно подальшого розрахунку, може бути визначений увесь комплекс основних показників, що характеризують напружено-деформований стан і температурний режим при теплій прокатці відносно тонких стрічок, листів і смуг. Як спрямовуючу силу цього рекурентного рішення використовували напрямки, що відповідає напрямку переміщення смуги під час прокатки, з урахуванням чого у якості початкових умов були прийняті співвідношення такого вигляду:

$$x_{i1}|_{i=1} = 0; h_{xi1j}|_{i=1} = h_0/m; p_{xi1}|_{i=1} = 0; T_{xi1}|_{i=1}/b = T_0/b; \\ f_{xi1}|_{i=1} = f_0; \sigma_{xi1j}|_{i=1} = T_0/(h_0b); t_{xij}|_{i=1} = t_{n0}; t_{bi}|_{i=1} = t_{b0}. \quad (2.37)$$

Умови зв'язку при переході від розрахунку $(i-1)$ -го до розрахунку i -го елементарного об'єму в цьому випадку відповідали:

$$x_{i1} = x_{(i-1)2}; h_{xi1} = h_{x(i-1)2}; P_{xi1} = P_{x(i-1)2}; T_{xi1} = T_{x(i-1)2}; \\ f_{xi1} = f_{x(i-1)2}; \sigma_{xi1j} = \sigma_{x(i-1)2j}; t_{xij} = t_{x(i-1)j}; t_{bi} = t_{b(i-1)}. \quad (2.38)$$

По мірі розрахунку останнього $(i=n)$ елементарного об'єму зони пластичної формозміни металу, виходячи з методик робіт [79, 95, 96], робили розрахунок зони пружного відновлення, визначаючи величину пружної деформації стиснення прокату:

$$\delta h_1 = p_{xi2}|_{i=n} h_1 / E_n , \quad (2.39)$$

а разом із цим і загальну протяжність цієї зони:

$$l_{yn} = \sqrt{R_{bnpc} \delta h_1 - \delta h_1^2 / 4}, \quad (2.40)$$

де E_n – модуль пружності металу прокату, що враховує температуру її нагрівання (див. п. 2.1);

R_{bnpc} – наведене значення радіусів робочих валків, що враховує їхнє пружне сплющування.

З огляду на відомі значення δh_1 , l_{yn} , $p_{xi2}|_{i=n}$ розрахункове значення переднього підпору або натягу можна визначити, як [79]

$$T_{lp}/b = \left\{ \sum_{j=1}^m \sigma_{xi2j}|_{i=n} \cdot h_{xi2j}|_{i=n} - (2/3)p_{xi2}|_{i=n} [(f_{11} + f_{12})l_{yn} - \delta h_1] \right\} / h_1, \quad (2.41)$$

де розподіл нормальних контактних напружень у зоні пружного відновлення від $p_{xi2}|_{i=n}$ до нуля було прийнято параболічним.

Безпосередньо визначення сили прокатки, дотримуючись прийнятої кінцево-різницевої схеми й виходячи з відомих кількісних оцінок локальних характеристик p_{xi} , τ_{xi1} і τ_{xi2} , здійснювали на основі чисельного інтегрування проєкцій усіх сил на вертикальну площину [96]:

$$P = b \sum_{i=1}^n \left[0,5(p_{xi1} + p_{xi2}) \Delta x + (2/3)p_{xi2}|_{i=n} l_{yn} \right]. \quad (2.42)$$

Аналогічно, тобто на основі чисельного інтегрування, визначали й величину моментів прокатки на кожному з робочих валків M_1 , M_2 [95]:

$$M_1 = \left[\sum_{i=1}^n \frac{p_{xi1} f_{xi1} + p_{xi2} f_{xi2}}{2} \Delta x + \frac{2p_{xi2}|_{i=n} f_{on} l_{yn}}{3} \right] R_{b1} b; \quad (2.43)$$

$$M_2 = \left[\sum_{i=1}^n \frac{p_{xi1} f_{xi1} + p_{xi2} f_{xi2}}{2} \Delta x + \frac{2p_{xi2}|_{i=n} f_{on} l_{yn}}{3} \right] R_{b2} b. \quad (2.44)$$

Середньоінтегральні за довжиною всього осередку деформації значення нормальних контактних напружень у цьому випадку було визначено, як [95]

$$p_c = P / [b(l_{пл} + l_{уп})] . \quad (2.45)$$

Виходячи з відомої кількісної оцінки p_c робили розрахунок загальної протяжності зони пластичної формозміни металу, що враховує пружне сплющування робочих валків [95]:

$$l_{плс} = \sqrt{R_{бпр} \Delta h - \Delta h^2 / 4 + x_{bl}^2} + x_{bl} , \quad (2.46)$$

де $x_{bl} = 8R_{бпр}R_c(1 - \omega_b^2) / (\pi E_b)$ – допоміжна змінна;

ω_b , E_b – коефіцієнт Пуассона й модуль пружності матеріалу робочих валків.

Тут же може бути визначено й наведене значення радіусів робочих валків з урахуванням їхнього пружного сплющення, знання яких вимагає структура залежності (2.12) [26]:

$$R_{бпрс} = (l_{плс}^2 + \Delta h^2 / 4) / \Delta h. \quad (2.47)$$

Унаслідок наявності функціонального взаємозв'язку $p_c = F(l_{плс}; \dots)$ і $l_{плс} = F(p_c; \dots)$ безпосереднє визначення $l_{плс}$ і відповідного значення $R_{бпрс}$ здійснювали ітераційно, з оцінкою збіжності за величиною відносного збільшення цього параметра $\delta l_{пл}$ у кожному наступному циклі ітераційної процедури вирішення [95].

Наступним важливим питанням, що стосується логічної постановки розглянутої математичної моделі, є необхідність забезпечення заданої величини переднього натягу T_1 у перетині на виході прокату з робочих валків (див. рис. 2.2):

$$-T_{1р} / b = T_1 / b, \quad (2.48)$$

де $T_{1р}$ – розрахункове, згідно з виразом (2.41), значення переднього натягу або підпору смуги.

Досягнення умови (2.48), у свою чергу, здійснювали за рахунок організації додаткової ітераційної процедури з визначення відносної протяжності зони випередження на робочих валках $S_L = l_{опЛ} / l_{пл}$ (див. рис. 2.2). В основу цього ітераційного рішення був покладений метод діхотомії [97], який має в цьому випадку наступну алгоритмічну інтерпретацію [98]:

$$S_{L(g+1)} = (S_{Lmin g} + S_{Lmax g}) / 2;$$

$$S_{L1min(g+1)} = S_{Lg} \text{ і } S_{Lmax(g+1)} = S_{Lmax g} \text{ при } T_{1p} / b < T_1 / b;$$

$$S_{Lmin(g+1)} = S_{Lmin g} \text{ і } S_{Lmax(g+1)} = S_{Lg} \text{ при } T_{1p} / b > T_1 / b, \quad (2.49)$$

де g – порядковий номер чергового циклу використовуваної ітераційної процедури вирішення;

S_{Lmin} , S_{Lmax} – умовні значення можливого мінімуму й максимуму при кількісному визначенні показника відносної протяжності зони випередження S_L .

Як критерій збіжності ітераційного рішення (2.49) використовували умову: $|-T_{1p}/b - T_1/b|/(h_1 - b) \leq 0,01$ Н/мм, а у якості опорних, тобто початкових значень $S_{Lmin g}$ і $S_{Lmax g}$, були прийняті $S_{Lmin g}|_{g=1} = 0,0$ і $S_{Lmax g}|_{g=1} = 1,0$.

І, нарешті, ще одним питанням, що стосується аналізу напружено-деформованого стану та прогнозування основних показників якості готової металопродукції, є кількісна оцінка поточних і результуючих показників ступеня використання запасу пластичності металу смуги [99, 100]. З огляду на логіку розбиття на елементарні об'єми і кінцево-різницеву форму представлення основних компонент напружено-деформованого стану металу (див. рис. 2.3), відповідно до методики В. А. Колмогорова, представленій в роботі [100], можна записати:

$$\varphi_{xi2j} = \varphi_0 + 2K_{\Lambda} \sum_{i=1}^i \ln(h_{xi1j} / h_{xi2j}) / \Lambda_{pij}; \quad (2.50)$$

де φ_0 – вихідне для цього проходу значення ступеня використання запасу пластичності, отримане на попередніх етапах розглянутого

технологічного переділу, ураховує ефект відновлення пластичних властивостей при наявності міждеформаційних пауз;

Λ_{rij} – граничне з точки зору руйнування металу смуги, що прокочується, значення ступеня деформації зсуву, яка визначається кількісно напруженнями, деформацією, кінематикою і температурою, що мають місце в рамках кожного окремого ij -го елементарного об'єму зони пластичної формозміни.

Згідно з методикою В. А. Огороднікова [99], з огляду на двомірний характер пластичної формозміни, прийнятого правила знаків, а також дотримуючись використовуваного кінцево-різницевого підходу, отримаємо:

$$\varphi_{xi2j} = \varphi_0 + \sum_{i=1}^j \left[1 + a_{\varphi} \arctg(\Delta\eta_{xij} / \Delta\varepsilon_{ихij}) \right] \frac{\sum_{ихij}^j \Delta\varepsilon_{ихij}^{a_{\varphi} \arctg(\Delta\eta_{xii} / \Delta\varepsilon_{ихij})}}{\varepsilon_{ихij}^{* \left[1 + a_{\varphi} \arctg(\Delta\eta_{xij} / \Delta\varepsilon_{ихij}) \right]}} \Delta\varepsilon_{ихij} ; \quad (2.51)$$

де $a_{\varphi} = 0,215$ – коефіцієнт апроксимації функціонального зв'язку, що визначає напрямок деформування;

η_x – поточне по довжині осередка деформації значення показника напруженого стану металу, визначається, за Г. О. Смирновим-Аляєвим, як

$$\eta_{xi1(2)j} = (\sigma_{1xi1(2)j} + \sigma_{2xi1(2)j} + \sigma_{3xi1(2)j}) / \sigma_{ихi1(2)j};$$

$\sigma_{1xi1(2)j} = -\sigma_{xi1(2)j}$; $\sigma_{2xi1(2)j} = -0,5(\sigma_{xi1(2)j} + P_{xi1(2)})$; $\sigma_{3xi1(2)j} = -P_{xi1(2)}$ – поточні значення головних напружень, позитивні значення яких відповідають напруженням розтягу;

$$\sigma_{ихi1(2)j} = \left(\frac{1}{\sqrt{2}} \right) \sqrt{(\sigma_{1xi1(2)j} - \sigma_{2xi1(2)j})^2 + (\sigma_{2xi1(2)j} - \sigma_{3xi1(2)j})^2 + (\sigma_{3xi1(2)j} - \sigma_{1xi1(2)j})^2}$$

– інтенсивність напружень;

$$\varepsilon_{ихi1(2)j} = \left(\frac{\sqrt{2}}{3} \right) \sqrt{(\varepsilon'_{1xi1(2)j} - \varepsilon'_{2xi1(2)j})^2 + (\varepsilon'_{2xi1(2)j} - \varepsilon'_{3xi1(2)j})^2 + (\varepsilon'_{3xi1(2)j} - \varepsilon'_{1xi1(2)j})^2}$$

– поточне значення інтенсивності логарифмічних деформацій;

$\varepsilon'_{1xi1(2)j} = \ln(h_{0j} / h_{xi1(2)j})$; $\varepsilon'_{2xi1(2)j} = 0,0$; $\varepsilon'_{3xi1(2)j} = \varepsilon'_{1xi1(2)j}$ – головні логарифмічні деформації;

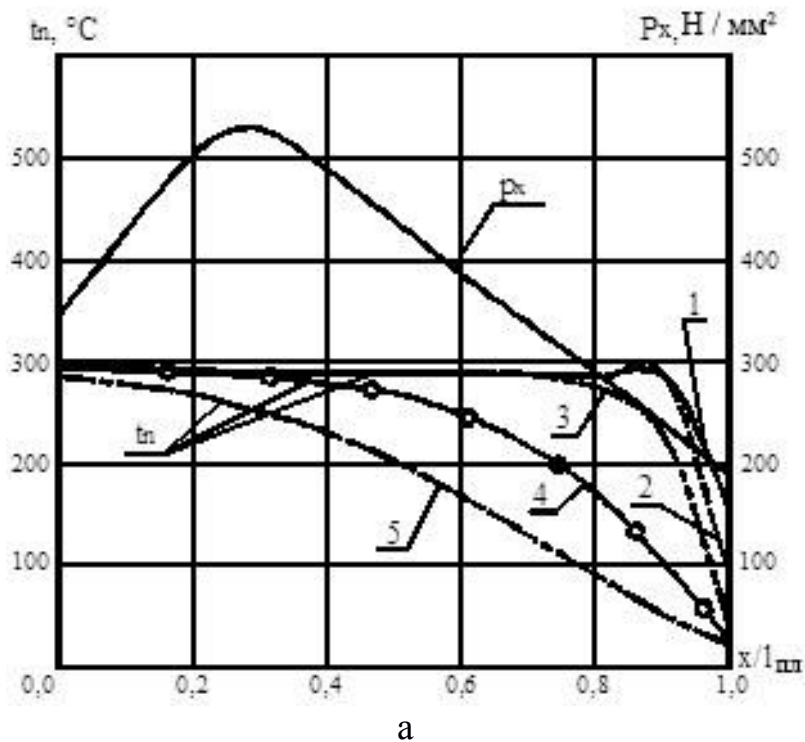
ε_{ij}^* – граничне для певного матеріалу значення інтенсивності логарифмічної деформації, що визначається за методикою роботи [99] із використанням діаграми пластичності $\varepsilon_p^* = F(\eta)$ [99, 100];

$\Delta\eta_{xij} = \eta_{xi2j} - \eta_{xi1j}$, $\Delta\varepsilon_{ихij} = \varepsilon_{ихi2j} - \varepsilon_{ихi1j}$ – збільшення, відповідно, показників напруженого стану та інтенсивності логарифмічних деформацій у рамках кожного ij -го елементарного об'єму зони пластичної форми зміни металу.

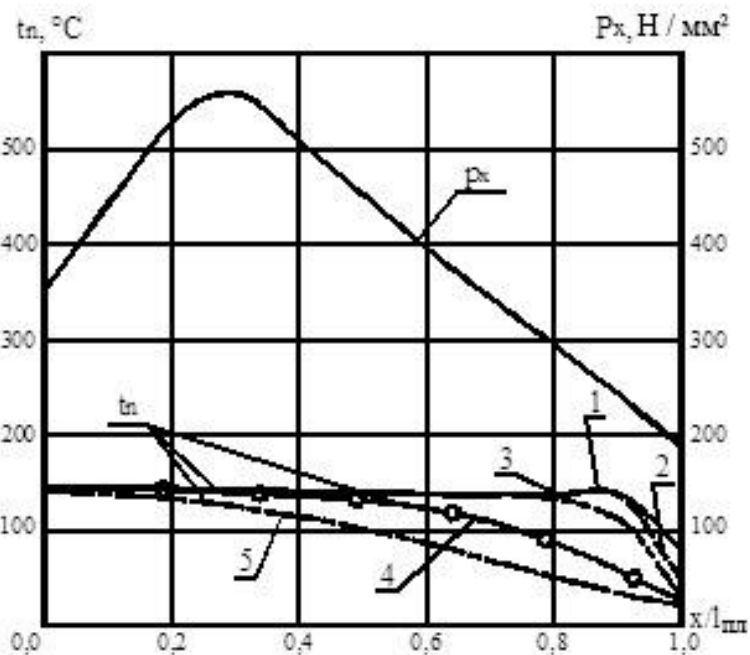
У цілому, отриманий комплекс аналітичних залежностей (2.11)–(2.51) склав повний алгоритм із математичного моделювання процесу теплої прокатки відносно тонких стрічок, листів і смуг зі змінними за товщиною рівнями фізико-механічних властивостей.

Безпосередньо аналіз отриманих результатів був виконаний на основі чисельної реалізації програмних засобів, а отримані в цьому випадку графічні інтерпретації розрахункових розподілів основних компонент напруженого й температурного стану прокату смуг зі сталі 12Х18Н9 і латуні Л68 представлені на рисунках 2.4–2.8.

Аналіз отриманих результатів свідчить про те, що в загальному випадку умов реалізації процесу теплої прокатки відносно тонких стрічок, листів і смуг розподіл температур і за висотою, і за довжиною осередку деформації не є однорідним (див. рис. 2.4–2.8). Так, розподіл температур за товщиною смуги характеризується мінімумом на осі ($j = k$) і максимумом на поверхні ($j = 0$) (див. рис. 2.8).



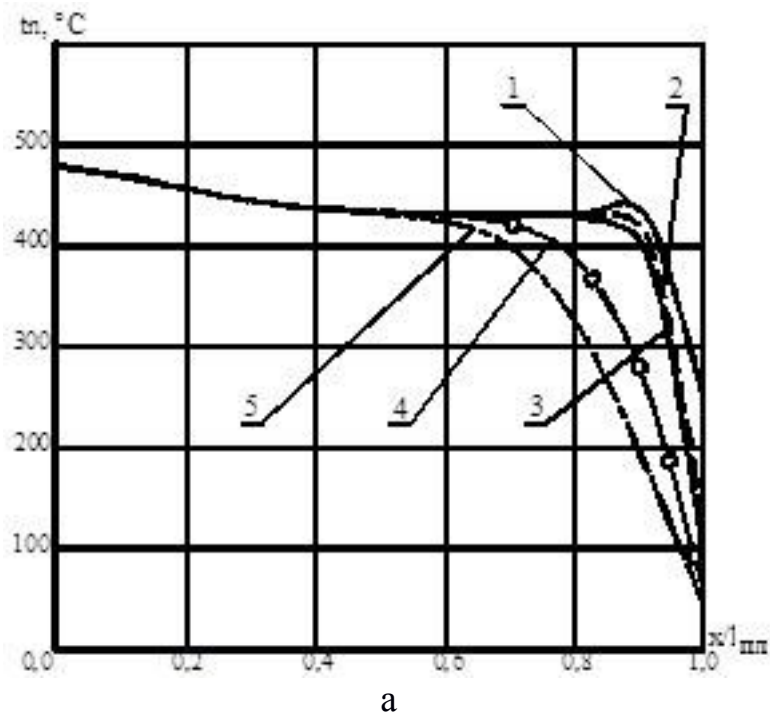
а



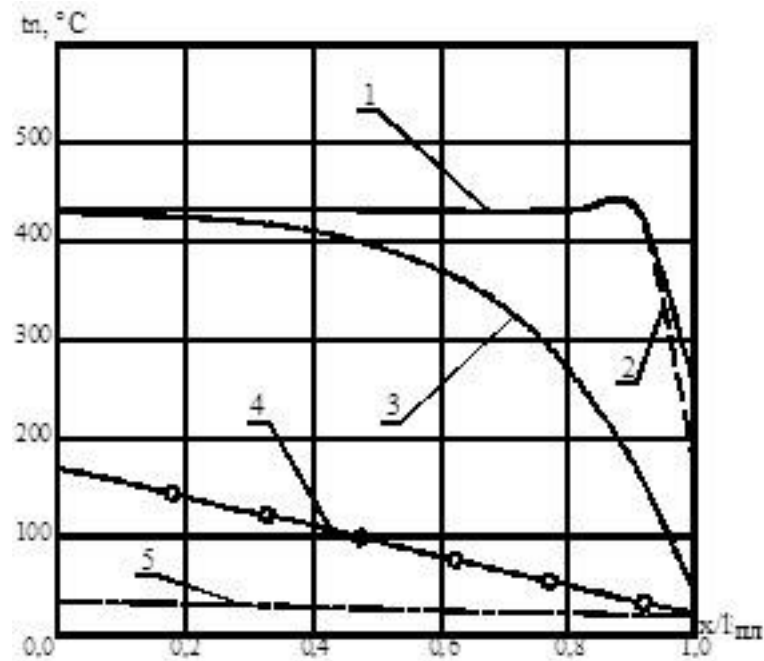
б

а – $t_{b0} = 250^{\circ}\text{C}$; б – $t_{b0} = 100^{\circ}\text{C}$; 1 – — $2y/h_{xi} = 1$; 2 – - - $2y/h_{xi} = 0,75$;
 3 – ···· $2y/h_{xi} = 0,5$; 4 – —○— $2y/h_{xi} = 0,25$; 5 – - - - $2y/h_{xi} = 0,0$

Рис. 2.4. Розрахункові розподіли нормальних контактних напруг і температур t_n для різних за рівнем ліній струму ($2y/h_{xi}$), що мають місце при теплій прокатці відносно тонких смуг зі сталі 12X18H9 у залежності від вихідної температури робочих валків t_{b0} ($h_0 = 1 \text{ мм}$; $h_1 = 0,6 \text{ мм}$; $b = 300 \text{ мм}$; $R_b = 52,5 \text{ мм}$; $\sigma_0 = 0 \text{ Н/мм}^2$; $\sigma_1 = 0 \text{ Н/мм}^2$; $V_1 = 0,1 \text{ м/с}$; $t_{n0} = 20^{\circ}\text{C}$)



а



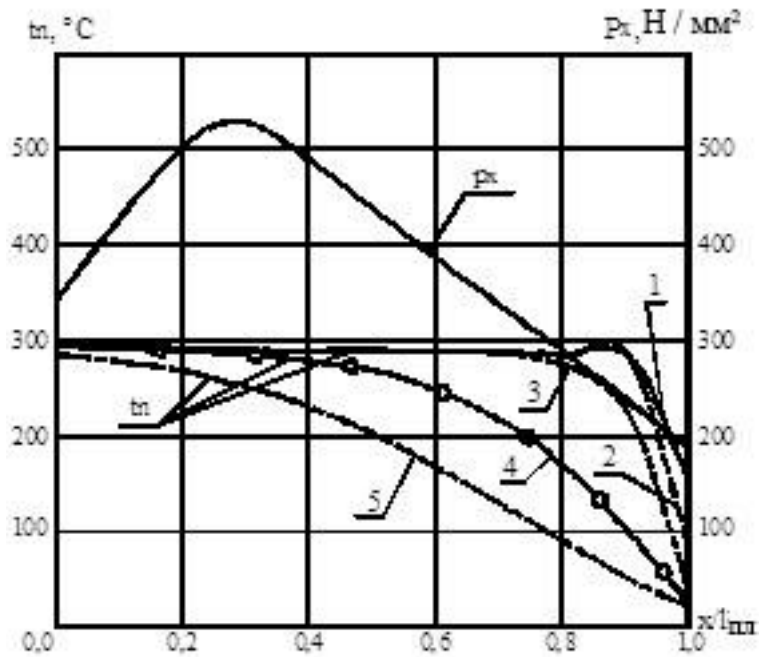
б

а – $\varepsilon_1 = 0,6$; б – $\varepsilon_1 = 0,1$; 1 – $2y/h_{xi} = 1$; 2 – $2y/h_{xi} = 0,75$;
 3 – $2y/h_{xi} = 0,5$; 4 – $2y/h_{xi} = 0,25$; 5 – $2y/h_{xi} = 0,0$

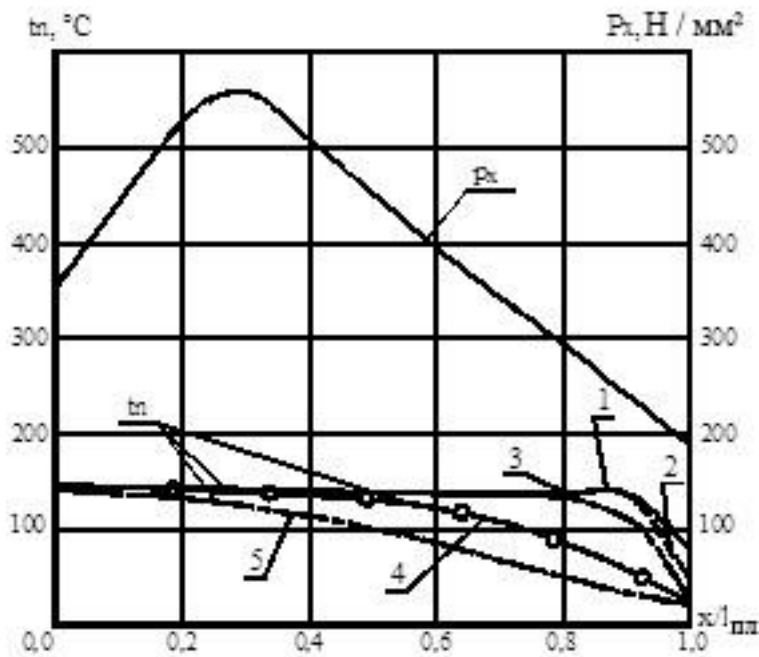
Рис. 2.5. Розрахункові розподіли нормальних контактних напруг і температур t_n для різних за рівнем ліній струму ($2y/h_{xi}$), що мають місце при теплій прокатці відносно тонких смуг зі сталі 12X18H9 у залежності від відносного обтиснення ε_1 ($h_0 = 1$ мм; $h_1 = 0,6$ мм; $b = 300$ мм;

$R_b = 52,5$ мм; $\sigma_0 = 0$ Н/мм²; $\sigma_1 = 0$ Н/мм²; $V_1 = 0,1$ м/с; $t_{b0} = 200^\circ\text{C}$;

$t_{n0} = 20^\circ\text{C}$)



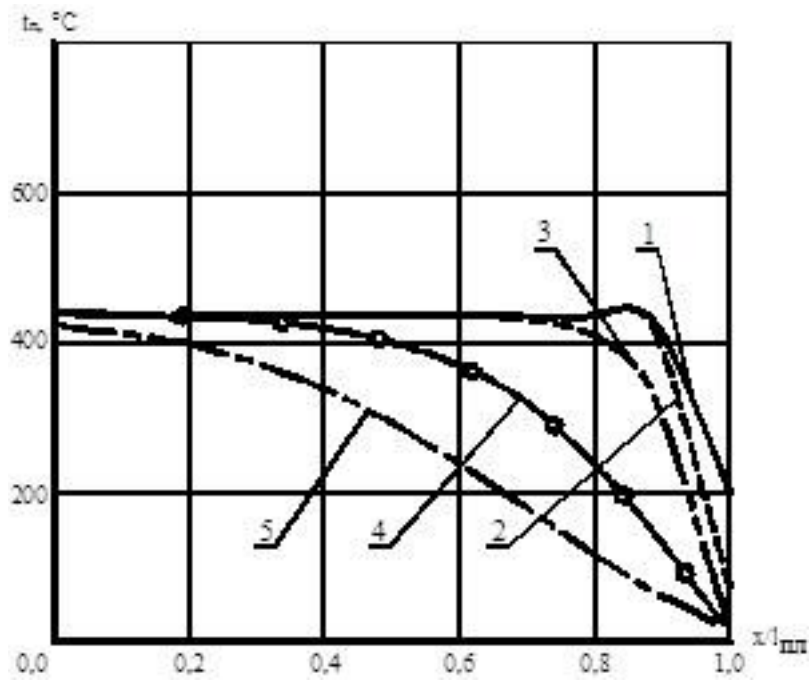
а



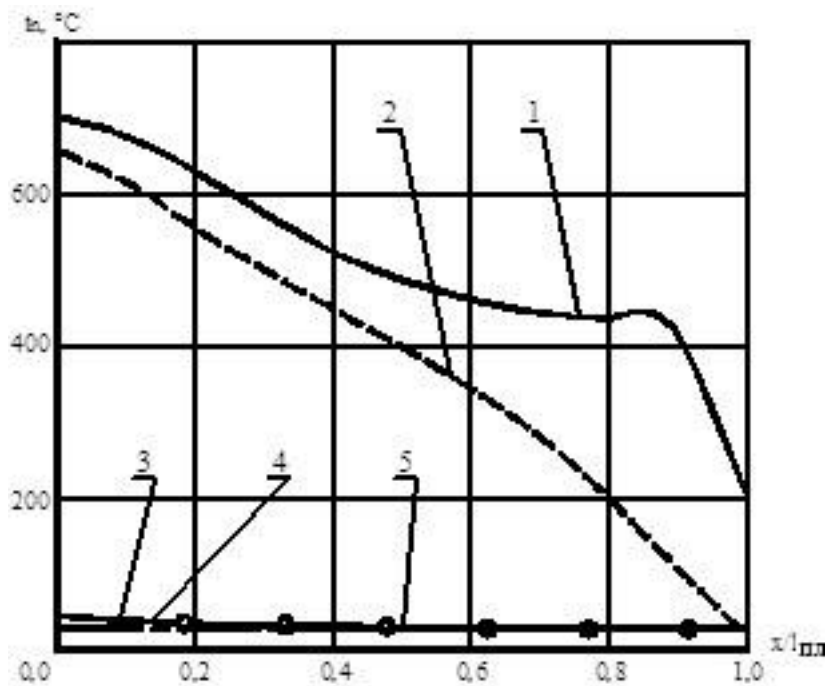
б

а – $h_1 = 1$ мм; б – $h_1 = 0,1$ мм; 1 – $2y/h_{xi} = 1$; 2 – $2y/h_{xi} = 0,75$;
 3 – $2y/h_{xi} = 0,5$; 4 – $2y/h_{xi} = 0,25$; 5 – $2y/h_{xi} = 0,0$

Рис. 2.6. Розрахункові розподіли нормальних контактних напруг і температур t_n для різних за рівнем ліній струму ($2y/h_{xi}$), що мають місце при теплій прокатці відносно тонких смуг зі сталі 12X18H9 у залежності від кінцевої товщини смуги h_1 ($h_0 = 1$ мм; $b = 300$ мм; $R_b = 52,5$ мм; $\sigma_0 = 0$ Н/мм²; $\sigma_1 = 0$ Н/мм²; $V_1 = 0,1$ м/с; $t_{b0} = 200^\circ\text{C}$; $t_{n0} = 20^\circ\text{C}$)



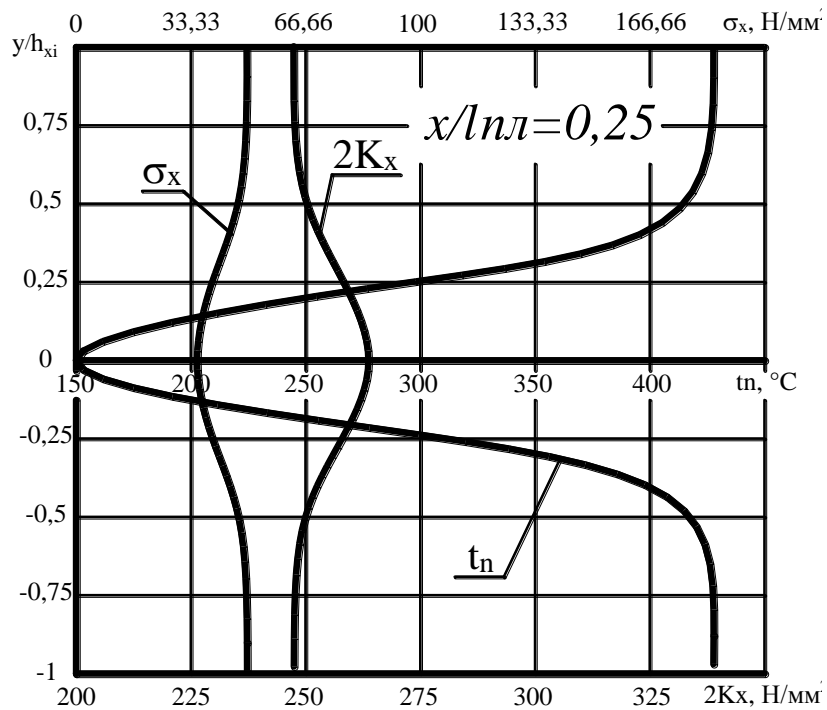
а



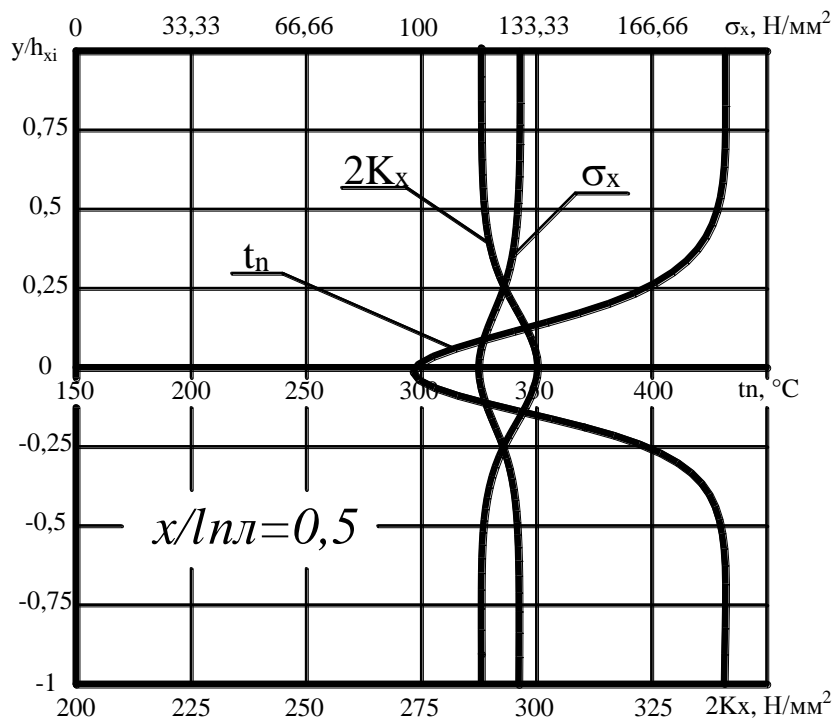
б

а – $V_1 = 0,1$ м/с; б – $V_1 = 10$ м/с; 1 – — $2y/h_{xi} = 1$; 2 – - - $2y/h_{xi} = 0,75$;
 3 – - · - $2y/h_{xi} = 0,5$; 4 – ● — $2y/h_{xi} = 0,25$; 5 – - - $2y/h_{xi} = 0,0$

Рис. 2.7. Розрахункові розподіли нормальних контактних напруг і температур t_n для різних за рівнем ліній струму ($2y/h_{xi}$), що мають місце при теплій прокатці відносно тонких смуг зі сталі 12X18H9 у залежності від швидкості прокатки V_1 ($h_0 = 1$ мм; $h_1 = 0,6$ мм; $b = 300$ мм; $R_b = 52,5$ мм; $\sigma_0 = 0$ Н/мм²; $\sigma_1 = 0$ Н/мм²; $t_{b0} = 200^\circ\text{C}$; $t_{n0} = 20^\circ\text{C}$)

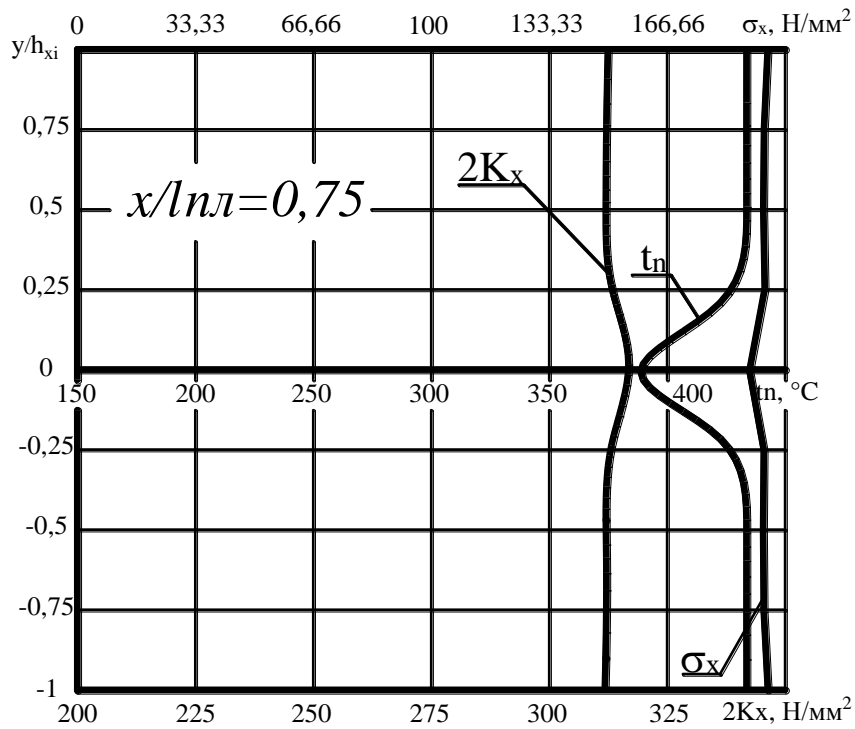


а

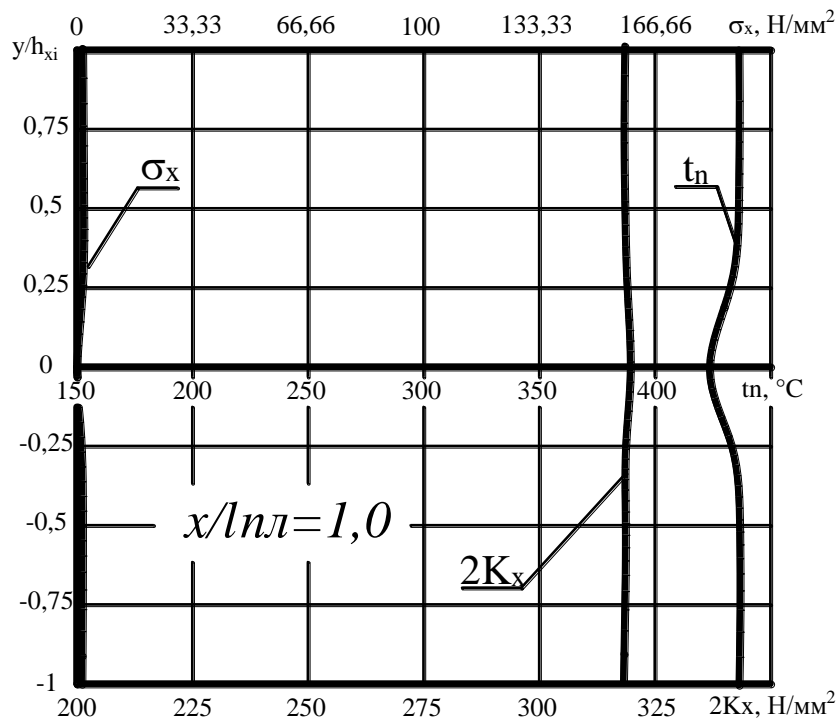


б

Рис. 2.8. Розрахункові розподіли температури смуги й основних показників напружено-деформованого стану металу за висотою смуги для різних елементарних об'ємів за довжиною осередку деформації ($h_0 = 1$ мм; $h_1 = 0,6$ мм; $b = 300$ мм; $R_b = 52,5$ мм; $\sigma_0 = 0$ Н/мм²; $\sigma_1 = 0$ Н/мм²; $V_1 = 0,1$ м/с; $t_{b0} = 200^\circ\text{C}$; $t_{n0} = 20^\circ\text{C}$, матеріал – латунь Л68)



В



Г

Рис. 2.8, лист 2

У цілому, розподіл основних компонент напруженого стану металу при його теплій прокатці носить досить складний характер і визначається впливом цілої низки факторів. Зазначене підтверджує доцільність використання чисельного підходу, як із точки зору достовірності, так і з точки зору інформативності отриманої математичної моделі.

РОЗДІЛ 3

МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ РЕЖИМІВ НАГРІВУ Й ТЕРМО-НАПРУЖЕНОГО СТАНУ РОБОЧИХ ВАЛКІВ СТАНІВ ТЕПЛОЇ ПРОКАТКИ

Аналіз можливих способів нагріву деформованого матеріалу до температур теплої прокатки показав, що з точки зору реконструкції діючого обладнання, зручності й швидкості регулювання температури нагріву, стабільності роботи і, нарешті, економічності й екологічної чистоти найбільш доцільним є використання внутрішнього нагріву робочих валків. Реалізація цього підходу є ефективною і з точки зору мінімізації окислювальних процесів, а також із точки зору розширення діапазонів регулювання розподілами залишкових напружень і шорсткістю поверхні одержуваних відносно тонких стрічок, листів і смуг.

3.1 Математичне моделювання температурних полів робочих валків станів теплої прокатки

При реалізації технологічної схеми теплої прокатки з використанням внутрішнього нагріву робочих валків безпосередньо всередині їхнього осьового каналу розміщують, наприклад, електричне джерело нагріву, що має питому потужність q_u (рис. 3.1).

Нехтуючи довжиною дуги контакту робочого валка зі смугою, тобто, вважаючи температурне поле осесиметричним і сталим у часі, відзначимо, що розподіл температури по радіусу $t(r)$ має задовольняти наступному диференціальному рівнянню [49]:

$$\partial^2 t / \partial r^2 + \partial / (r \partial r) = 0. \quad (3.1)$$

Рішення цього диференціального рівняння має вигляд

$$t(r) = C_1 - C_2 \ln r, \quad (3.2)$$

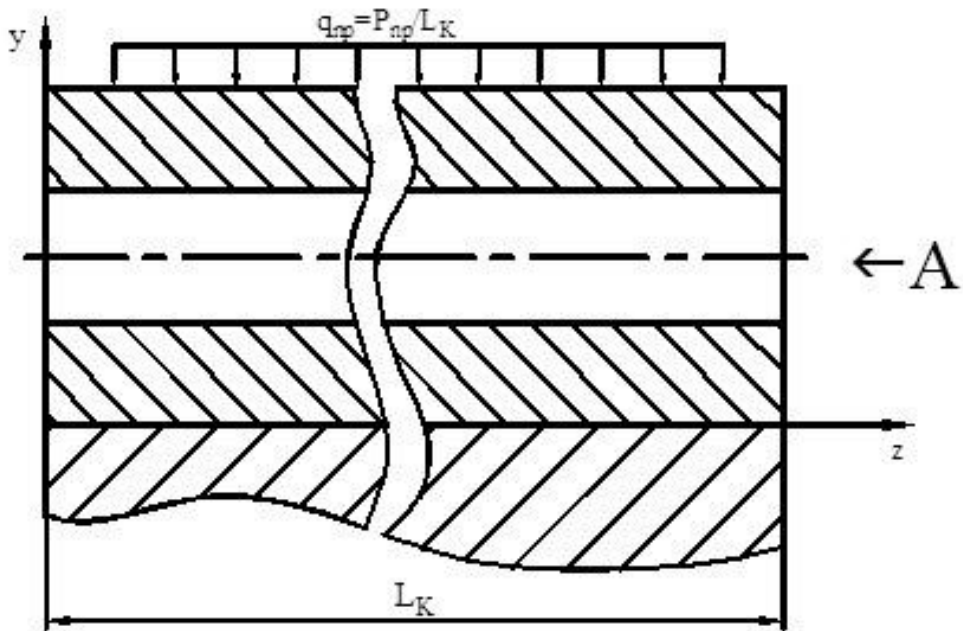
де C_1 , C_2 – постійні інтегрування, які визначаються з крайових умов на поверхні осьового каналу радіусом R_o (див. рис. 3.1)

$$q_u = -\lambda_b \partial t / \partial r, \quad (3.3)$$

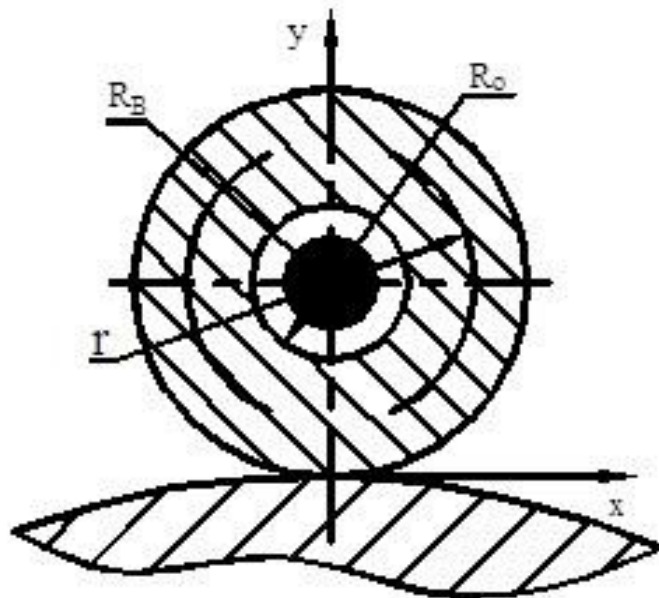
і на зовнішній поверхні робочого валка радіусом R_b

$$-\lambda_b \frac{\partial}{\partial r} = \alpha_b (t_b - t_{\text{окр.ср.}}) \quad (3.4)$$

де λ_b – коефіцієнт теплопровідності матеріалу робочого валка;
 α_b – коефіцієнт тепловіддачі від поверхні валка з температурою t_b
до навколишнього середовища, що має температуру $t_{\text{окр.ср.}}$.



а



б (вид А)

Рис. 3.1. Розрахункова схема до визначення температурного поля робочого валка стана теплої прокатки

Вирішуючи крайову умову (3.3), отримаємо:

$$q_u = \lambda_b C_2 / R_o, \text{ звідки } C_2 = q_u R_o / \lambda_b. \quad (3.5)$$

Аналогічно по відношенню до крайової умові (3.4) постійну інтегрування визначали, як

$$\lambda_b C_2 / R_b = \alpha_b \left(C_1 - \frac{q_u R_o}{\lambda_b} \ln \frac{R_b}{r} - t_{\text{окр.сп.}} \right),$$

звідки

$$C_1 = \frac{q_u R_o}{\alpha_b R_b} + \frac{q_u R_o}{\lambda_b} \ln \frac{R_b}{r} + t_{\text{окр.сп.}} \quad (3.6)$$

З урахуванням виразів (3.5) і (3.6) остаточне розв'язання рівняння (3.1) при цій постановці завдання має вигляд

$$t_b(r) = t_{\text{окр.сп.}} + \frac{q_u R_o}{\alpha_b R_b} + \frac{q_u R_o}{\lambda_b} \ln \frac{R_b}{r}. \quad (3.7)$$

Охолодження поверхні валків і смуги відбувається шляхом теплообміну й конвекції з навколишнім середовищем і випромінюванням. Коефіцієнт тепловіддачі випромінюванням, як показано в роботі [92], для температури поверхні 350...400 °С і навколишнього середовища 20 °С становить 2...3 Вт/(м²·К), тобто досить малий, і його можна не враховувати. Згідно з результатами робіт О. В. Третьякова [48], частка тепла, переданого від робочих валків до опорних, становить близько 5 % усього тепла, що відводиться від валків. Тому теплопередачу до опорних валків можна не враховувати окремо, включаючи її в тепловідвід від робочих валків охолоджувачем (навколишнім середовищем).

Завдання теплообміну між валками й навколишнім середовищем розглянемо, уважаючи умови теплообміну стаціонарними. Згідно з методикою, представленою в роботах [48, 92, 101], охолодження валка відбувається відповідно до експоненційної залежності:

$$t_b(\theta) = t_{\text{окр.ср.}} - \left(t_b(\theta - \Delta\theta) \exp\left(-\frac{\alpha_b L_K}{c_b \pi R_b^2 V_b}\right) \right), \quad (3.8)$$

де $\theta, \Delta\theta$ – час і збільшення часу охолодження, відповідно;

V_b – окружна швидкість обертання робочих валків.

Слід зазначити, що коефіцієнт тепловіддачі α_b багато в чому визначає, згідно з формулами (3.7), (3.8), температурний режим валка. Тому найважливішим питанням є необхідність коректного його визначення. У світлі викладеного вище, відомими є експериментальні дані Ю. А. Самойловича (рис. 3.2) [102]. Екстраполюючи представлені результати з оцінки коефіцієнта тепловіддачі з урахуванням умов реалізації процесу теплої прокатки ($Q_{\text{ж}} \rightarrow 0$), отримуємо $\alpha_b = 100 \dots 200$ (Вт/(м²·К)).

У той же час, для визначення коефіцієнта тепловіддачі можуть слугувати експериментальні залежності навантаження електричного струму, що відповідають певним температурам нагрівання ніхромового дроту, що підвішений горизонтально в навколишньому середовищі з нормальною температурою (табл. 3.1).

З огляду на те, що практично все тепло, виділене при проходженні електричного струму через провідник, переходить у навколишнє середовище, можна вважати [101]:

$$N_{\text{эл}} = I^2 L_{\text{нр}} \rho_{\text{нр}} / S_{\text{нр}} = \pi d_{\text{нр}} \alpha_b (t - t_{\text{окр.ср.}}), \quad (3.9)$$

звідки, після невеликих математичних перетворень,

$$\alpha_b = 4I^2 \rho_{\text{нр}} / \left[\pi^2 d_{\text{нр}}^2 (t - t_{\text{окр.ср.}}) \right], \quad (3.10)$$

де $\rho_{\text{нр}}$ – питомий електричний опір ніхромового провідника, прийняте в діапазоні температур $t = 0, 0 \dots 1000^\circ\text{C}$ рівним $\rho_{\text{нр}} = (1, 1 \dots 1, 29) \cdot 10^{-3}$ Ом·мм;

$l_{\text{нр}}, d_{\text{нр}}, S_{\text{нр}}$ – довжина, діаметр і площа поперечного перерізу ніхромового провідника, відповідно.

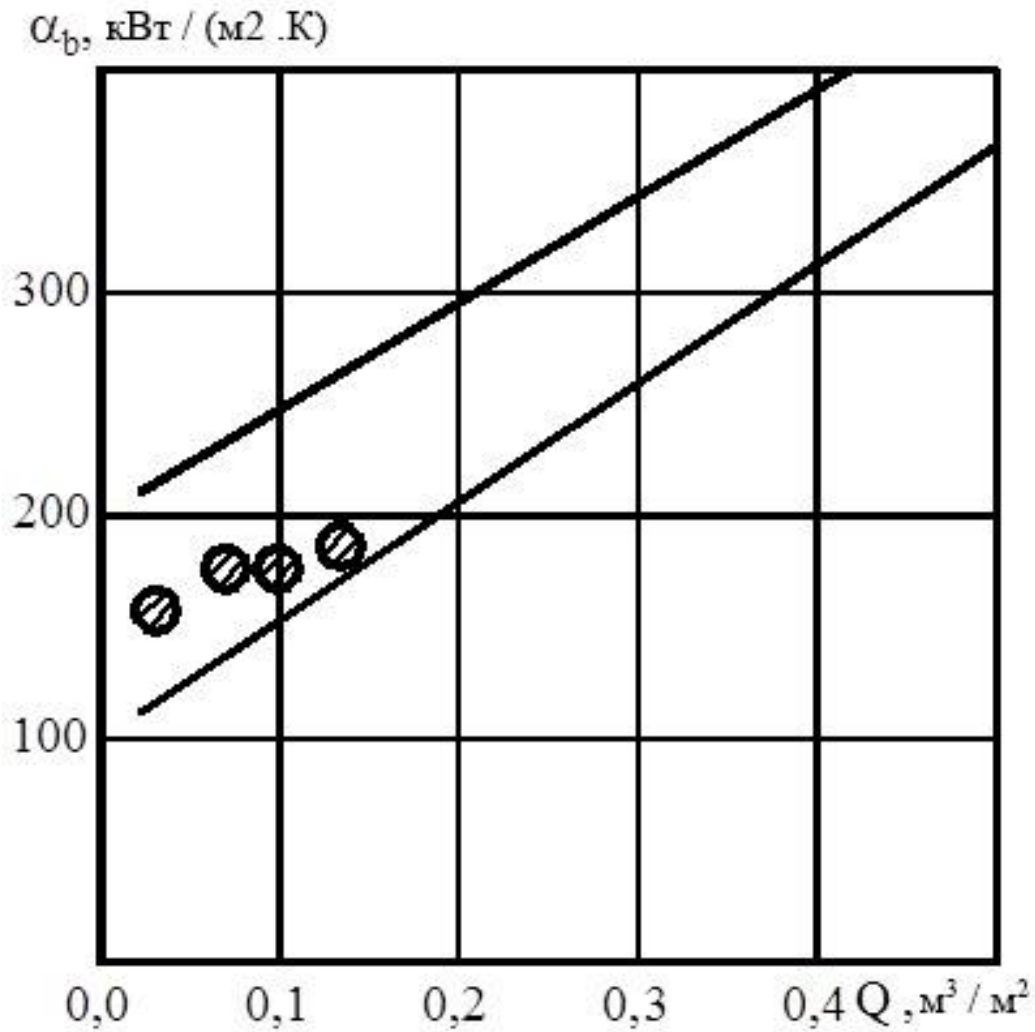


Рис. 3.2. Експериментальна залежність коефіцієнта тепловіддачі від питомої витрати охолоджуючої рідини, що подається на робочий валок [102]

Таблиця 3.1

Експериментальні значення величини електричного струму I , що проходить через ніхромовий провідник діаметром d_{np} , у залежності від його температури t [103]

d_{np} , мм	Величина електричного струму I (А) при такому значенні температури t (°С)					
	200	400	600	700	800	900
1	4,9	7,7	10,8	12,1	14,3	16,8
2	11,7	19,6	28,7	33,8	39,5	47,0
3	22,3	37,5	54,5	64,0	77,0	88,0
4	37,0	60,0	80,0	93,0	110	129
5	52,0	83,0	105	124	146	173

Розрахунково-емпіричні значення коефіцієнта тепловіддачі α_b , отриманих з використанням залежності (3.9) на основі експериментальних даних роботи [103] (див. табл. 3.1), представлені в таблиці 3.2, а їхня графічна інтерпретація ілюстрована рисунком 3.3.

Таблиця 3.2

Розрахунково-емпіричні значення коефіцієнта тепловіддачі α_b при різних значеннях діаметра d_{np} і температури t ніхромового провідника ($t_{окр.ср.} = 30^\circ\text{C}$, $\rho_{np} = 1,2 \cdot 10^{-3} \text{ Ом} \cdot \text{мм}$)

d_{np} , мм	Величина електричного струму I (А) при такому значенні температури t ($^\circ\text{C}$)					
	200	400	600	700	800	900
1	67,1	75,7	98,3	106	128,6	157,5
2	50,0	62,2	87,7	103	123,4	154
3	52,9	67,6	94,7	110	137,7	159,8
4	61,1	73,0	86,0	98,5	119,5	144,8
5	62,0	73,0	75,4	89,5	107,8	133,3

Зіставляючи результати, отримані з використанням різних методик (див. рис. 3.2 і 3.3), з урахуванням умов реалізації процесу прокатки розрахункове значення коефіцієнта тепловіддачі може бути прийнятим рівним $\alpha_b = 100 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$.

Питання теплообміну між деформуючими робочими валками й смугою було розглянуто в рамках підрозділу 2.2. При цьому температуру розігріву поверхневих шарів робочих валків в осередку деформації визначали згідно із залежностями (2.30), (2.32), (2.34)–(2.36).

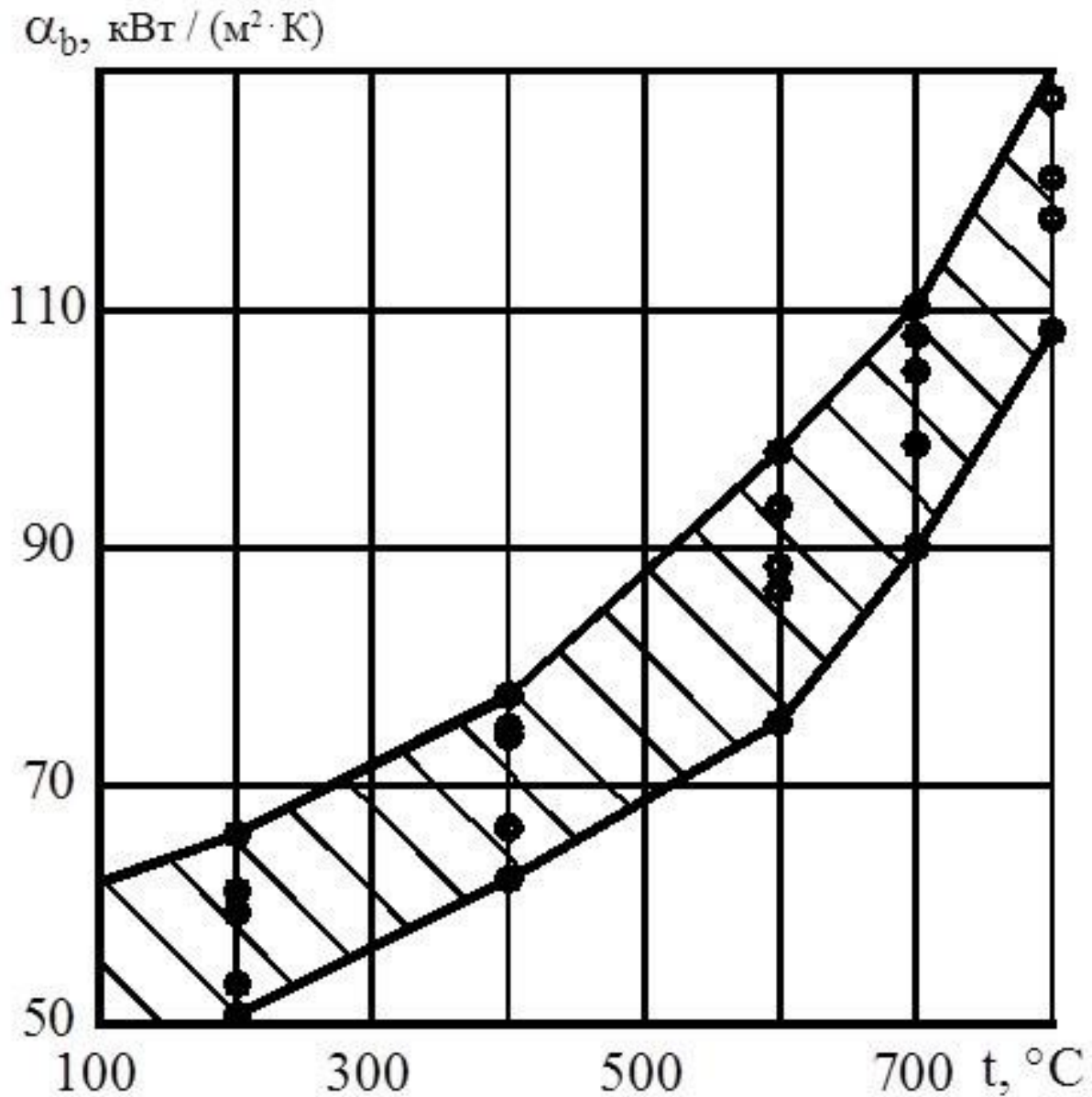


Рис. 3.3. Розрахунково-емпіричний розподіл коефіцієнта тепловіддачі в залежності від температури нагріву ніхромового дроту

Таким чином, температурне поле робочого валка стана теплої прокати визначається наявністю внутрішнього джерела нагріву, тепловідведенням у навколишнє середовище, а також розігріванням поверхні валка в осередку деформації.

Безпосередньо чисельне моделювання температурного поля валка здійснювали на основі суперпозиційного підходу [104], розбивши поперечний переріз валка на ij -ті вузли й розглядаючи його в θ -й період часу (рис. 3.4).

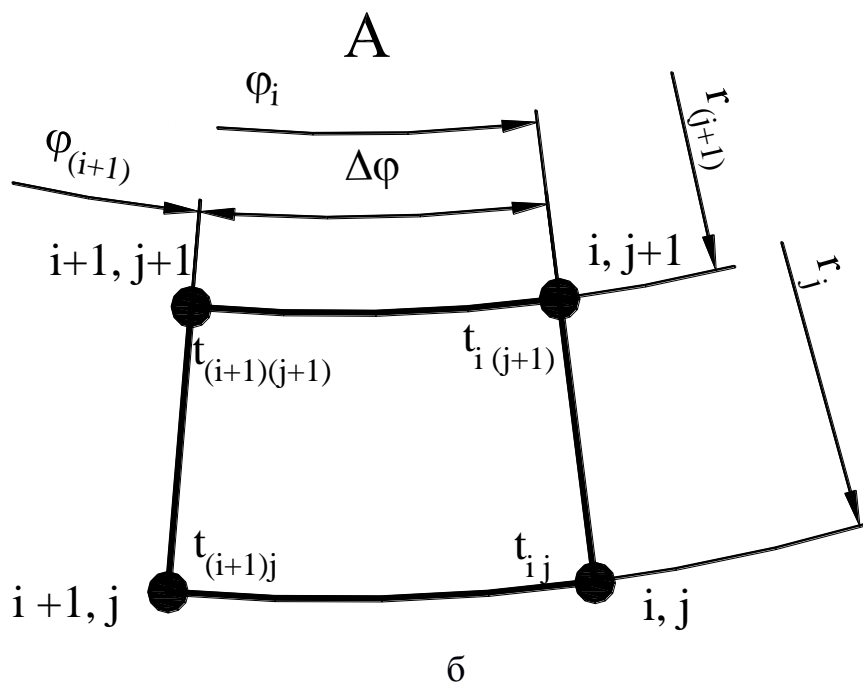
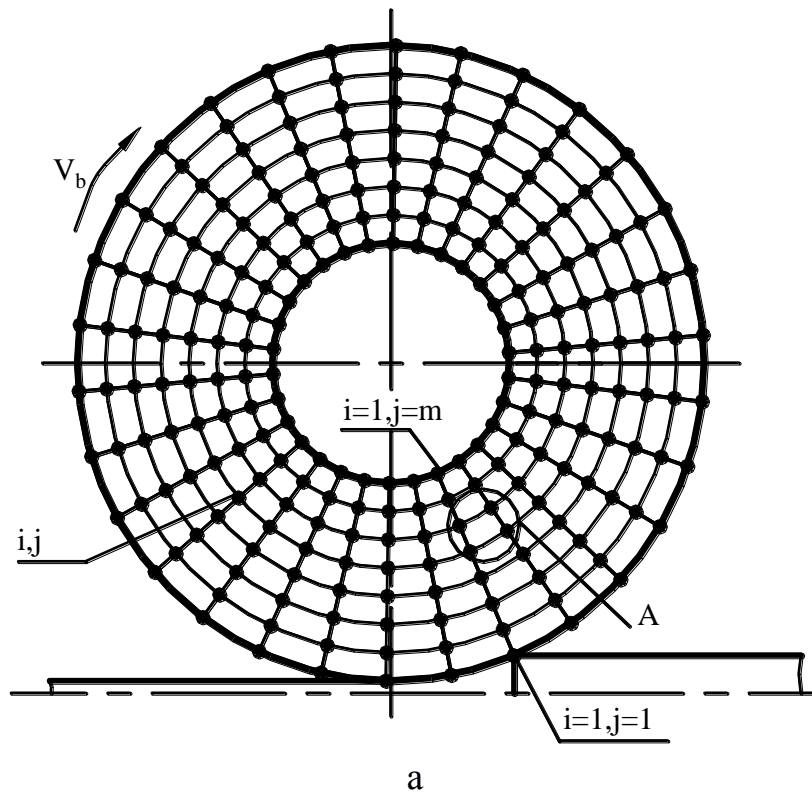


Рис. 3.4. Розрахункова схема поперечного перерізу робочого валка стана теплої прокатки при математичному моделюванні його температурного поля

У рамках моделі було прийнято ряд припущень, основними з яких є наступні:

- температурне поле від внутрішнього джерела нагріву сталі в часі;

– розподіл тепла вздовж осі валка незначний, і їм можна знехтувати.

Таким чином, при цій постановці задачі температура в ij -й точці дорівнюватиме

$$t_{ij}(\theta) = t_{uij} + t_{oxij}(\theta) + t_{оддi}(\theta), \quad (3.11)$$

де t_{uij} , $t_{oxij}(\theta)$, $t_{оддi}(\theta)$ – температура в ij -й точці, яка визначається внутрішнім джерелом нагрівання, утратами в навколишнє середовище і виділенням тепла в осередку пластичної деформації відповідно.

Виходячи з прийнятої форми запису і з урахуванням виразів (3.7), (3.8) і (3.30) (див. підрозділ 2.2), складові виразу (3.11) визначаються, як:

$$\begin{aligned} t_{uij} &= t_{окр.сп.} + \frac{q_u R_o}{\alpha_b R_b} + \frac{q_u R_o}{\lambda_b} \ln \frac{R_b}{r_{ij}}; \\ t_{oxij}(\theta) &= t_{окр.сп.} - t_{oxij}(\theta - \Delta\theta) \exp\left(-\frac{\alpha_b L_k}{c_b \pi r_{ij} V_b}\right); \\ t_{оддij} &= t_{uij} + \frac{t_{ni} + t_{uij}}{1 + \delta} (X_{bij} + X_{b(i+1)j}) + \frac{Q_{Fbi}\theta}{1 + \delta} (Y_{bij} + Y_{b(i+1)j}) + \\ &\quad + \frac{2\delta Q_{\tau bi} \sqrt{a_b \theta}}{(1 + \delta)\lambda_b} (Z_{bij} + Z_{b(i+1)j}), \end{aligned} \quad (3.12)$$

де $\Delta\theta$ – час повороту валка на кут $\Delta\varphi$ (див. рис. 3.4), що дорівнює

$$\Delta\theta = 2\pi R_b / (nV_b); \quad (3.13)$$

де n – кількість розбиттів валка на i -му вузлі;

X_{bij} , Y_{bij} , Z_{bij} – характеристичні функції складових температурного поля (див. підрозділ 2.2), що є функціями аргументів α_{ij} , β_{ij} , які, у свою чергу, дорівнюють:

$$\alpha_{ij} = (r_{ij} - h_{xi}) / (4\sqrt{a_b / \theta});$$

$$\beta_{ij} = (r_{ij} - h_{xi} + 2h_{xi} \sqrt{a_b / a_n}) / (4\sqrt{a_b / \theta}); \quad (3.14)$$

тут h_{xi} – поточна за довжиною осередку деформації товщина смуги в місці контакту з i -м перетином робочого валка;

a_b , a_n – показники температуропровідності матеріалів валків і смуги відповідно.

При розрахунку враховувалось те, що дія джерела від тепловиділення в осередку деформації обмежена довжиною останнього, тобто кутом $\varphi = (l_{yn} + l_{пл}) / R_b$ (див. рис. 2.3 і 2.4) і при кожному збільшенні часу $\Delta\theta$ змішується на один крок розбиття $\Delta\varphi$ проти напрямку обертання робочого валка. У той же час, поверхня, що контактує з навколишнім середовищем, менше на величину $2\pi R_b (1 - \varphi / 2\pi)$.

У цілому, отриманий комплекс залежностей, спільно з температурним розв'язанням власне процесу прокатки (див. підрозд. 2.2) (3.11)–(3.14), склали повний алгоритм із розрахунку температурного поля робочого валка станів теплої прокатки. Аналіз отриманих результатів був виконаний на основі чисельної реалізації відповідних програмних засобів. На рисунку 3.5 показана графічна інтерпретація розрахункових розподілів температури валка в поперечному перерізі.

З отриманих результатів видно, що в загальному випадку розподіл температури, як по зовнішній поверхні, так і по радіусу робочого валка, не є однорідним. Зокрема, розподіл температури по поверхні характеризується максимумом на виході з осередку деформації і мінімумом у перетині перед входом в останній.

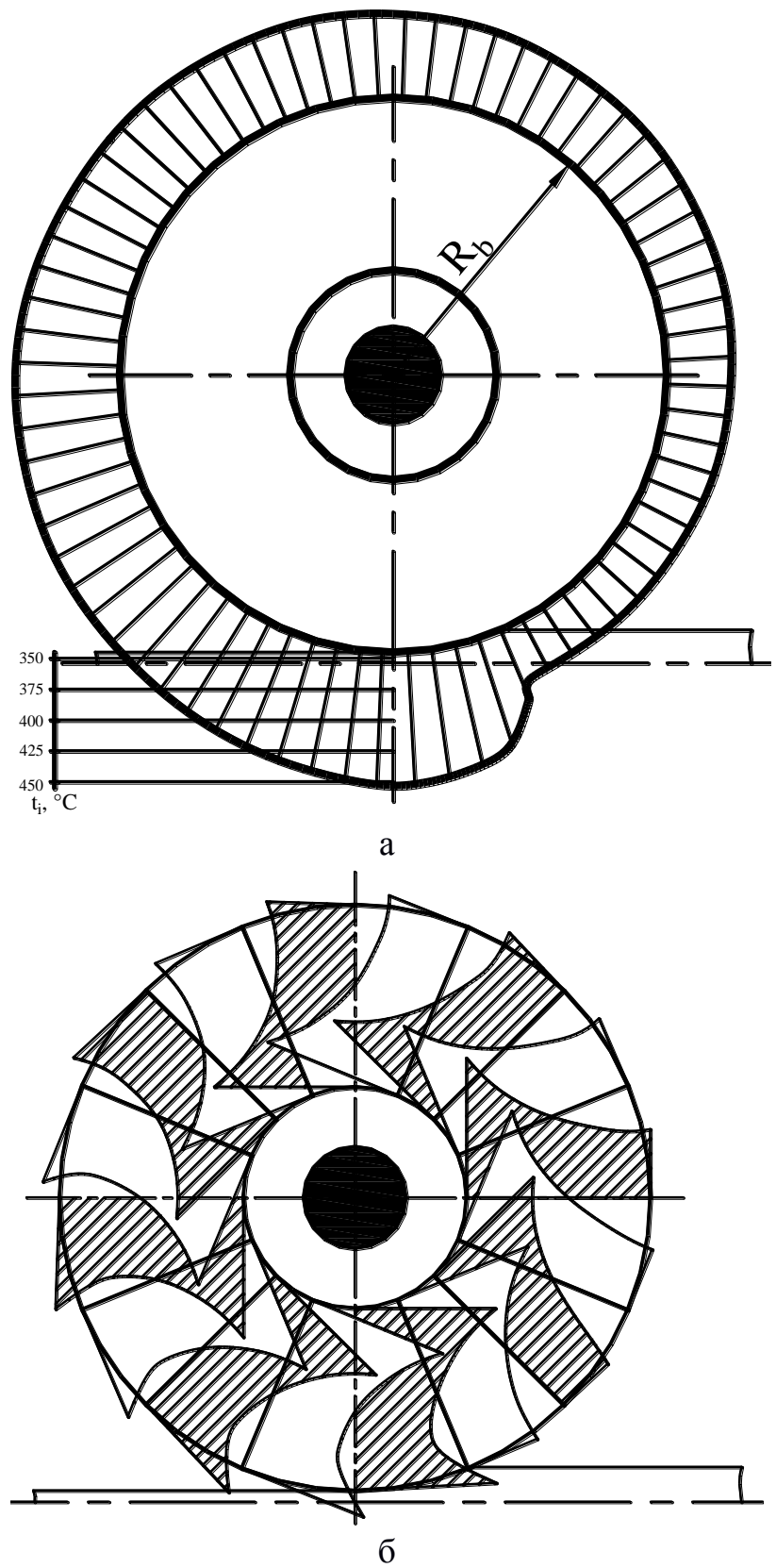


Рис. 3.5. Розрахункові розподіли температури валка стана теплої прокатки по його зовнішній поверхні (а) і по радіусу (б)

3.2 Методика розрахунку потужності теплового джерела для нагріву робочих валків станів теплої прокатки

Ще одним важливим питанням, що стосується розрахунків робочого валка станів теплої прокатки й дресування, є визначення потужності внутрішнього джерела нагріву, потрібної для забезпечення необхідної температури металу в осередку деформації.

Із цією метою з виразу (3.7) з урахуванням виразу (3.11) може бути визначена питома потужність джерела

$$q_u = R_b \alpha_b (t_b - t_{\text{окр.ср.}}) / R_o, \quad (3.15)$$

а разом із цим, з огляду на площу внутрішньої поверхні, що дорівнює $S_o = 2\pi R_o L_K$, можна розрахувати й інтегральну величину потужності теплового джерела, потрібного для реалізації необхідного температурного режиму процесу теплої прокатки:

$$N_u = q_u S_o = 2\pi R_b L_u \alpha_b (t_b - t_{\text{окр.ср.}}) \quad (3.16)$$

де L_u – загальна довжина джерела нагріву, що, як правило, відповідає довжині бочки робочого валка L_K .

З огляду на втрати тепла через торцеві поверхні валка, величину інтегральної потужності слід визначити із запасом, а саме [105,106]:

$$N_u = 2\pi(1 + R_b / L_K) R_b L_K \alpha_b (t_u - t_{\text{окр.ср.}}) \quad (3.17)$$

Безпосередньо інтегральні значення потрібної потужності теплового джерела N_u для робочих валків радіусами $R_b = 27,5$ мм; $R_b = 50$ мм і довжиною $L_K = 300$ мм, а також для різних значень температур t_b і коефіцієнтів тепловіддачі представлені в таблиці 3.3 і на рисунку 3.6.

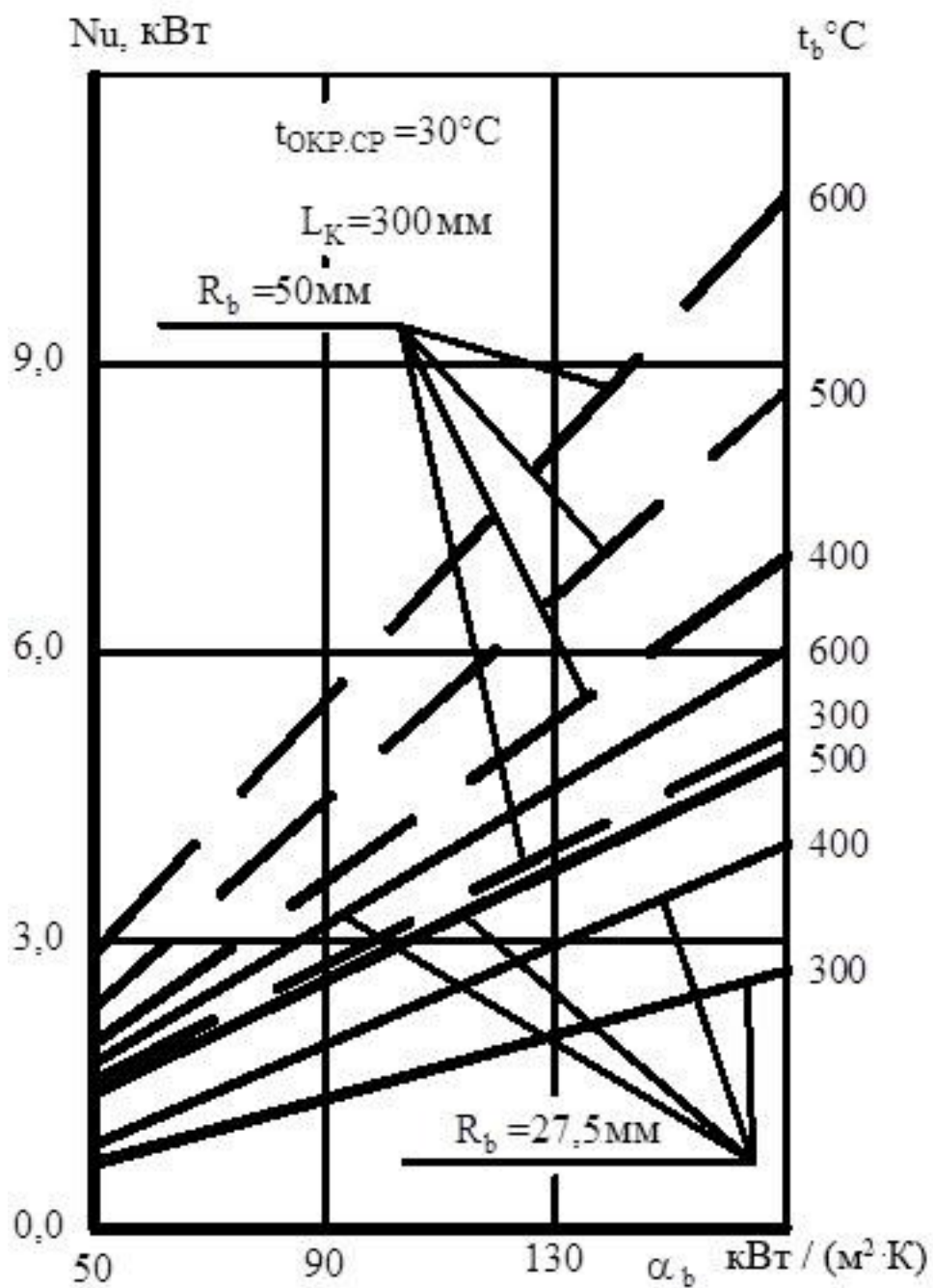


Рис. 3.6. Розрахункові значення необхідної для нагрівання одного робочого валка радіусом R_b і потужності теплового джерела N_u у залежності від температури t_b і величини коефіцієнта тепловіддачі α_b

Таблиця 3.3

Розрахункові значення необхідної для нагріву одного робочого валка потужності N_u у залежності від радіуса R_b і температури t_b зовнішньої поверхні даного валка, а також у залежності від кількісної оцінки коефіцієнта тепловіддачі α_b ($t_{\text{окр.ср.}} = 30^\circ\text{C}$; $L_K = 300$ мм)

№	α_b , $\frac{\text{Вт}}{\text{м}^2 \cdot \text{К}}$	N_u (КВт) при наступних значеннях t_b ($^\circ\text{C}$)						
		300	350	400	450	500	550	600
Радіус робочого валка $R_b = 27,5$ мм								
1	50	0,77	0,91	1,05	1,20	1,34	1,48	1,63
2	60	0,92	1,09	1,27	1,44	1,61	1,78	1,95
3	70	1,08	1,28	1,48	1,68	1,88	2,08	2,28
4	80	1,23	1,46	1,69	1,92	2,14	2,37	2,60
5	90	1,37	1,64	1,90	2,16	2,41	2,67	2,93
6	100	1,54	1,82	2,11	2,39	2,68	2,97	3,25
7	110	1,69	2,01	2,32	2,63	2,95	3,26	3,58
8	120	1,85	2,19	2,53	2,87	3,22	3,56	3,90
9	130	2,00	2,37	2,74	3,11	3,48	3,85	4,23
10	140	2,16	2,55	2,95	3,35	3,75	4,15	4,55
11	150	2,31	2,74	3,16	3,59	4,02	4,45	4,88
12	160	2,46	2,92	3,38	3,83	4,29	4,74	5,20
13	170	2,62	3,10	3,59	4,07	4,56	5,04	5,53
14	180	2,77	2,77	3,28	3,80	4,31	4,82	5,34
Радіус робочого валка $R_b = 50$ мм								
1	50	1,40	1,66	1,92	2,18	2,44	2,70	2,95
2	60	1,68	1,99	2,30	2,61	2,92	3,23	3,55
3	70	1,96	2,32	2,69	3,05	3,41	3,77	4,14
4	80	2,24	2,65	3,07	3,48	3,90	4,31	4,73
5	90	2,52	2,99	3,45	3,92	4,39	4,85	5,32
6	100	2,80	3,32	3,84	4,35	4,87	5,39	5,91
7	110	3,08	3,65	4,22	4,79	5,39	5,93	6,50
8	120	3,36	3,98	4,60	5,23	5,85	6,47	7,09
9	130	3,64	4,31	4,99	5,66	6,33	7,01	7,68
10	140	3,92	4,64	5,37	6,10	6,82	7,55	8,27
11	150	4,20	4,98	5,75	6,53	7,31	8,09	8,86
12	160	4,48	5,31	6,14	6,97	7,80	8,63	9,45
13	170	4,76	5,64	6,52	7,40	8,28	9,16	10,05
14	180	5,04	5,97	6,97	7,84	8,77	9,70	10,64

З представлених розподілів, зокрема, є очевидним, що зі збільшенням радіуса й температури поверхні робочого валка, а також при збільшенні коефіцієнта тепловіддачі необхідне значення потужності теплового джерела зростає, і зростає істотно. Мінімально потрібною, ураховуючи виявлену раніше (див. підрозділ 3.1) кількісну оцінку коефіцієнта тепловіддачі $\alpha_b = 100 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$, а також при радіусі зовнішньої поверхні робочого валка $R_b = 27,5 \text{ мм}$ і температурі його нагрівання $t_b = 450^\circ\text{C}$, є потужність $N_u = 2,5 \text{ кВт}$. У разі використання робочих валків радіусом $R_b = 50 \text{ мм}$ потрібне значення потужності складе $N_u = 5,0 \text{ кВт}$. Ураховуючи необхідність нагріву двох робочих валків, потрібна величина сумарної потужності становить $N_u = 5,0 \text{ кВт}$ у першому й $N_u = 10,0 \text{ кВт}$ – у другому випадку.

3.3 Розрахунок несталих температурних режимів нагріву робочих валків станів теплої прокатки

З точки зору аналізу конструктивних параметрів, як самого вузла робочих валків, так і систем його нагріву, необхідною є також кількісна оцінка несталого температурного режиму, яка полягає у визначенні часу нагріву робочого валка θ_H до заданої температури утворюючої його зовнішньої поверхні t_b .

Безпосередньо визначення θ_H у рамках цієї роботи здійснювали, виходячи з умов балансу енергетичних витрат, згідно з яким енергія, виділена джерелом нагрівання за час θ_H , витрачається на нагрів самого робочого валка, а також на тепловіддачу з поверхні цього валка у навколишнє середовище, що аналітично в інтегральному вигляді відповідає умові

$$N_u \theta_H = \int_{R_0}^{R_b} c_b \rho_b L_K 2\pi [t_u(r) - t_{\text{окр.ср}}] dr + \int_0^{\theta_H} 2\pi R_b L_K \alpha_b [t(\theta) - t_{\text{окр.ср}}] d\theta. \quad (3.18)$$

У цьому випадку $t(\theta)$ – поточні за часом значення температури зовнішньої поверхні робочого валка по мірі його розігріву, що описується відповідно до рекомендацій роботи [51] у вигляді статичної залежності другого порядку:

$$t(\theta) = t_{\text{окр.ср.}} + (t_u - t_{\text{окр.ср.}}) \left[1 - \left(\frac{\theta_H - \theta}{\theta_H} \right)^2 \right]. \quad (3.19)$$

Інтегральне рівняння (3.18) можна отримати в декілька зміненому вигляді, якщо виразити поточне значення $t_u(r)$ відповідно до представленого раніше (3.7):

$$N_u \theta_H = 2\pi L_K c_b \rho_b \int_{R_o}^{R_b} \left(\frac{q_u R_o}{\alpha_b R_b} + \frac{q_u R_o}{\lambda_b} \ln \frac{R_o}{r} \right) r dr + 2\pi R_b L_K \alpha_b (t_b - t_{окр.сп}) \times \\ \times \int_0^{\theta_H} \left[1 - \left(\frac{\theta_H - \theta}{\theta_H} \right) \right] d\theta, \quad (3.20)$$

де $q_u = N_u / 2\pi R_o L_K$ – питома потужність теплового джерела (див. підрозділ 3.2).

У результаті інтегрування виразу (3.20) і після невеликих математичних перетворень умова балансу енергетичних витрат зводиться до виду

$$N_u \theta_H = \frac{N_u c_b \rho_b}{2} \left[(R_b^2 - R_o^2) \left(\frac{1}{\alpha_b R_b} + \frac{1}{2\lambda_b} \right) - \frac{R_o^2}{\lambda_b} \ln \frac{R_b}{R_o} \right] + \\ + \frac{4}{3} \pi R_b L_b \alpha_b (t_b - t_{окр.сп}) \cdot \theta_H. \quad (3.21)$$

Таким чином, час розігріву робочого валка до заданої температури утворюючої його зовнішньої поверхні t_b можна визначити, як

$$\theta_H = \frac{3N_u c_b \rho_b \left[(R_b^2 - R_o^2) \left(\frac{1}{\alpha_b R_b} + \frac{1}{2\lambda_b} \right) - \frac{R_o^2}{\lambda_b} \ln \frac{R_b}{R_o} \right]}{6N_u - 8\pi R_b L_b \alpha_b (t_b - t_{окр.сп})}. \quad (3.22)$$

Як приклад результатів спільної чисельної реалізації залежностей (3.17) і (3.22) у таблиці 3.4 представлена кількісна, а на рисунку 3.7 – графічна інтерпретації розрахункових розподілів необхідного часу нагріву θ_H у залежності від коефіцієнта тепловіддачі α_b , температури нагріву t_b , а отже й потужності джерела нагрівання N_u .

Результати свідчать про те, що в міру збільшення коефіцієнта тепловіддачі α_b і одночасного прямо пропорційного збільшення потужності теплового джерела час розігріву робочих валків до необхідної температури знижується (≈ 5 хв на 1 кВт) (див. табл. 3.4 і рис. 3.7). При цьому вплив власне температури нагріву, що компенсується відповідною зміною необхідної потужності (див. підрозділ 3.2), є вкрай незначним ($\approx 0,1$ хв на 100°C) (див. табл. 3.4).

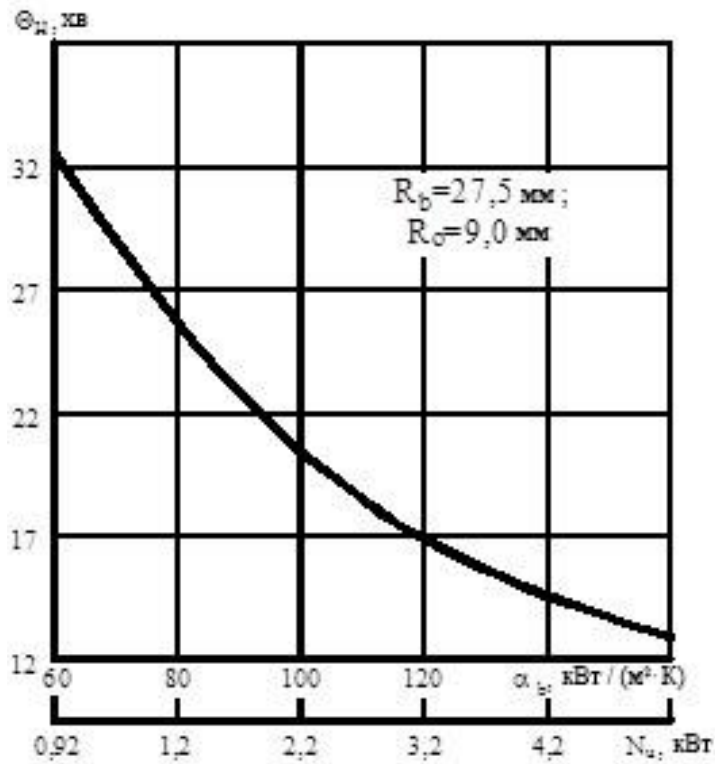
Таблиця 3.4

Розрахункові значення необхідної потужності теплового джерела N_u (див. підрозд. 3.2) і часу нагріву одного робочого валка θ_H у залежності від радіусів R_b , R_o температури t_b і коефіцієнта тепловіддачі α_b ($c_b = 460$ Дж/(кг К); $\rho_b = 7\,820$ кг/см³; $\lambda_b = 17,4$ Вт/(м·К); $t_{окр.ср.} = 30^\circ\text{C}$)

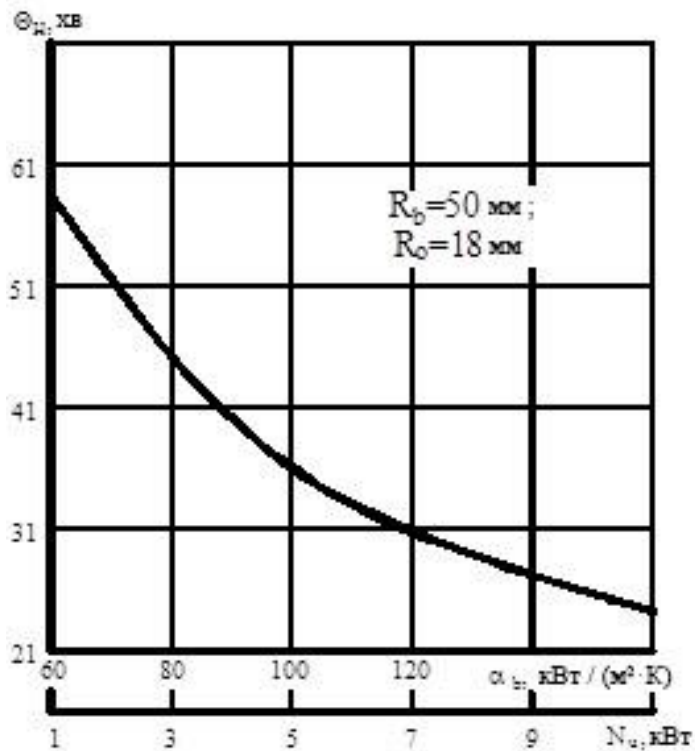
№	α_b , Вт м ² ·К	Температура нагріву зовнішньої поверхні робочого валка													
		300°C		350°C		400°C		450°C		500°C		550°C		600°C	
		N_u , кВт	θ_H , хв	N_u , кВт	θ_H , хв	N_u , кВт	θ_H , хв	N_u , кВт	θ_H , хв	N_u , кВт	θ_H , хв	N_u , кВт	θ_H , хв	N_u , кВт	θ_H , хв
Радіус робочого валка $R_b = 27,5$ мм; $R_o = 9$ мм															
1	60	0,92	32,5	1,09	32,4	1,27	32,1	1,44	32,1	1,61	32,2	1,78	32,2	1,95	32,2
2	80	1,23	24,5	1,46	24,4	1,69	24,4	1,92	24,4	2,14	24,5	2,37	24,5	2,60	24,4
3	100	0,54	19,7	1,82	19,8	2,11	19,8	2,39	19,8	2,68	19,8	2,97	19,8	3,25	18,6
4	120	0,85	16,6	2,19	16,6	2,53	16,7	2,37	16,7	3,22	16,6	3,56	16,6	3,90	16,7
5	140	2,16	14,4	2,55	14,5	2,95	14,5	3,35	14,4	3,75	14,4	4,15	14,4	4,55	14,4
6	160	2,46	12,8	2,92	12,8	3,38	12,7	3,83	12,8	4,29	12,8	4,74	12,7	5,20	12,8
Радіус робочого валка $R_b = 50$ мм; $R_o = 18$ мм															
7	60	1,68	58,5	1,99	58,5	2,30	58,6	2,61	58,6	2,92	58,6	3,23	58,6	3,55	58,4
8	80	2,24	44,7	2,65	44,8	3,07	44,7	3,48	44,8	3,90	44,7	4,31	44,8	4,73	44,7
9	100	2,80	36,4	3,32	36,4	3,84	36,4	4,35	36,5	4,87	36,5	5,39	36,4	5,91	36,4
10	120	3,36	30,9	3,98	30,9	4,60	30,9	5,23	30,9	5,85	30,9	6,47	30,9	7,09	30,9
11	140	3,92	26,9	4,64	27,0	5,37	26,9	6,10	26,9	6,82	26,9	7,55	26,9	8,27	26,9
12	160	2,48	23,9	5,31	23,9	6,14	23,9	6,97	23,9	7,80	23,9	8,63	23,9	9,45	24,0

Кількісно, з урахуванням рекомендованих раніше (див. підрозділ 3.2) значень потужності теплового джерела, час виходу на стаціонарний температурний режим становитиме $\theta_H \approx 12$ хв у разі використання робочих валків радіусом $R_b = 27,5$ мм і $\theta_H \approx 30$ хв – у разі використання робочих валків радіусом $R_b = 50$ мм.

Зниження часу розігріву θ_H , як показав структурний аналіз залежності (3.22), є можливим за рахунок попереднього розігріву робочих валків, тобто підвищення його вихідної температури за рахунок використання систем екранізації, тобто зниження коефіцієнта тепловіддачі α_b , і, нарешті, за рахунок використання на стадії розігріву потужності теплового джерела, що декілька перевищує потужність N_u , отриману в результаті розв'язання рівняння (3.17) для умов реалізації встановленого квазістаціонарного режиму.



a)



б)

Рис. 3.7. Розрахункові розподіли необхідного часу розігріву робочих валків радіусом $R_b = 27,5$ мм (а) і $R_b = 50$ мм (б) у залежності від коефіцієнта тепловіддачі і потужності теплового джерела ($c_b = 460$ Дж/(кг·К); $\rho_b = 7\,820$ кг/м³; $\lambda_b = 17,4$ Вт/(м·К); $t_{окр.ср.} = 30^\circ\text{C}$)

3.4 Математичне моделювання термо-напруженого стану робочих валків станів теплої прокатки

У загальному випадку умови реалізації різних процесів теплої прокатки характеризуються досить високими рівнями деформуючих сил, а також наявністю підвищених температур у зоні пластичної формозміни металу. При цьому безпосередньо робочі валки прокатного стану, що виконують роль деформуючого інструмента, працюють в умовах складного напруженого стану, викликаного спільною дією обертових моментів, залишкових напружень, а також контактних, згинальних і теплових навантажень [45,107].

У результаті аналізу складових силового фактору, виконаного авторами цілого ряду робіт [25, 26, 45, 76– 78], було встановлено, що при реалізації процесу прокатки найбільш істотно на стійкість робочих валків впливають контактні напруження, що досягають у ряді випадків значення межі міцності матеріалу валка. При цьому слід урахувувати, що максимальні значення контактних напружень виникають не в зоні взаємодії з металом прокату, а біля поверхні контакту робочого й опорного валків, оскільки при практично еквівалентних силах площа контакту між робочим і опорним валками значно менша, ніж площа контакту робочого валка з металом безпосередньо в зоні його пластичної формозміни.

З метою кількісного визначення контактних напружень зазвичай використовують теорію Герца–Беляєва про стиснення двох гладких циліндрів нескінченної довжини, причому максимальну величину нормальних напружень за шириною контакту p_0 визначають у цьому випадку, як [45]

$$p_0 = 2q/(\pi b_k), \quad (3.23)$$

де $q = P_{np}/L_K$ – сила, яка припадає на одиницю довжини контакту L_K робочого й опорного валків;

P_{np} – величина повної сили, що діє на робочий валок;

b_k – ширина контакту зазначених циліндрів (рис. 3.8).

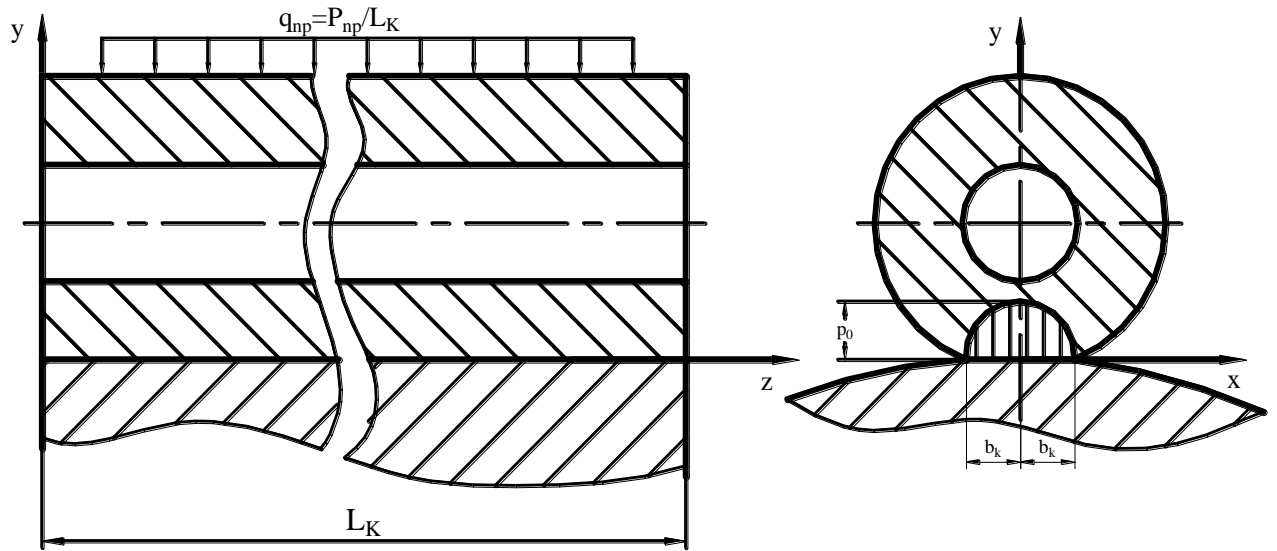


Рис. 3.8. Схема до розрахунку напруженого стану робочого валка стана теплої прокатки

Розглядаючи нормальні й дотичні напруження, що діють на елементарний паралелепіпед, площини якого паралельні площинам z , y , z (див. рис. 3.8), у припущенні що довжина контакту нескінченна, були отримані залежності наступного виду [45]:

$$\sigma_x = -p_0 \frac{b_k x^3}{\gamma^2 + b_k^2 x^2} \sqrt{\frac{b_k^2 + \gamma}{\gamma}}; \quad (3.24)$$

$$\sigma_y = -p_0 \frac{x}{b_k} \left[\sqrt{\frac{b_k^2 + \gamma}{\gamma}} \left(2 - \frac{b_k^2 x^2}{\gamma^2 + b_k^2 x^2} \right) - 2 \right]; \quad (3.25)$$

$$\sigma_z = -p_0 2\mu_b \frac{x}{b_k} \left(\sqrt{\frac{b_k^2 + \gamma}{\gamma}} - 1 \right); \quad (3.26)$$

$$\tau_{xy} = \tau_{yx} = -p_0 \frac{b_k y x^2}{\gamma^2 + b_k^2 x^2} \sqrt{\frac{b_k^2 + \gamma}{\gamma}}; \quad (3.27)$$

$$\tau_{xz} = \tau_{zx} = \tau_{yz} = \tau_{zy} = 0, \quad (3.28)$$

де γ – найбільший корінь рівняння $(y^2 / (b_k^2 + \gamma) + x^2 / \gamma = 1)$;

μ_b – коефіцієнт Пуассона матеріалу робочого валка.

Згідно з результатами роботи [45], відповідно до теорії максимальних дотичних напружень була встановлена координата найбільш навантаженої точки

$$x|_{\tau_{\max}} = 0,78b_k, \quad (3.29)$$

а еквівалентні $\sigma_{\text{екв}}$ і відповідні їм максимальні дотичні τ_{\max} напруження дорівнюють:

$$\sigma_{\text{екв}} = \sigma_1 - \sigma_3 = -p_0(0,78 - 0,18) = -0,6p_0; \quad (3.30)$$

$$\tau_{\max} = (\tau_{xy})_{\max} = \sigma_{\text{екв}} / 2 = -0,3p_0. \quad (3.31)$$

У цілому, результати виконаного аналізу показали, що напруженим станом найбільш навантаженої точки є тривісне стиснення, головною відносною особливістю якого є менші еквівалентні напруження й підвищення запасу втомної міцності за рахунок впливу температурного або будь-якого іншого фактору. Безпосередньо допустимі еквівалентні напруження $[\sigma_{\text{екв}}]$ можуть бути визначені на основі результатів, представлених у таблиці 3.5 або на основі поліноміальних аналітичних описів тих же результатів:

$$[P_0] = 1600 + 683,859 \left(\frac{HB - 170}{100} \right) - 257,894 \left(\frac{HB - 170}{100} \right)^2 + 35,088 \left(\frac{HB - 170}{100} \right)^3; \quad (3.32)$$

$$[\sigma_{\text{екв}}] = 950 + 448,523 \left(\frac{HB - 170}{100} \right) - 193,128 \left(\frac{HB - 170}{100} \right)^2 + 28,874 \left(\frac{HB - 170}{100} \right)^3; \quad (3.33)$$

$$[P_0] = 1600 + 5521,214 \left(\frac{HS - 30}{100} \right) - 216949,500 \left(\frac{HS - 30}{100} \right)^2 + 17373,740 \left(\frac{HS - 30}{100} \right)^3 \quad (3.34)$$

$$[\sigma_{\text{екв}}] = 950 + 3542,425 \left(\frac{HS - 30}{100} \right) -$$

$$-11676,770\left(\frac{HS - 30}{100}\right)^2 + 12525,250\left(\frac{HS - 30}{100}\right)^3 \quad (3.35)$$

$$[P_0] = 1600 + 4897,947\left(\frac{HRC - 17}{100}\right) -$$

$$-13071,150\left(\frac{HRC - 17}{100}\right)^2 + 14565,720\left(\frac{HRC - 17}{100}\right)^3 \quad (3.36)$$

$$[\sigma_{екв}] = 950 + 3313,740\left(\frac{HRC - 17}{100}\right) -$$

$$-11096,47\left(\frac{HRC - 17}{100}\right)^2 + 14842,78\left(\frac{HRC - 17}{100}\right)^3. \quad (3.37)$$

Таблиця 3.5

Допустимі значення еквівалентних напружень у залежності від твердості матеріалу валка [45]

Твердість за			Допустимі напруження	
Бринелем НВ	Шором HS	Роквеллом HRC	$[P_0]$, МПа	$[\sigma_{екв}]$, МПа
170	30	17	1 600	950
250	40	28	2 000	1 200
350	60	39	2 200	1 300
550	85	57	2 400	1 450

Крім розрахунків на контактні напруження в ряді випадків необхідним є й перевірочний розрахунок робочого валка на поперечне стиснення. Зазначене, зокрема, є доцільним при наявності полого робочого валка, для якого внутрішній отвір слугує або для додаткового охолодження, або для додаткового нагріву. У цьому випадку поперечний переріз робочого валка розглядають як товстостінне кільце, що стискається, з одного боку, величиною повної сили $P_{пр}$ з боку прокату, а з іншого – реакцією опорного валка. У той же час, у тілі валка виникають температурні напруження, викликані невідповідністю температури матеріалу валка на внутрішніх і зовнішніх поверхнях. У такому випадку робочий валок розглядається як товстостінна труба із симетричним щодо поздовжньої осі розподілом температур.

У ході математичного моделювання визначали кількісно напруження, що виникають під дією сили прокатки. Відповідно до розрахункової схеми, представленої на рисунку 3.9, розподіл напружень по радіусу валка в небезпечних перетинах АВ і CD може бути визначений із залежності наступного виду [45]:

$$\sigma_i = \frac{P_H}{F} + \frac{M_i}{S} \frac{|r_i - R_H|}{r_i}, \quad (3.38)$$

де σ_i – напруження в небезпечному перерізі на r_i радіусі;

P_H – величина нормальної сили;

$F = (R_b - R_o)L_K$ – площа перетинів АВ або CD;

M_i – величина згинального моменту, що визначається, як

$$M_i = k_i P_H R_H (1 + R_o / R_b); \quad (3.39)$$

тут k_i – коефіцієнт плеча згинального моменту;

$S = Fz_0$ – статичний момент площі F ;

z_0 – геометрична характеристика нейтральної лінії (див. рис. 3.9, а), радіус кривизни якої R_H функціонально пов'язаний із величиною середнього радіусу $R_{cp} = 0,5(R_b + R_o)$ за допомогою виразу виду:

$$R_H = R_{cp} - R_b \left(\frac{1 + R_o / R_b}{2} + \frac{1 - R_o / R_b}{\ln(R_o / R_b)} \right). \quad (3.40)$$

Тут слід вказати й на те, що з урахуванням напружень у точці В дещо видозміниться і залежність для визначення еквівалентних напружень у приконтатній області.

Таким чином, величина еквівалентних напружень з урахуванням розглянутого раніше рівняння може бути визначена, як

$$\sigma_{екв} = \sigma_1 - \sigma_3 - \sigma_B = -0,6r_0 - \sigma_B. \quad (3.41)$$

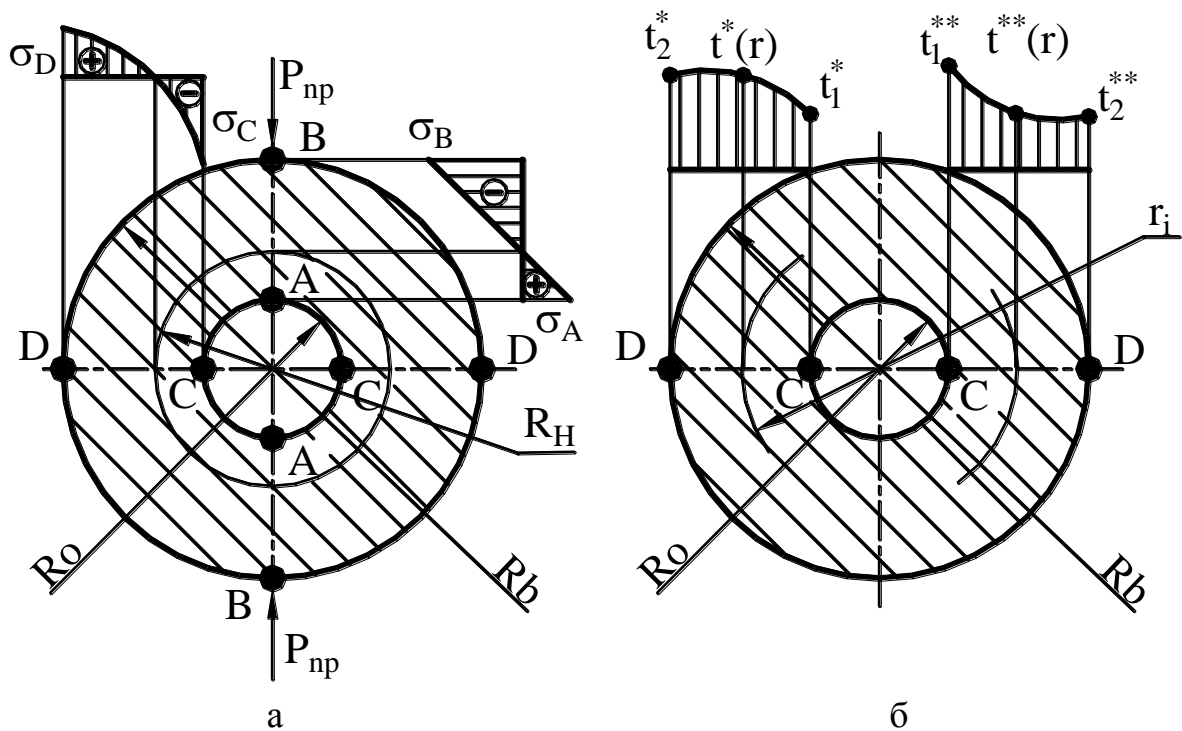


Рис. 3.9. Розрахункова схема до визначення напружень розтягування–стискування (а) і температурних напружень (б) у робочому валку стана теплої прокатки, що має внутрішній осьовий отвір, призначений або для його нагрівання (**), або для охолодження (*)

Величину радіальних σ_r , окружних σ_t і осевих σ_z нормальних напружень визначали, за аналогією з методикою роботи [45], на основі залежностей виду:

$$\sigma_{ri} = \frac{E_b \Lambda_b}{1 - \nu_b} \left[-\frac{1}{r_i^2} \int_{R_o}^{r_i} t(r_1) r_1 dr + \frac{r_i^2 - R_o^2}{r_i^2 (R_b^2 - R_o^2)} \frac{R_b}{R_o} \int_{R_o}^{r_i} t(r_1) r_1 dr \right]; \quad (3.42)$$

$$\sigma_{ti} = \frac{E_b \Lambda_b}{1 - \nu_b} \left[\frac{1}{r_i^2} \int_{R_o}^{r_i} t(r_1) r_1 dr + \frac{r_i^2 - R_o^2}{r_i^2 (R_b^2 - R_o^2)} \frac{R_b}{R_o} \int_{R_o}^{r_i} t(r_1) r_1 dr - 1 \right]; \quad (3.43)$$

$$\sigma_{zi} = \frac{E_b \Lambda_b}{1 - \nu_b} \left[\frac{2}{R_b^2 - R_o^2} \frac{R_b}{R_o} \int_{R_o}^{r_i} t(r_1) r_1 dr - t(r_i) \right]; \quad (3.44)$$

$$\sigma_{ri} + \sigma_{ti} = \sigma_{zi}, \quad (3.45)$$

де r_i , $t_i(r_i)$ – поточне значення радіуса і відповідне йому поточне значення температури, яке визначається за методикою, викладеною в підрозділі 3.1 (див. рис. 3.9, б);

Λ_b – коефіцієнт лінійного розширення матеріалу робочого валка, приймається незалежним від температури нагріву.

Чисельно, проінтегрувавши рівняння (3.42)–(3.45), з урахуванням розглянутого раніше закону розподілу температури, отримуємо кількісну оцінку розподілу температурних напружень. При цьому нормальні напруження безпосередньо на поверхні робочого валка дорівнюватимуть [107]:

$$\begin{aligned} \sigma_{ri}|_{r_i=R_b} &= 0; \\ \sigma_{ti}|_{r_i=R_b} &= \sigma_{zi}|_{r_i=R_b} = \frac{E_b \Lambda_b (t(R_b) - t(R_o))}{2(1 - \nu_b) \ln(R_o / R_b)} \times \\ &\times \left(1 + \frac{2(R_o / R_b)}{1 - (R_o / R_b)^2} \ln \left(\frac{R_o}{R_b} \right) \right). \end{aligned} \quad (3.46)$$

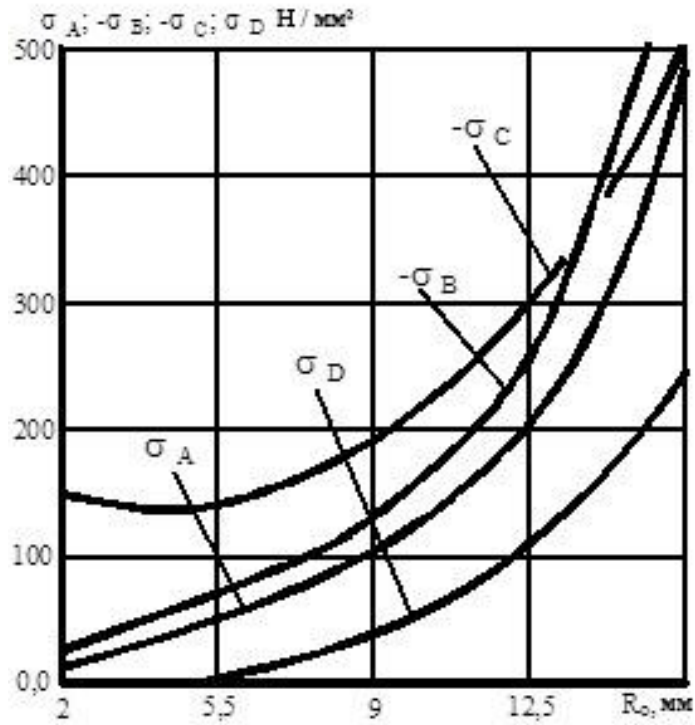
На основі суперпозиційного підходу були визначені також еквівалентні напруження в приконтактному шарі:

$$\sigma_{екв} = \sigma_1 - \left(\sigma_3 + \sigma_B + \sigma_{ti}|_{r_i=R_b} \right). \quad (3.47)$$

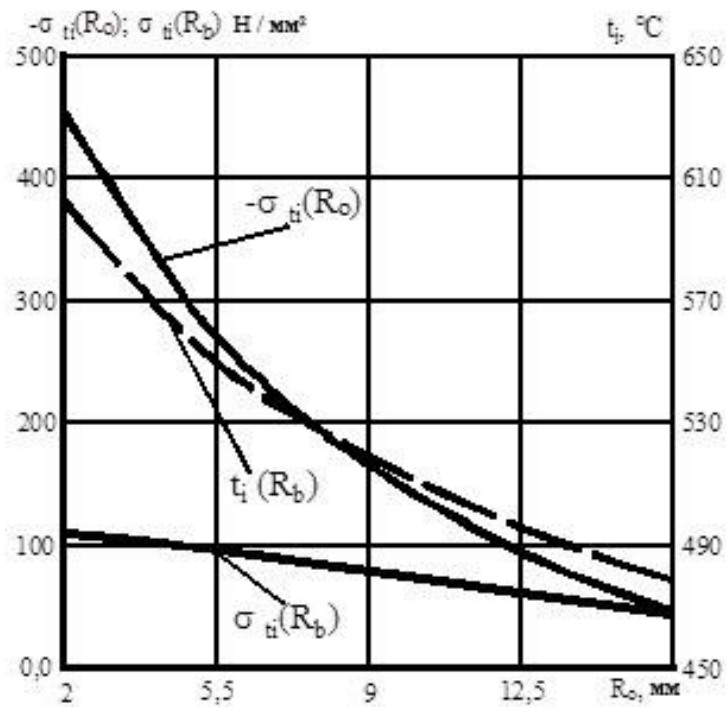
У цілому, залежності (3.7)–(3.47) у поєднанні з розглянутими раніше в підрозділах 2.2 та 3.1 температурними рішеннями склали повний алгоритм розрахунку термо-напруженого стану робочого валка стана теплої прокатки. Отримані в результаті чисельної реалізації цієї математичної моделі розрахункові розподіли основних компонент напруженого стану в залежності як від сили прокатки, так і від ступеня невідповідності температури на зовнішній поверхні і в осьовому каналі представлені на рис. 3.10, 3.11.

З аналізу отриманих результатів випливає, що максимум контактних напружень не залежить від діаметра внутрішнього отвору і становить $p_0 = 1\,650,3$ МПа при робочому валку радіусом 25 мм та $p_0 = 1540,2$ МПа при робочому валку радіусом 45 мм. Це і в першому, і в другому випадку нижче допустимих значень $[p_0]$, рекомендованих роботою [107]. У той же час, збільшення діаметра внутрішнього осьового каналу призводить до істотного збільшення напружень стиску-розтягу в найбільш характерних точках σ_A , σ_B , σ_C , σ_D (див. рис. 3.9, а).

При цьому напруження А і D є напруженнями розтягання, а напруження в точках В і С – напруженнями стискання.



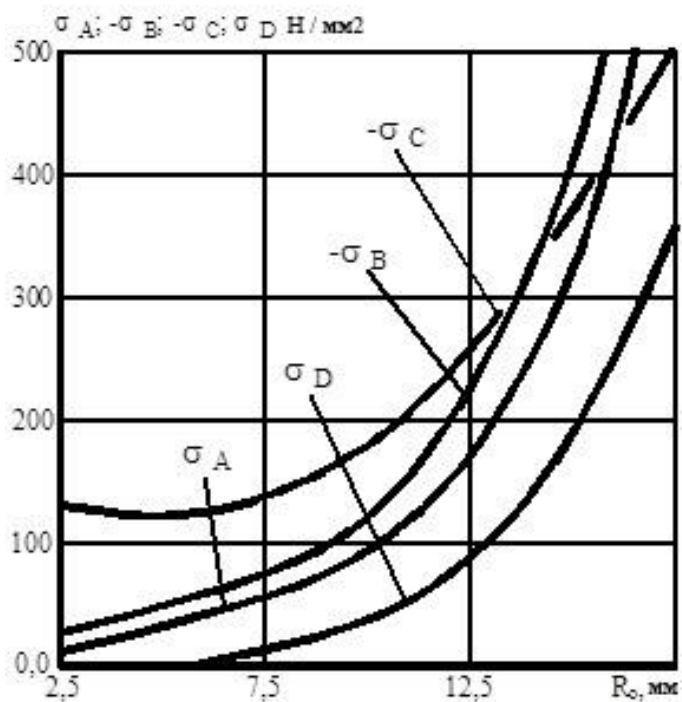
а



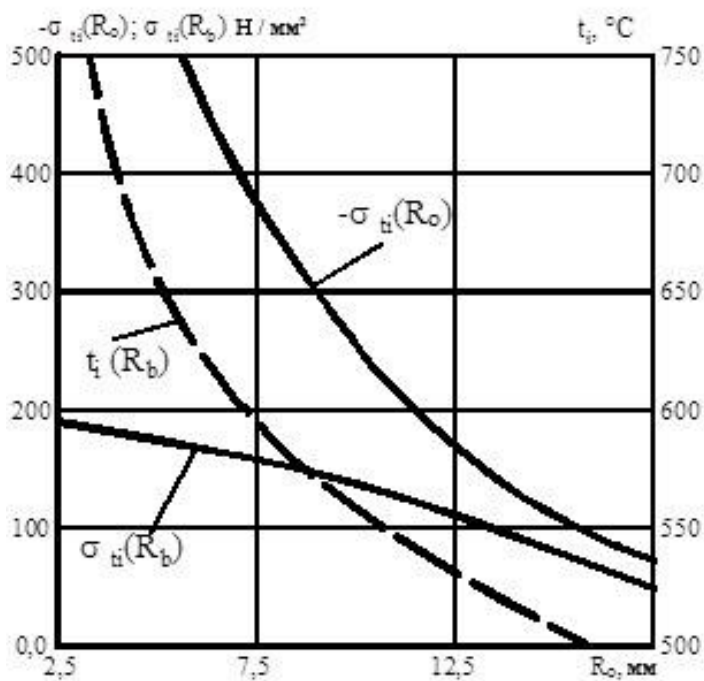
б

Рис. 3.10. Розрахункові розподіли напруг розтягування-стискування (а), а також температурних напруг і температури на поверхні осьового каналу (б) у залежності від радіусу осьового каналу в робочому валку радіусом 25 мм ($P_{np} = 400$ кН; $L_K = 300$ мм; $D_{on} = 140$ мм; $t_b = 450^\circ\text{C}$;

$$\Lambda_b = 12 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}; \nu_b = 0,3; t_{окр.ср.} = 30^\circ\text{C}$$



а



б

Рис. 3.11. Розрахункові розподіли напруг розтягування-стискання (а), а також температурних напруг і температури на поверхні осьового каналу (б) у залежності від радіусу осьового каналу в робочому валку радіусом 45 мм ($P_{np} = 600$ кН; $L_K = 300$ мм; $D_{on} = 255$ мм; $t_b = 450^\circ\text{C}$; $\Lambda_b = 12 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$; $\nu_b = 0,3$; $t_{окр.ср.} = 30^\circ\text{C}$)

Одночасно зі зміною напружень $\sigma_A - \sigma_D$, збільшення діаметра внутрішнього отвору призводить до відносного зменшення температурних напружень на поверхні осьового каналу $t_i(R_o)$, а разом із цим – і до зменшення температурних напружень, як на зовнішній, так і на внутрішній поверхнях робочого валка (див. рис. 3.1, 3.11). Власне окружні $\sigma_{ti}|_{r_1=R_b}$ і осьові $\sigma_{zi}|_{r_1=R_b}$ температурні напруження на зовнішній поверхні при цій різниці температур є напруженнями розтягу, а аналогічні напруження на внутрішній поверхні $\sigma_{ti}|_{r_1=R_o}$ і $\sigma_{zi}|_{r_1=R_o}$ – напруженнями стиску.

Унаслідок зазначеної вище динаміки зміни напружень стиску-розтягу, а також температурних напружень еквівалентні напруження стиску в зоні контакту $\sigma_{екв}$ зі збільшенням радіуса R_o дещо зменшуються, а сумарні окружні напруження розтягу й стиску відповідно в точках D і C (тобто $\sigma_{D\Sigma} = \sigma_D + \sigma_{ti}|_{r_1=R_b}$ і $\sigma_{C\Sigma} = \sigma_C + \sigma_{ti}|_{r_1=R_o}$) зростають за абсолютною величиною. У точці A напруження від згину й температурного перепаду мають протилежний знак і зі збільшенням радіуса внутрішнього отвору переходять від напружень стиску (при домінуючому впливі перепаду температур) до напружень розтягу (при домінуючому впливі напружень згинання).

У цілому, виходячи з результатів зіставлення розрахункових (див. рис. 3.10, 3.11) і допустимих напружень, які підтверджуються досвідом промислової експлуатації робочих валків прокатних станів [38,107], максимально можливий за умови міцності діаметр внутрішнього осьового каналу в робочому валку радіусом 45 мм становить 25...27,5 мм. При цьому критичними в обох зазначених випадках є напруження в точках A, C і D. Саме ці кількісні оцінки мають бути використано для стана теплої прокатки 300. Вельми важливим унаслідок високих рівнів напружень є також забезпечення достатньо високої точності технологічних вимірювань для надійного контролю як температурних режимів, так і енергосилових параметрів процесу прокатки.

РОЗДІЛ 4

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ЕНЕРГОСИЛОВИХ ПАРАМЕТРІВ І ТЕМПЕРАТУРНИХ РЕЖИМІВ ПРОЦЕСІВ ТЕПЛОЇ ПРОКАТКИ

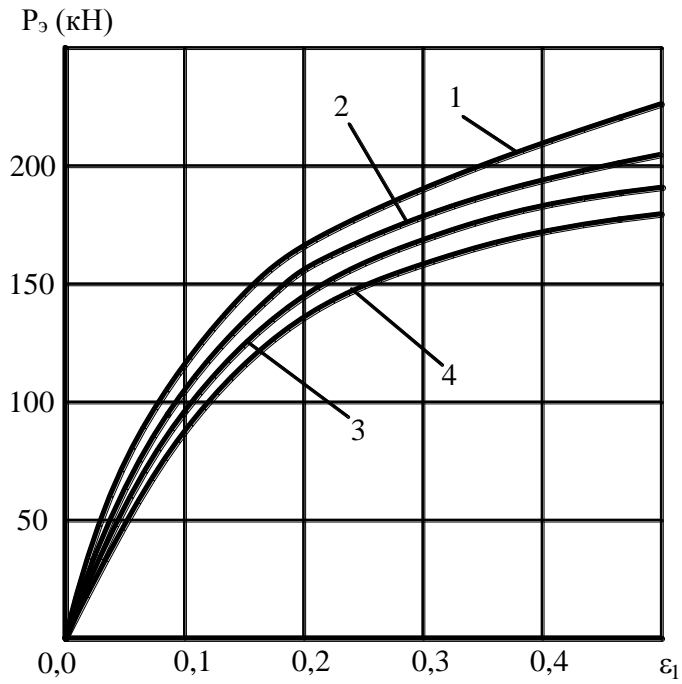
З метою уточнення вихідних передумов і оцінки ступеня достовірності отриманих теоретичних рішень було проведено експериментальне дослідження різних умов реалізації процесу теплої прокатки.

4.1 Експериментальні дослідження інтегральних характеристик енергосилових параметрів і результуючих температур при реалізації процесу теплої прокатки відносно тонких стрічок

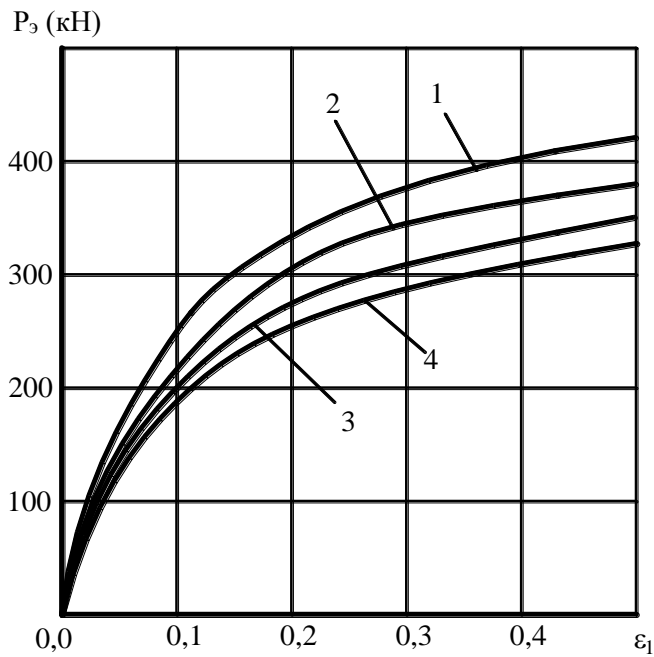
Експериментальні дослідження енергосилових параметрів, а також вихідних та результуючих температурних характеристик були проведені на базі промислово-лабораторного реверсивного стана 105/260 × 250 ДДМА в чотиривалковому варіанті (див. рис. 1.6, 1.7). Робочі валки в цьому випадку були виконані зі сталі 9Х, мали діаметр поверхні 55 мм, а привід їхнього обертання здійснювали через опорні валки з діаметром бочки 260 мм (див. рис. 1.10). Використання цього конструктивного виконання дозволило максимально підвищити ступінь транспортабельності робочих валків і, як наслідок, попередньо нагрітих до температур ≈ 400 °С. Зазначений нагрів здійснювали в сушильній шафі, розташованій безпосередньо в районі стана, при цьому часові витрати на подальшу перевалку не перевищили однієї хвилини.

Попередній нагрів короткомірних фрагментів стрічок до необхідних температур у діапазоні 20...400 °С також здійснювали в сушильній шафі, забезпечуючи різні поєднання температур вихідної заготовки t_{n0} і робочих валків t_{b0} . Підлягала цілеспрямованій зміні й величина відносного обтиску ε_1 . Деформуванню піддавали відпалені холоднокатані стрічки з латуні Л68 і сталі 08кп. Безпосередньо процес теплої прокатки здійснювали зі швидкістю $V_1 \approx 0,1$ м/с і без використання технологічних мастил.

Як приклад результатів проведених експериментальних досліджень на рисунку 4.1 представлені емпіричні розподіли сили прокатки P_e , а на рисунку 4.2 – аналогічні розподіли результуючих температур t_{n1} у залежності від величини відносного обтиску прокочуються стрічок ε_1 при використанні різних технологічних схем підведення теплової енергії.

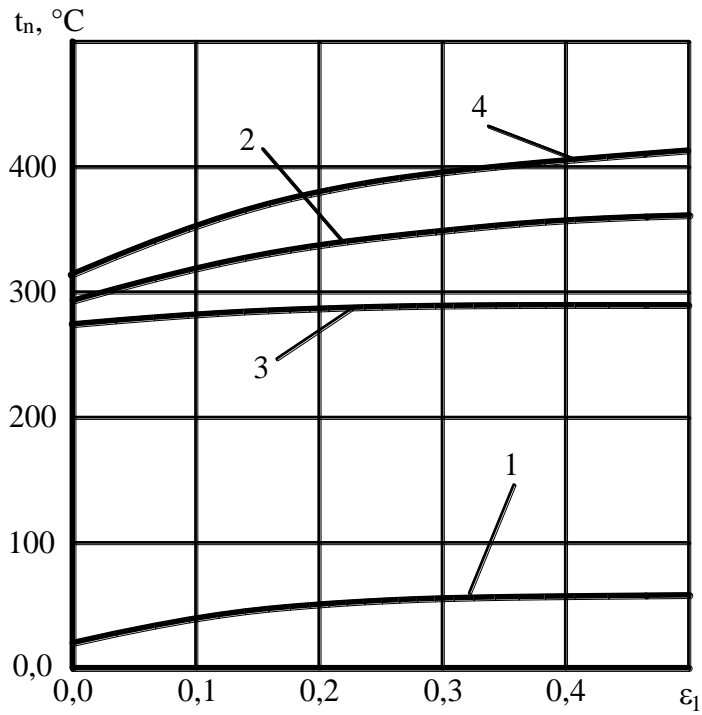


а

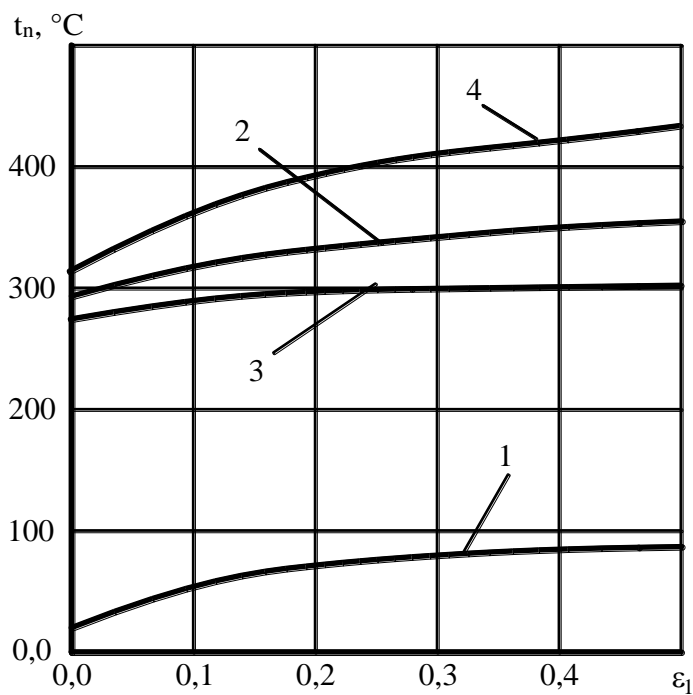


б

Рис. 4.1. Емпіричні розподіли сили P_e процесу теплої прокатки відносно тонких стрічок ($h_0 \times b_0 = 1,0 \times 60$ мм) із латуні Л68 (а) і сталі 08кп (б) у залежності від величини відносного обтиснення ε_1 при використанні різних технологічних схем підведення теплової енергії (1 – $t_{b0} = 20^\circ\text{C}$, $t_{n0} = 20^\circ\text{C}$; 2 – $t_{b0} = 300^\circ\text{C}$, $t_{n0} = 20^\circ\text{C}$; 3 – $t_{b0} = 20^\circ\text{C}$, $t_{n0} = 300^\circ\text{C}$; 4 – $t_{b0} = 300^\circ\text{C}$, $t_{n0} = 300^\circ\text{C}$)



а



б

Рис. 4.2. Емпіричні розподіли температури поверхні смуги при реалізації процесу теплої прокатки відносно тонких стрічок ($h_0 \times b_0 = 1,0 \times 60$ мм) із латуні Л68 (а) і сталі 08кп (б) у залежності від величини відносного обтиснення ϵ_1 при використанні різних технологічних схем підведення теплової енергії (1 – $t_{b0} = 20^\circ\text{C}$, $t_{n0} = 20^\circ\text{C}$; 2 – $t_{b0} = 300^\circ\text{C}$, $t_{n0} = 20^\circ\text{C}$; 3 – $t_{b0} = 20^\circ\text{C}$, $t_{n0} = 300^\circ\text{C}$; 4 – $t_{b0} = 300^\circ\text{C}$, $t_{n0} = 300^\circ\text{C}$)

З аналізу отриманих експериментально розподілів є очевидним, що створення умов теплового деформування призводить до зниження сили прокатки P_e , при цьому максимальна інтенсивність зазначеного зниження має місце при попередньому нагріванні і смуги ($t_{n0} = 300^\circ\text{C}$) і робочих валків ($t_{b0} = 300^\circ\text{C}$) (див. рис. 4.1). У разі попереднього нагрівання тільки вихідної заготовки ($t_{n0} = 300^\circ\text{C}$; $t_{b0} = 20^\circ\text{C}$) інтенсивність зниження сили прокатки P_e трохи нижче, а ще меншою є інтенсивність зниження цього параметра в разі попереднього нагрівання тільки робочих валків ($t_{n0} = 20^\circ\text{C}$; $t_{b0} = 300^\circ\text{C}$). При цьому зі збільшенням показника відносного обтиску $\varepsilon_1 = 0,2$ відносне зниження сили прокатки P_e склало для латуні Л68 $\approx 7\%$ (у разі $t_{n0} = 20^\circ\text{C}$; $t_{b0} = 300^\circ\text{C}$), $\approx 16\%$ (у разі $t_{n0} = 300^\circ\text{C}$; $t_{b0} = 20^\circ\text{C}$) і $\approx 22\%$ (у разі $t_{n0} = 300^\circ\text{C}$; $t_{b0} = 300^\circ\text{C}$), а при $\varepsilon_1 = 0,5$ цей же показник був $\approx 13\%$ ($t_{n0} = 20^\circ\text{C}$; $t_{b0} = 300^\circ\text{C}$), $\approx 21\%$ ($t_{n0} = 300^\circ\text{C}$; $t_{b0} = 20^\circ\text{C}$) і $\approx 30\%$ ($t_{n0} = 300^\circ\text{C}$; $t_{b0} = 300^\circ\text{C}$) (див. рис. 4.1, а). Кількісно й якісно аналогічні співвідношення мали місце й при теплій прокатці стрічкових заготовок зі сталі 08кп (див. рис. 4.1, б).

Істотний вплив технологічні схеми підведення теплової енергії надають і на емпіричні розподіли результуючих температур t_{n1} прокатаних стрічкових фрагментів (див. рис. 4.2). При цьому максимальні значення температур, що перевищують 400°C , мали місце в разі попереднього нагріву й вихідних заготовок, і робочих валків до температур $t_{n0} = t_{b0} = 300^\circ\text{C}$. У разі попереднього нагрівання тільки вихідних заготовок ($t_{n0} = 300^\circ\text{C}$; $t_{b0} = 20^\circ\text{C}$) діапазон результуючих температур відповідав $t_{n1} = 290\dots 360^\circ\text{C}$, а в разі попереднього нагрівання тільки робочих валків цей же діапазон склав $t_{n1} = 260\dots 300^\circ\text{C}$ (див. рис. 4.2). Слід зазначити й те, що більші значення діапазонів, як і максимальна інтенсивність розігріву при реалізації традиційної схеми процесу холодної прокатки ($t_{n0} = t_{b0} = 20^\circ\text{C}$), мають місце при максимальних значеннях величини відносного обтиску ε_1 . Крім того, значення результуючих температур t_{n1} для стрічкових заготовок зі сталі 08кп (див. рис. 4.2, б) дещо перевищують аналогічні показники, отримані при тих же умовах реалізації для стрічкових заготовок із латуні Л68

(див. рис. 4.2, *a*). З фізичної точки зору, зазначене обумовлене підвищенням енергії пластичної формозміни й сил зовнішнього тертя, що має місце при збільшенні ε_1 , а також відмінністю опору деформації і термофізичних констант, використаних у рамках розглянутих експериментальних досліджень матеріалів стрічкових заготовок.

Щодо порівняльного аналізу емпіричних (див. рис. 4.1) і розрахункових розподілів, необхідно відзначити, що, як показали результати статистичної обробки, середні вибіркові значення співвідношень розрахункових та емпіричних кількісних оцінок основних енергосилових параметрів процесу теплої прокатки знаходилися в діапазоні 0,95...1,03. При довірчій ймовірності 0,95 нижні й верхні межі ймовірного розподілу цих співвідношень дорівнювали 0,91...0,98 і 0,99...1,07 відповідно. Зазначене свідчить про достатній рівень достовірності отриманих теоретичних рішень і, як наслідок, про можливість їхнього використання стосовно цілей цього дослідження.

4.2 Експериментальні дослідження локальних характеристик напруженого й температурного стану металу в осередку деформації процесів теплої прокатки

Експериментальні дослідження локальних характеристик напруженого й температурного станів металу при реалізації процесів теплої прокатки були проведені з використанням спеціального пристрою для пластичної деформації (див. рис. 1.14–1.16). У якості вихідних у цьому випадку використовували мідні листові заготовки товщиною $h_0 = 5,0$ мм (див. рис. 1.9), що деформуються до товщини $h_1 = 3,0$ мм. З урахуванням пружного сплющування сегментів 7 і 8 (див. рис. 1.15), що моделюють робочі валки прокатного стану, основний геометричний параметр осередку деформації, що визначається як відношення його довжини l_c до середньої товщини заготовки $h_{cp} = (h_0 + h_1)/2$, дорівнював $l_c/h_{cp} \approx 12$. З точки зору реальних, тобто промислових умов реалізації, ця геометрія, слідуючи елементам теорії подібності, відповідає процесам теплої прокатки смуг

із вихідними й кінцевими значеннями товщини $h_0 \approx 0,22$ мм, $h_1 \approx 0,13$ мм у робочих валках радіусом $R_b = 50$ мм і $h_0 \approx 0,12$ мм, $h_1 \approx 0,07$ мм – у робочих валках радіусом $R_b = 27,5$ мм, що повністю відповідає сортаменту розглянутого в рамках цієї роботи спеціалізованого стана теплої прокатки 300.

Безпосередньо процес пластичної деформації мідних листових заготовок, ураховуючи прийняту комбінаторику технологічних схем подачі теплової енергії, здійснювали в чотирьох різних варіантах, а саме:

- за традиційною схемою процесу холодної прокатки, тобто без попереднього підігріву вихідних заготовок ($t_{n0} \approx 20^\circ\text{C}$) і робочих сегментів ($t_{b0} \approx 20^\circ\text{C}$);

- без попереднього підігріву вихідних заготовок ($t_{n0} \approx 20^\circ\text{C}$) і з попереднім підігрівом у сушильній шафі робочих сегментів ($t_{b0} \approx 300^\circ\text{C}$);

- з попереднім підігрівом вихідних заготовок ($t_{n0} \approx 300^\circ\text{C}$) і без попереднього підігріву робочих сегментів ($t_{b0} \approx 20^\circ\text{C}$);

- з попереднім підігрівом і вихідних заготовок ($t_{n0} \approx 300^\circ\text{C}$), і робочих сегментів ($t_{b0} \approx 300^\circ\text{C}$).

Швидкість прокатки, виходячи з технологічної характеристики використовуваного пристрою для пластичної деформації металу (див. підрозділ 2.2, рис. 1.14, 1.15), дорівнювала 3,33 мм/с, технологічне мастило не застосовували. Вимірювання поточних за довжиною осередка деформації контактних напружень p_{xe} здійснювали за допомогою штифтових месдоз (див. рис. 1.14), а вимірювання розподілів температур – за допомогою термоіндикаторів-олівців Tempilstik (див. рис. 1.9, б).

У якості прикладу результатів проведених експериментальних досліджень на рисунку 4.3 представлені емпіричні розподіли за довжиною осередка деформації нормальних контактних напружень p_{xe} , що отримані при використанні розглянутих вище різних технологічних схем підведення теплової енергії.

Аналіз отриманих результатів свідчить про те, що, як і в разі інтегральних показників, підведення додаткової теплової енергії призводить до зниження локальних характеристик напруженого стану металу при його теплій прокатці (див. рис. 4.3). При цьому максимальна інтенсивність зазначеного

зниження має місце в разі попереднього нагріву робочих сегментів і вихідних заготовок ($t_{n0} = 300\text{ }^{\circ}\text{C}$; $t_{b0} = 300\text{ }^{\circ}\text{C}$). Трохи нижча інтенсивність зменшення при нагріванні тільки вихідних заготовок ($t_{n0} = 300\text{ }^{\circ}\text{C}$; $t_{b0} = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$) і ще нижча – при нагріванні тільки робочих сегментів ($t_{n0} = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$; $t_{b0} = 300\text{ }^{\circ}\text{C}$) (див. рис. 4.3). Кількісно інтенсивності знижень рівнів нормальних контактних напружень p_{xe} практично еквівалентні аналогічним показникам для сили прокатки (див. рис. 3.1) і є близькими до своїх розрахункових значень p_{xe} , що надаються чисельною математичною моделлю напружено-деформованого й температурного станів металу. Зокрема, ступінь відмінності p_{xe} і p_{xp} у відносному вимірюванні не перевищила 15 % і мала свої максимальні значення переважно в перетинах на вході в осередок деформації, тобто при незначних рівнях самих нормальних контактних напружень.

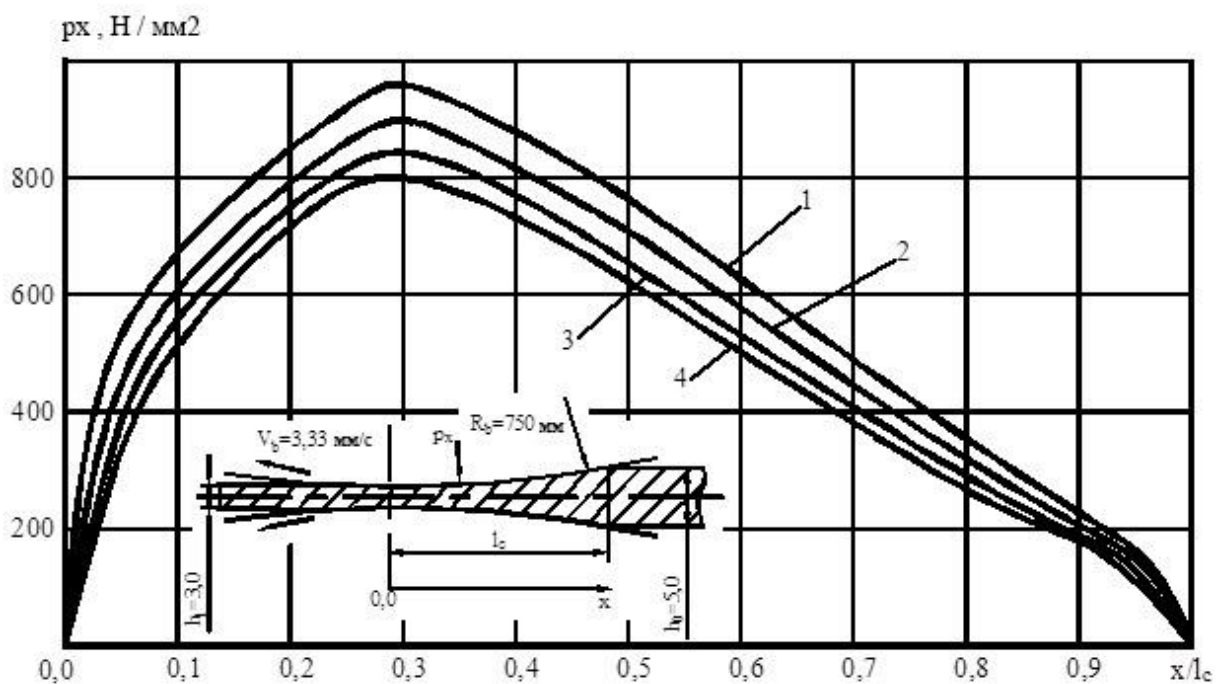


Рис. 4.3. Емпіричні розподіли нормальних контактних напруг p_x за довжиною осередку деформації процесу теплої прокатки з використанням різних технологічних схем підведення теплової енергії ($h_0 = 5,0\text{ мм}$; $h_1 = 3,0\text{ мм}$; матеріал – мідь М1; $R_b = 750\text{ мм}$;
 1 – $t_{b0} = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$, $t_{n0} = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$; 2 – $t_{b0} = 300\text{ }^{\circ}\text{C}$, $t_{n0} = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$;
 3 – $t_{b0} = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$, $t_{n0} = 300\text{ }^{\circ}\text{C}$; 4 – $t_{b0} = 300\text{ }^{\circ}\text{C}$, $t_{n0} = 300\text{ }^{\circ}\text{C}$)

Щодо результатів експериментальних досліджень розподілів температур t_{n1} по товщині прокатої заготовки, необхідно вказати на їхню суттєву неоднорідність, що відрізняється й кількісно, і якісно при використанні різних технологічних схем підведення теплової енергії (рис. 4.4).

Зокрема, при використанні попереднього нагрівання тільки вихідної заготовки ($t_{n0} = 20^\circ\text{C}$; $t_{b0} = 300^\circ\text{C}$) максимум результуючих температур мав місце по осі ($2y/h_{xi} = 0,0$), у той час як у поверхневих шарах ($2y/h_{xi} \approx \pm 1,0$), унаслідок наявності тепловідводу в робочі сегменти, цей показник був на $40 \dots 55^\circ\text{C}$ нижче.

У всіх інших випадках максимум результуючих температур t_{n1} мав місце в поверхневих шарах ($2y/h_{xi} \approx \pm 1,0$), однак ступінь неоднорідності їхніх розподілів по товщині прокатої заготовки була різною (див. рис. 4.4).

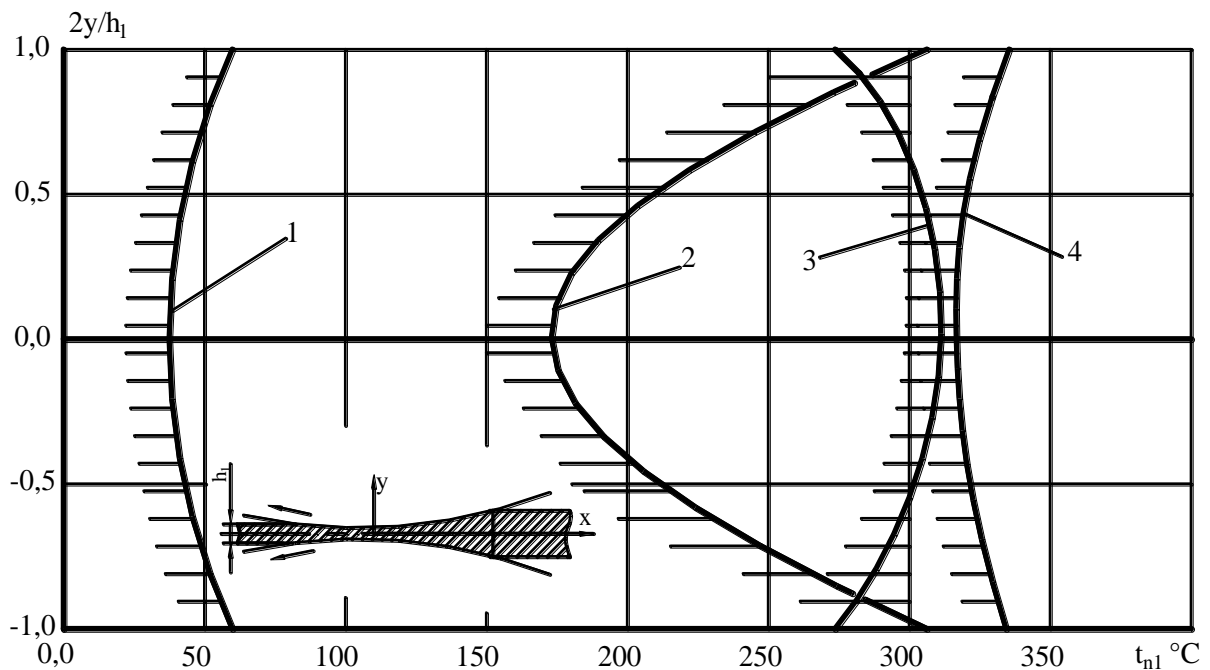


Рис. 4.4. Емпіричні розподіли результуючих температур t_{n1} за довжиною осередку деформації процесу теплої прокатки з використанням різних технологічних схем підведення теплової енергії

($h_0 = 5,0$ мм; $h_1 = 3,0$ мм; матеріал – мідь М1; $R_b = 750$ мм;

1 – $t_{b0} = 20^\circ\text{C}$, $t_{n0} = 20^\circ\text{C}$; 2 – $t_{b0} = 300^\circ\text{C}$, $t_{n0} = 20^\circ\text{C}$;

3 – $t_{b0} = 20^\circ\text{C}$, $t_{n0} = 300^\circ\text{C}$; 4 – $t_{b0} = 300^\circ\text{C}$, $t_{n0} = 300^\circ\text{C}$)

Так, при відсутності попереднього нагріву ($t_{n0} = 20^{\circ}\text{C}$; $t_{b0} = 20^{\circ}\text{C}$) або при використанні попереднього еквівалентного нагріву й робочих сегментів і вихідних заготовок ($t_{n0} = 300^{\circ}\text{C}$; $t_{b0} = 300^{\circ}\text{C}$) відмінність температур на поверхні й по осі заготовки, обумовлена наявністю додаткового джерела теплової енергії роботи сил зовнішнього тертя, не перевищила $40\text{...}50^{\circ}\text{C}$. У разі ж попереднього нагрівання тільки робочих сегментів ($t_{n0} = 300^{\circ}\text{C}$; $t_{b0} = 20^{\circ}\text{C}$) неоднорідність розподілів результуючих температур t_{n1} по товщині була виражена більш яскраво, при цьому невідповідність кількісних оцінок t_{n1} на поверхні ($2y/h_{xi} \approx \pm 1,0$) і по осі ($2y/h_{xi} = 0,0$) прокатаних заготовок досягала 100°C і більше (див. рис. 4.4). Зазначене обумовлено наявністю потужного теплового потоку з боку попередньо нагрітих сегментів, що кількісно і якісно відповідає результатам теоретичного аналізу й має бути враховано при проектуванні технологічних режимів роботи конкретного устаткування станів теплої прокатки.

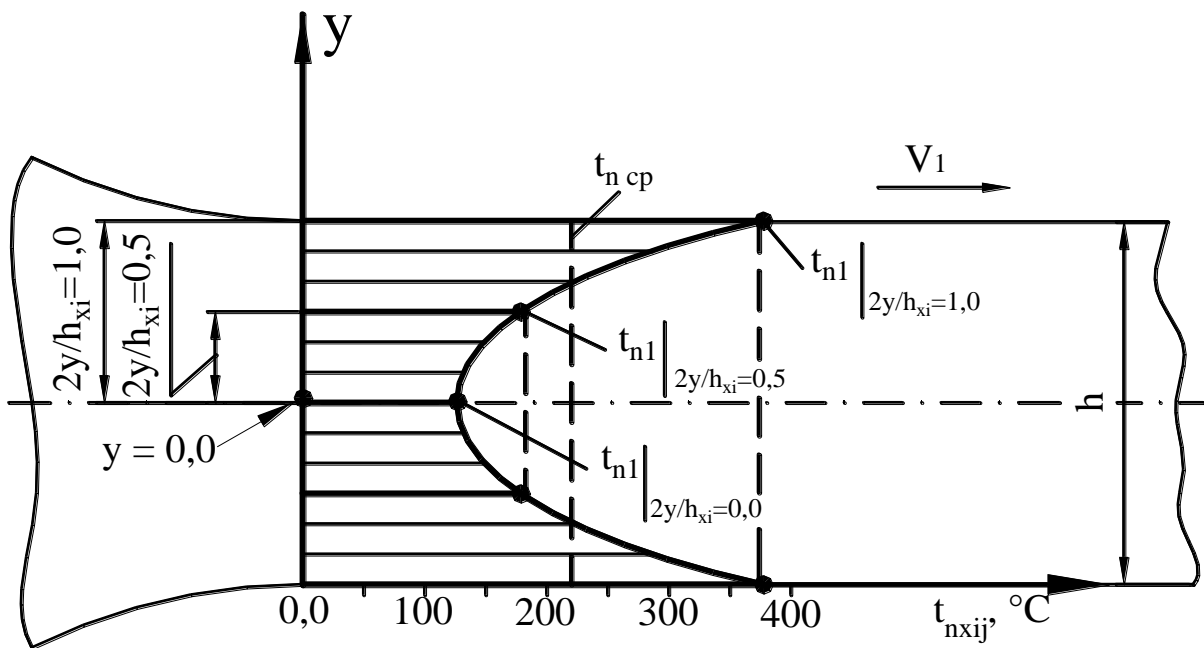
РОЗДІЛ 5
РОЗРОБКА РЕКОМЕНДАЦІЙ ЩОДО ВДОСКОНАЛЕННЯ,
А ТАКОЖ ПРОГРАМНИХ ЗАСОБІВ З АВТОМАТИЗОВАНОГО
ПРОЕКТУВАННЯ ТЕХНОЛОГІЙ І ОБЛАДНАННЯ ПРОЦЕСІВ
ТЕПЛОЇ ПРОКАТКИ

5.1 Дослідження впливу й розробка рекомендацій щодо вдосконалення технологічних режимів процесів теплої прокатки відносно тонких стрічок, листів і смуг

Узагальнений аналіз впливу технологічних режимів процесів теплої прокатки відносно тонких стрічок, листів і смуг було проведено на основі результатів чисельної реалізації отриманих математичних моделей і відповідних їм програмних засобів. При цьому у якості основного об'єкта дослідження було розглянуто процес теплої прокатки відносно тонких стрічок із берилію, що має підвищену пластичність у діапазоні температур 350...400 °С [12].

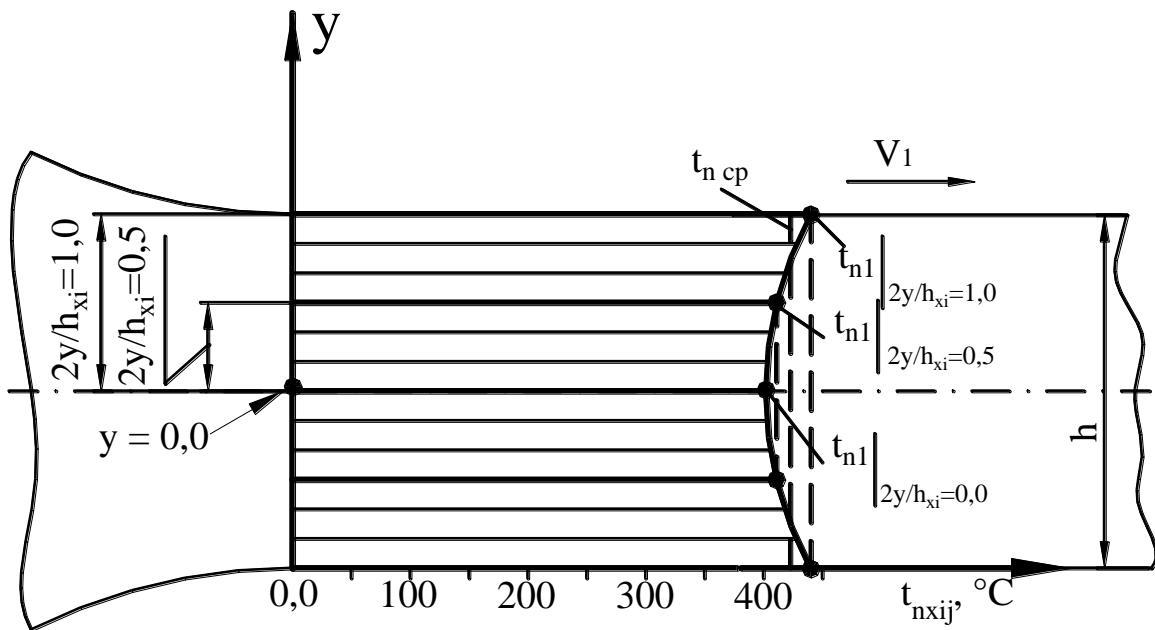
З огляду на передбачуваний сортамент ($h_1 = 0,1...1,0$ мм, $b_1 = 50...200$ мм) і специфіку теплового деформування саме берилієвих стрічок, для аналізу була прийнята технологічна схема підведення теплової енергії з використанням попередньо нагрітих робочих валків двох типорозмірів, радіуси яких із результату кількісної оцінки їхнього термо-напруженого стану (див. розділ 3) відповідали $R_b = 50$ мм і $R_b = 27,5$ мм. Розрахункові значення діаметрів внутрішніх осьових порожнин, призначених для розміщення внутрішніх (наприклад, електричних) джерел нагріву, були прийняті рівними 36 мм у першому і 18 мм – у другому випадку.

Отримані кількісні оцінки розрахункових розподілів результуючих температур t_{n1} для різних за рівнем ліній струму берилієвих стрічок у залежності від початкової температури поверхні робочих валків t_{b0} і швидкості прокатки V_1 представлені в таблиці 5.1. При цьому є очевидним, що зі збільшенням температури t_{b0} розрахункові значення температур на контактній поверхні $t_{n1}|_{2y/h_{xi}=1,0}$, по осі $t_{n1}|_{2y/h_{xi}=0,0}$ і на середній за рівнем лінії струму $t_{n1}|_{2y/h_{xi}=0,5}$, а також розрахункові значення середньомасової температури t_{ncp} берилієвих стрічок зростають, і зростають досить істотно. Крім початкової температури зовнішньої поверхні робочих валків розрахункові розподіли результуючих температур стрічок істотно залежать від швидкості прокатки V_1 , що проілюстровано рис. 5.1– 5.4 та табл. 5.1.



$$V_1 = 0,1 \text{ м/с}$$

а



$$V_1 = 0,01 \text{ м/с}$$

б

Рис. 5.1. Розрахункові розподіли результуючих температур для різних за рівнем ліній струму прокатуваних берилієвих стрічок ($R_b = 50 \text{ мм}$; $h_0 = 1,0 \text{ мм}$; $h_1 = 0,7 \text{ мм}$; $t_{b0} = 450^\circ\text{C}$; $t_{n0} = 30^\circ\text{C}$)

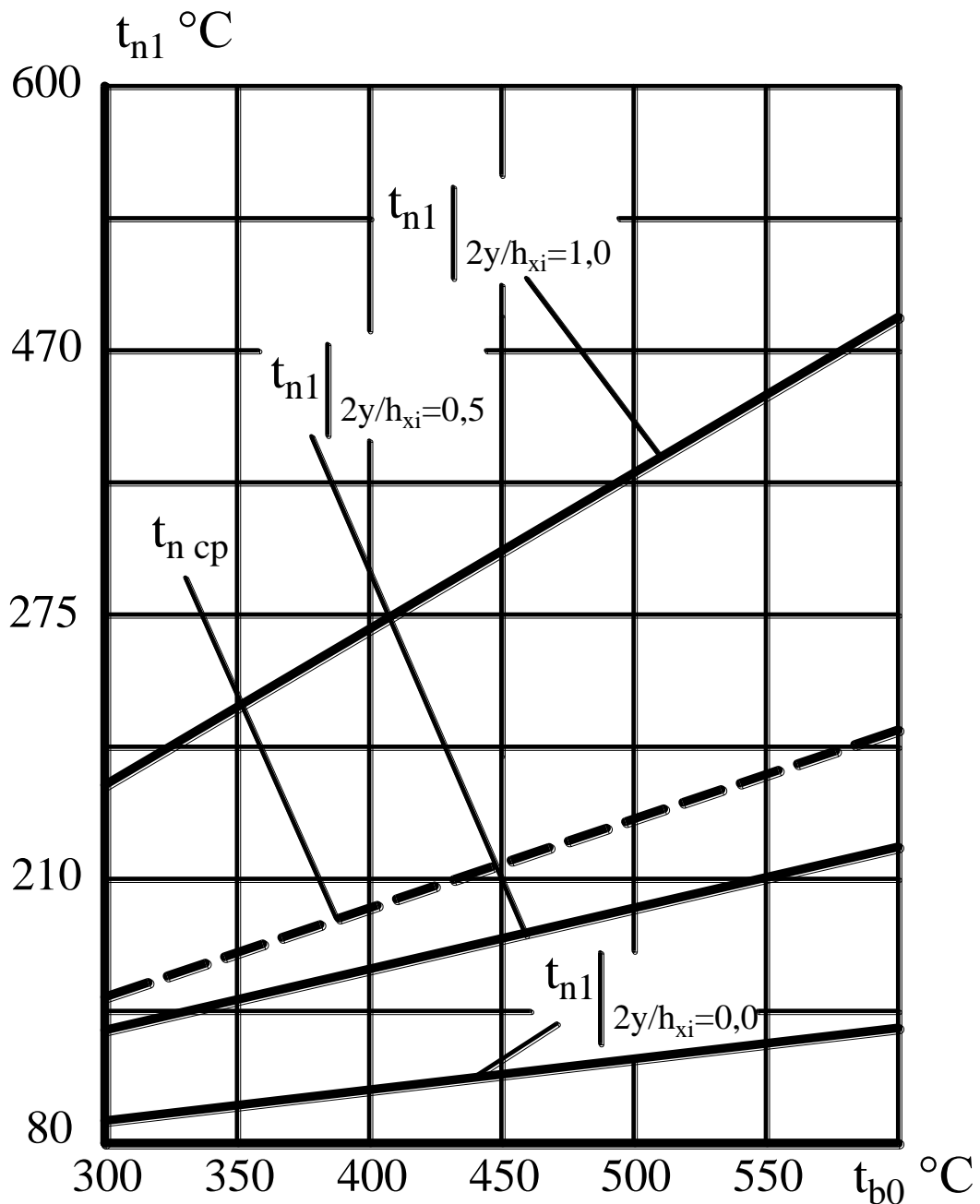


Рис. 5.2. Розрахункові розподіли різних температур на контактній поверхні $t_{n1}|_{2y/h_{xi}=1,0}$, по осі $t_{n1}|_{2y/h_{xi}=0,0}$ і на середній за рівнем лінії струму $t_{n1}|_{2y/h_{xi}=0,5}$, а також розрахункові розподіли середньомасової температури $t_{n\text{cp}}$ берилієвої стрічки в залежності від початкової температури поверхні робочого валка t_{b0} при швидкості прокатки $V_1 = 0,1$ м/с ($R_b = 50$ мм; $h_0 = 1,0$ мм; $h_1 = 0,7$ мм; $t_{n0} = 30^\circ\text{C}$)

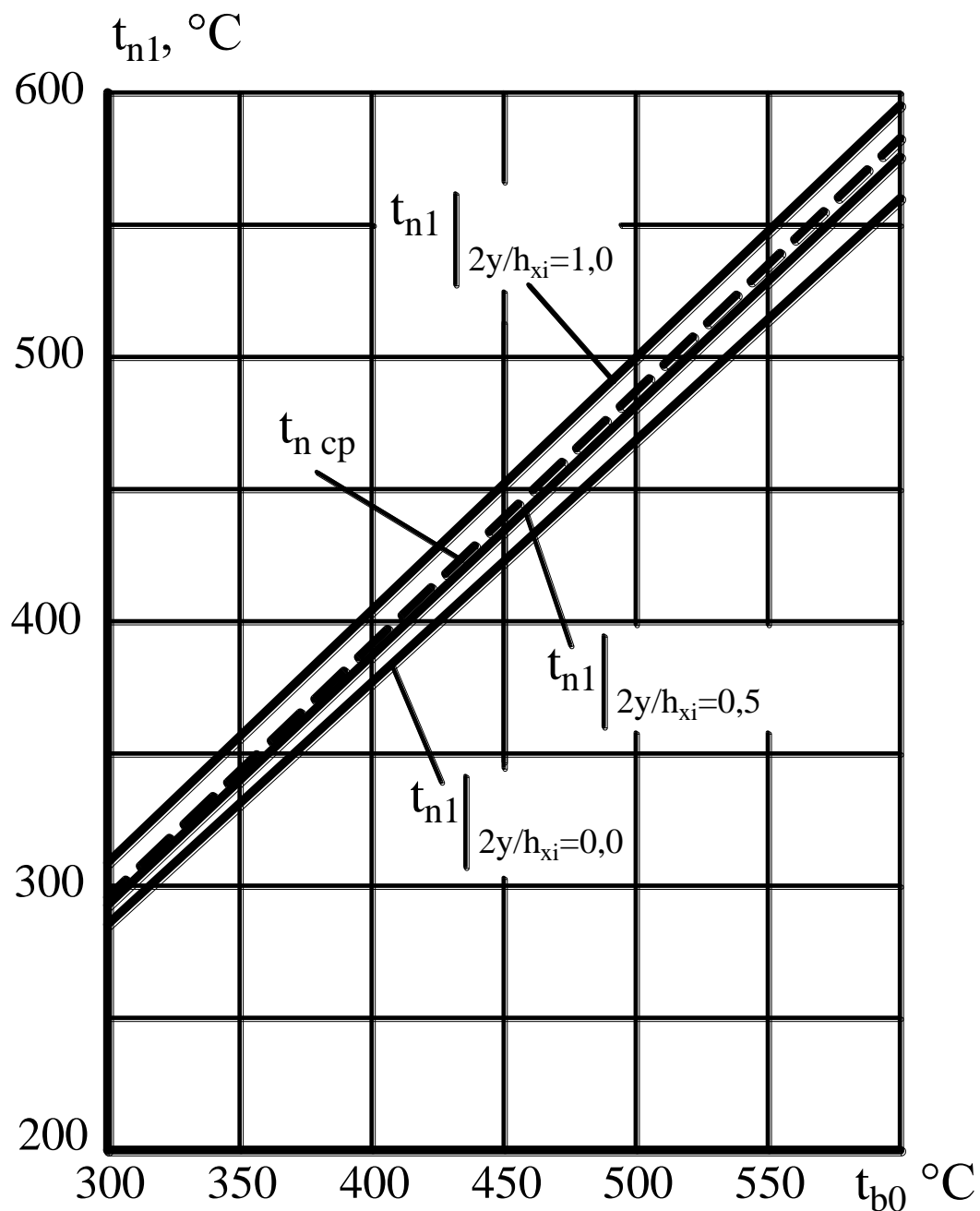


Рис. 5.3. Розрахункові розподіли різних температур на контактній поверхні $t_{n1}|_{2y/h_{xi}=1,0}$, по осі $t_{n1}|_{2y/h_{xi}=0,0}$ і на середній за рівнем лінії струму $t_{n1}|_{2y/h_{xi}=0,5}$, а також розрахункові розподіли середньомасової температури $t_{n\text{cp}}$ берилієвої стрічки в залежності від початкової температури поверхні робочого валка t_{b0} при швидкості прокатки $V_1 = 0,1$ м/с ($R_b = 50$ мм; $h_0 = 1,0$ мм; $h_1 = 0,7$ мм; $t_{n0} = 30^\circ\text{C}$)

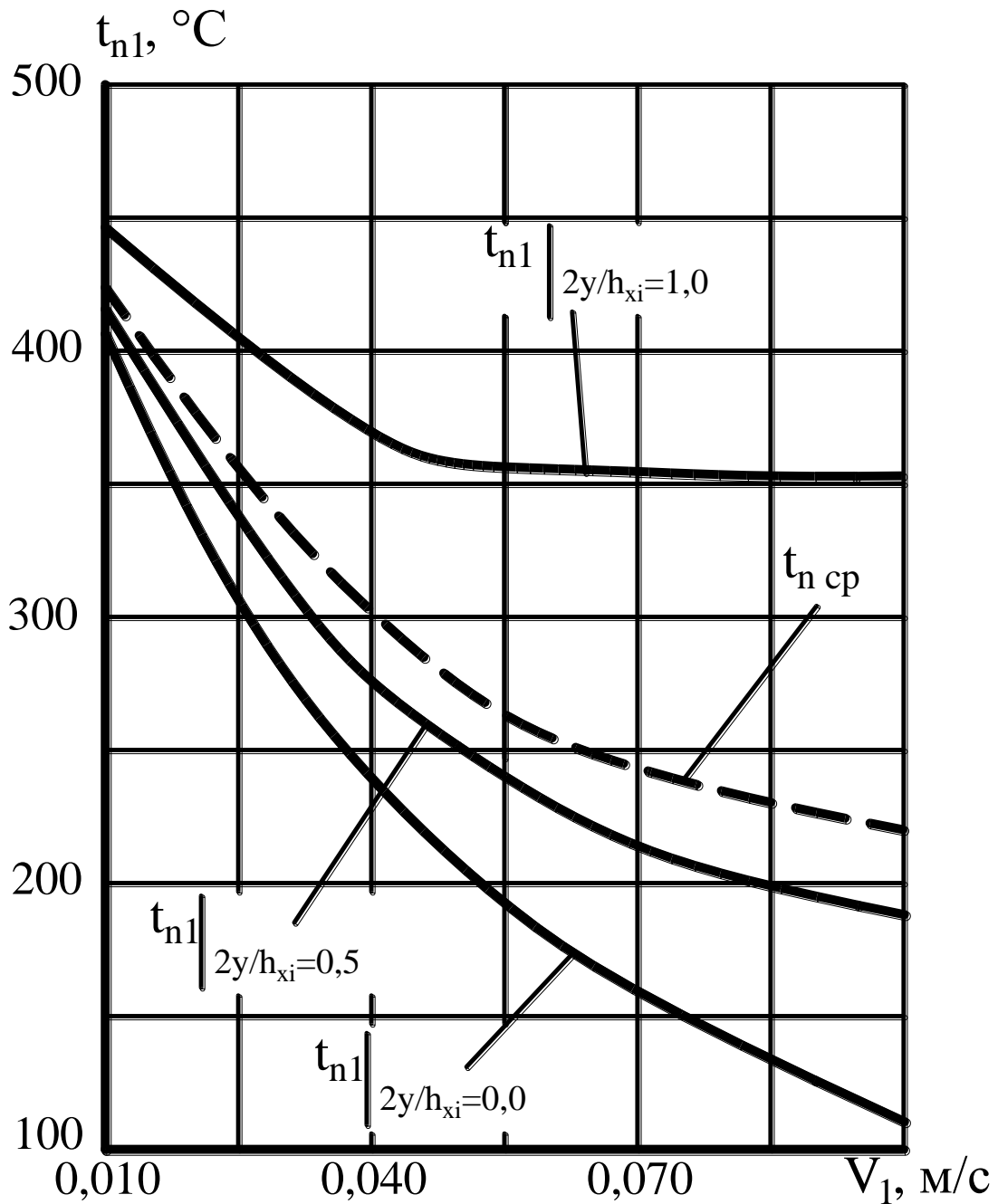


Рис. 5.4. Розрахункові розподіли різних температур на контактній поверхні $t_{n1}|_{2y/h_{xi}=1,0}$, по осі $t_{n1}|_{2y/h_{xi}=0,0}$ і на середній за рівнем лінії струму $t_{n1}|_{2y/h_{xi}=0,5}$, а також розрахункові розподіли середньомасової температури $t_{n\text{cp}}$ берилієвої стрічки в залежності від швидкості прокатки V_1 ($R_b = 50$ мм; $h_0 = 1,0$ мм; $h_1 = 0,7$ мм; $t_{n0} = 30^\circ\text{C}$; $t_{b0} = 450^\circ\text{C}$)

Таблиця 5.1

Розрахункові значення температур на контактній поверхні
 $t_{n1}|_{2y/h_{xi}=1,0}$, **по осі** $t_{n1}|_{2y/h_{xi}=0,0}$ **та на середній за рівнем лінії току**
 $t_{n1}|_{2y/h_{xi}=0,5}$, **а також розрахункові значення середньомасової**
температури $t_{n\text{ cp}}$ **берилієвих смуг у залежності від похідної**
температури поверхні робочих валків t_{b0} , **радіусом** R_b , **похідної**
товщини h_0 **та швидкості** V_1 ($\varepsilon = 30\%$; $b = 200$ мм; $t_{n0} = 30$ °С)

t_{b0} , °С	Значення температури берилієвої смуги $t_{nxij} _{x/l_{пл}=0,0}$ при наступних умовах реалізації:											
	$R = 50$ мм; $V_1 = 0,1$ м/с; $h_0 = 1,0$ мм				$R = 50$ мм; $V_1 = 0,01$ м/с; $h_0 = 1,0$ мм				$R = 27,5$ мм; $V_1 = 0,1$ м/с; $h_0 = 0,2$ мм			
	$2y/h_{xi}$			$t_{n\text{ cp}}$	$2y/h_{xi}$			$t_{n\text{ cp}}$	$2y/h_{xi}$			$t_{n\text{ cp}}$
	1,0	0,5	0,0		1,0	0,5	0,0		1,0	0,5	0,0	
300	251,1	139,3	94,0	161,5	301,8	291,4	287,6	293,6	302,3	289,7	285,0	292,3
350	289,5	154,9	100,9	181,8	350,9	337,7	332,9	340,5	350,6	334,8	328,9	338,1
400	327,8	170,5	107,8	202,0	339,9	383,9	378,2	387,4	398,8	379,9	372,9	383,9
450	366,0	186,1	114,7	222,3	449,0	430,2	423,4	434,2	447,1	424,9	416,9	429,7
500	404,3	201,7	121,6	242,6	498,1	476,5	468,7	481,1	495,3	470,1	460,9	475,4
550	442,6	217,3	128,5	262,8	547,2	522,8	513,9	527,9	543,6	515,2	504,9	521,2
600	480,8	232,9	135,4	283,1	596,3	569,0	559,2	574,8	581,8	560,3	548,8	566,9

Результати аналізу поданих розрахункових розподілів свідчать про те, що в загальному випадку умов реалізації процесів теплої прокатки берилієвих стрічок, розподіл результуючих температур t_{n1} за їхньою товщиною h не є однорідним і характеризується наявністю мінімуму по осі (тобто при $2y/h_{xi} = 0,0$) і наявністю максимуму на контактній поверхні (тобто при $2y/h_{xi} = 1,0$). Зі збільшенням швидкості прокатки V_1 ступінь зазначеної вище неоднорідності зростає, причому температура контактної поверхні $t_{n1}|_{2y/h_{xi}=1,0}$ може перевищувати температуру по осі

$t_{n1}|_{2y/h_{xi}=0,0}$ на $200\text{ }^{\circ}\text{C}$ і більше. У цілому, зі збільшенням швидкості прокатки V_1 має місце зниження результуючих температур для всіх ліній струму, однак саме для лінії струму по осі $t_{n1}|_{2y/h_{xi}=0,0}$ інтенсивність цього зниження є максимальною (див. рис. 5.4). Зазначене обумовлено впливом часового фактору процесів теплообміну й температуропровідності, що, зокрема, призводить до аналогічного ефекту при зменшенні довжини дуги контакту, тобто при зменшенні радіусів робочих валків і величини абсолютного обтиску.

Зі зменшенням швидкості процесу теплої прокатки різниця температур $t_{n1}|_{2y/h_{xi}=1,0}$ і $t_{n1}|_{2y/h_{xi}=0,0}$ інтенсивно знижується і при швидкості $V_1 = 0,01\text{ м/с}$ не перевищує $40\text{ }^{\circ}\text{C}$ (див. рис. 5.1, б, 5.3). Усе це свідчить про наявність додаткових обмежень за кінематичними параметрами умов реалізації, що впливають з умов прогріву металу осьової зони метала до необхідних температур.

Слід зазначити, що часовим фактором процесів теплообміну й теплопровідності обумовлено вплив вихідної товщини стрічок h_0 , зі збільшенням якої загальний рівень температур t_{n1} зменшується, а ступінь неоднорідності їхніх розподілів за товщиною істотно зростає (рис. 5.5).

Зокрема, якщо при початковій товщини $h_0 = 0,6\text{ мм}$ різниця результуючих температур на контактній поверхні $t_{n1}|_{2y/h_{xi}=1,0}$ і по осі $t_{n1}|_{2y/h_{xi}=0,0}$ дорівнювала $\approx 80\text{ }^{\circ}\text{C}$, то при $h_0 = 1,2\text{ мм}$ та інших рівних умовах ця ж різниця відповідала вже $\approx 190\text{ }^{\circ}\text{C}$, тобто практично в 2,4 рази більше. Зазначене свідчить про необхідність урахування цього фактору при виборі обмежень за кінематичними умовами реалізації процесів теплої прокатки.

Якісно абсолютно аналогічні розподіли результуючих температур t_{n1} у залежності від початкових температур t_{b0} (рис. 5.6) і швидкості прокатки V_1 (рис. 5.7) мають місце і в разі використання іншого типорозміру робочих валків, що мають радіус зовнішньої поверхні $R_b = 27,5\text{ мм}$. Однак, унаслідок менших значень вихідних товщин h_0 берилієвих стрічок, кількісно розподіли видозмінюються досить істотно.

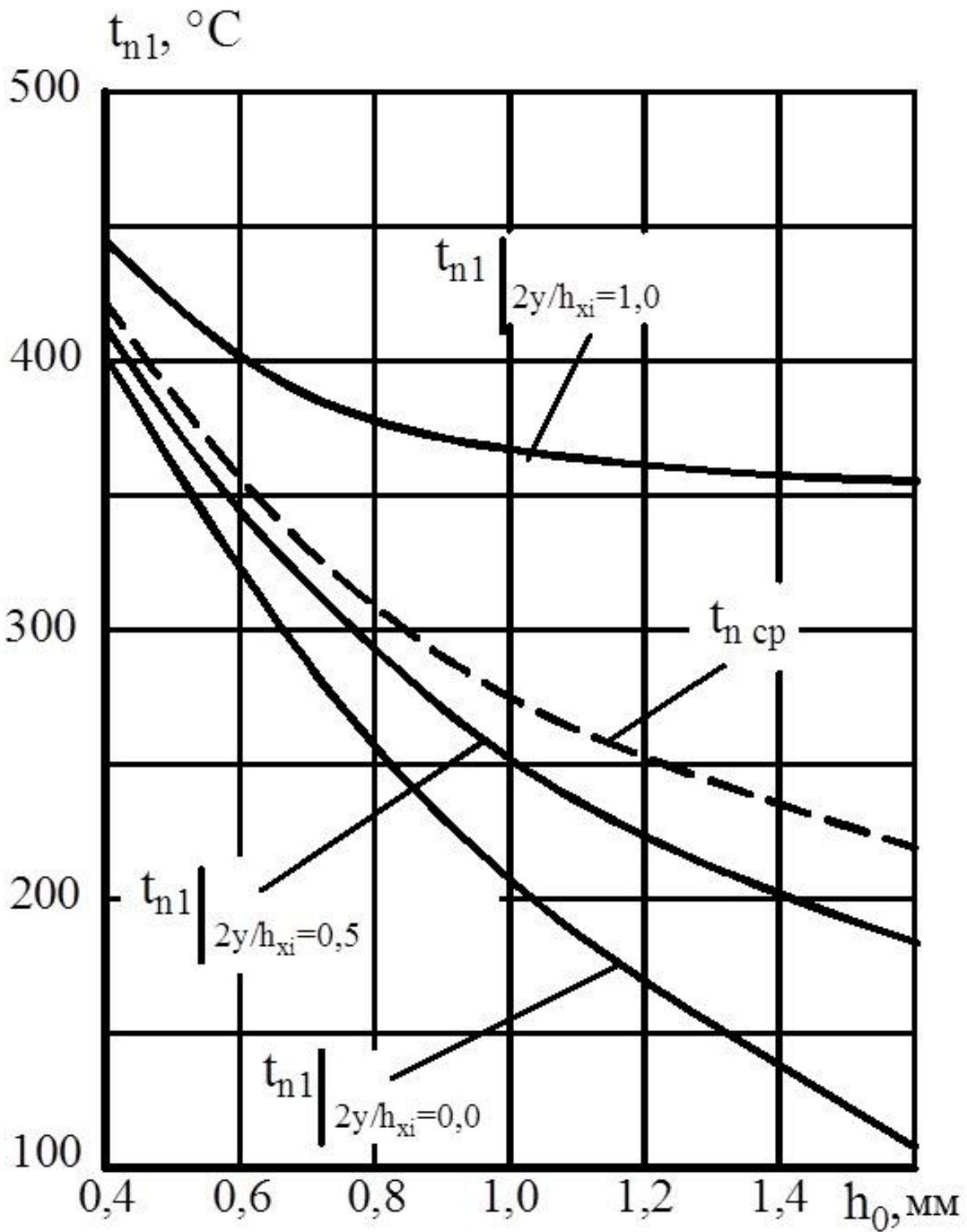


Рис. 5.5. Розрахункові розподіли різних температур на контактній поверхні $t_{n1}|_{2y/h_{xi}=1,0}$, по осі $t_{n1}|_{2y/h_{xi}=0,0}$ і на середній за рівнем лінії струму $t_{n1}|_{2y/h_{xi}=0,5}$, а також розрахункові розподіли середньомасової температури $t_{n\text{cp}}$ берилієвої стрічки в залежності від похідної товщини h_0 ($R_b = 50$ мм; $h_0 = 1,0$ мм; $h_1 = 0,7$ мм; $t_{n0} = 30^\circ\text{C}$; $t_{b0} = 450^\circ\text{C}$)

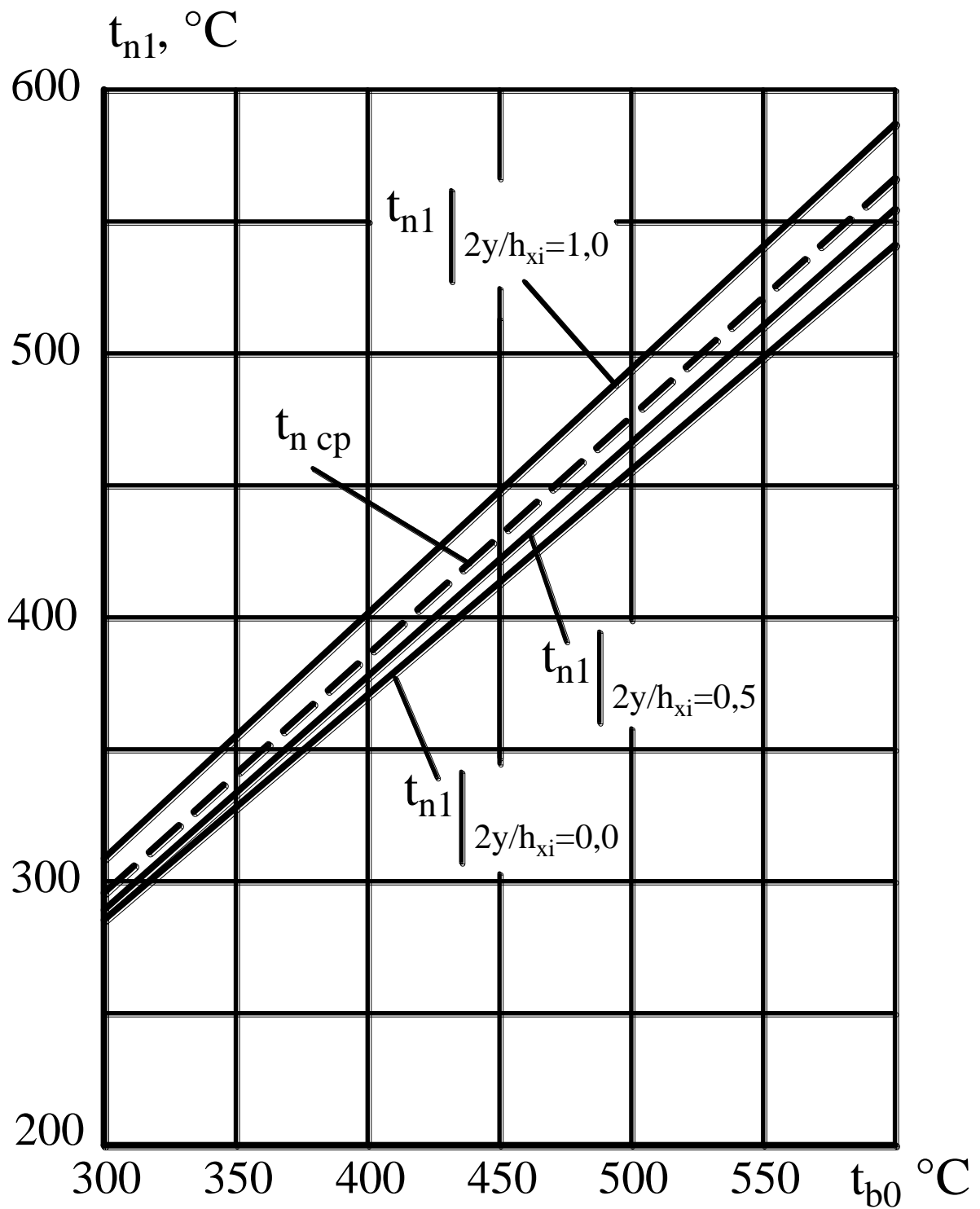


Рис. 5.6. Розрахункові розподіли різних температур на контактній поверхні $t_{n1}|_{2y/h_{xi}=1,0}$, по осі $t_{n1}|_{2y/h_{xi}=0,0}$ і на середній за рівнем лінії струму $t_{n1}|_{2y/h_{xi}=0,5}$, а також розрахункові розподіли середньомасової температури $t_{n\text{ cp}}$ берилієвої стрічки в залежності від похідної температури поверхні валка t_{b0} ($R_b = 50$ мм; $h_0 = 1,0$ мм; $h_1 = 0,7$ мм; $t_{n0} = 30^\circ\text{C}$)

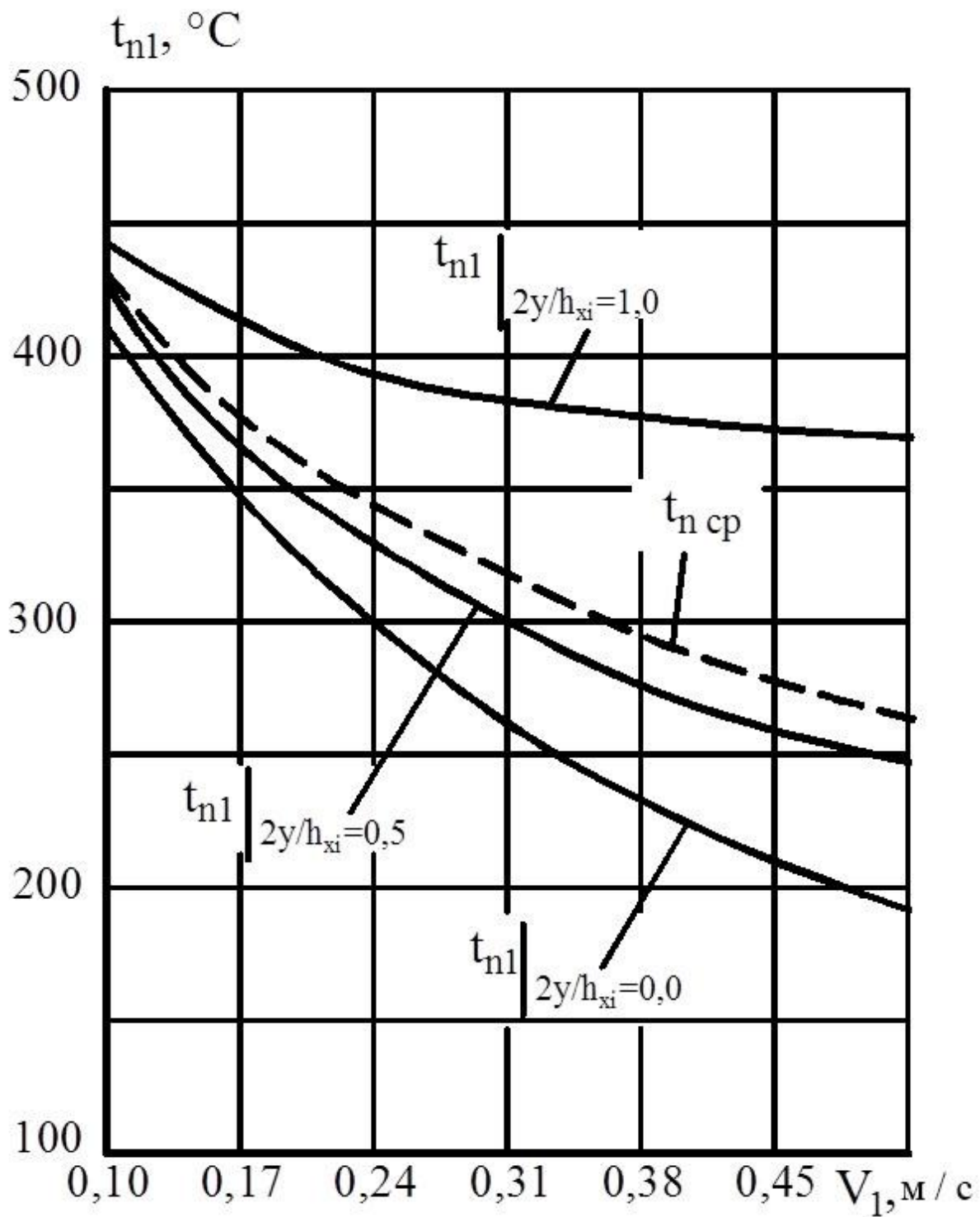


Рис. 5.7. Розрахункові розподіли різних температур на контактній поверхні $t_{n1}|_{2y/h_{xi}=1,0}$, по осі $t_{n1}|_{2y/h_{xi}=0,0}$ і на середній за рівнем лінії струму $t_{n1}|_{2y/h_{xi}=0,5}$, а також розрахункові розподіли середньомасової температури $t_{n\text{ cp}}$ берилієвої стрічки в залежності від швидкості прокатки V_1 ($R_b = 50$ мм; $h_0 = 1,0$ мм; $h_1 = 0,7$ мм; $t_{n0} = 30^\circ\text{C}$; $t_{b0} = 450^\circ\text{C}$)

Щодо аналізу окремих складових теплового балансу, необхідно відзначити, що основним джерелом нагрівання прокатуваних стрічок є підвищена температура контактних поверхонь робочих валків, у той час як частка роботи пластичної формозміни, а також роботи сил зовнішнього тертя є досить незначною і у відносному вимірюванні не перевищує (3...5) %. Про це, зокрема, свідчить наявність практично лінійних залежностей результуючих температур t_{n1} для різних за рівнем ліній струму від початкової температури t_{b0} зовнішніх поверхонь робочих валків (див. табл. 5.1, рис. 5.2, 5.3, 5.6).

У цілому, узагальнюючи весь спектр результатів проведеного аналізу та виходячи з необхідності забезпечення результуючих температур $t_{n1} \approx 400$ °С, що є характерним для умов реалізації процесу теплої прокатки відносно тонких берилієвих стрічок [12], у якості основних технологічних рекомендацій слід зазначити:

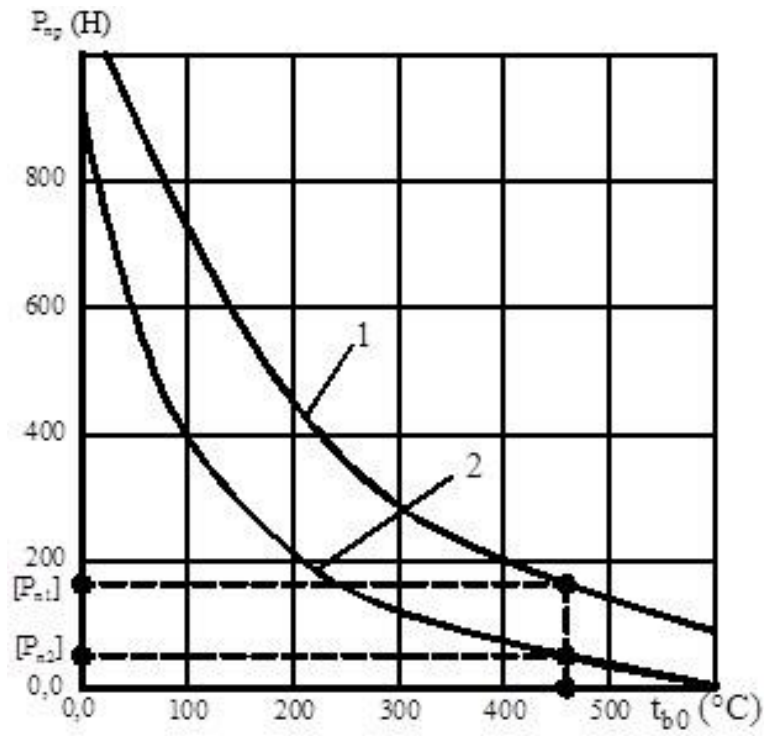
- прокатку берилієвих стрічок підвищеної товщини необхідно здійснювати на мінімальних швидкостях із максимальними обтисканнями, при цьому зниження швидкостей прокатки сприятиме як підвищенню рівнів результуючих температур, так і зниженню ступеня неоднорідності їхніх розподілів за товщиною;

- швидкість теплої прокатки V_1 берилієвих стрічок із вихідною товщиною $h_0 = 0,5$ мм і більше в робочих валках радіусом $R_b = 50$ мм не повинна перевищувати 0,01...0,02 м/с, а при теплій прокатці стрічок товщиною 0,2...0,5 мм в робочих валках того ж типорозміру – 0,04...0,05 м/с;

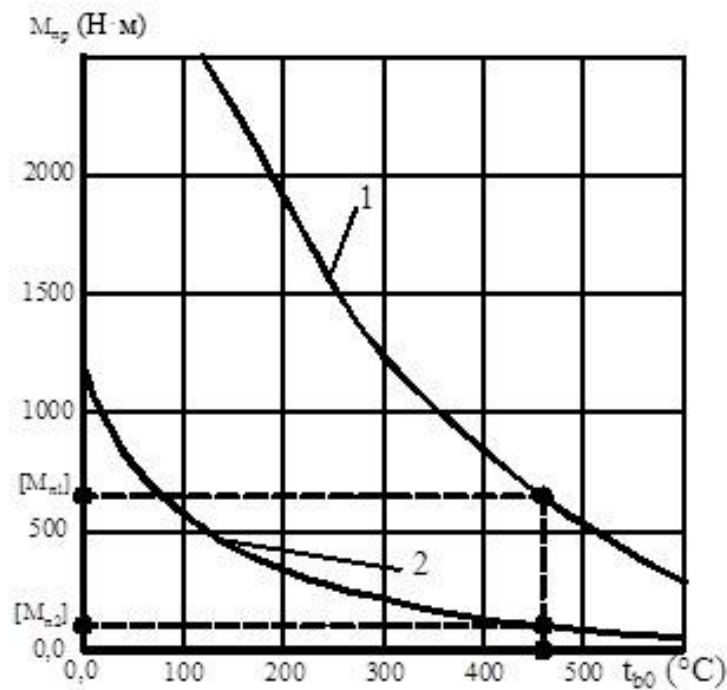
- при реалізації процесу теплої прокатки берилієвих стрічок із вихідною товщиною $h_0 = 0,2$ мм і менше в робочих валках радіусом $R_b = 27,5$ мм швидкість V_1 може досягати 0,1...0,2 м/с, при цьому краще використовувати прокатку одного й того ж сортаменту в робочих валках більшого радіусу R_b – унаслідок збільшення в такому разі геометричної довжини осередку деформації;

- мінімально необхідна і в той же час достатня температура попереднього нагрівання зовнішньої поверхні робочих валків обох типорозмірів при дотриманні зазначених вище кінематичних параметрів процесу теплої прокатки відносно тонких берилієвих стрічок складає $t_{b0} \approx 450$ °С. Саме ця кількісна оцінка повинна бути використана при проектуванні систем нагріву й розрахунку термо-напруженого стану робочих валків (див. розділ 3).

Безпосередньо розрахункові розподіли температурних режимів основних енергосилових параметрів процесу теплої прокатки відносно тонких берилієвих стрічок, отримані з урахуванням викладеного вище, на основі результатів чисельної реалізації відповідної математичної моделі (див. підрозділ 2.1, 2.2), і використовувані як дані при проектуванні, а також при кількісній оцінці працездатності обладнання спеціалізованого стану 300, представлені в таблиці 5.2 і ілюстровані рисунками 5.8, 5.9.

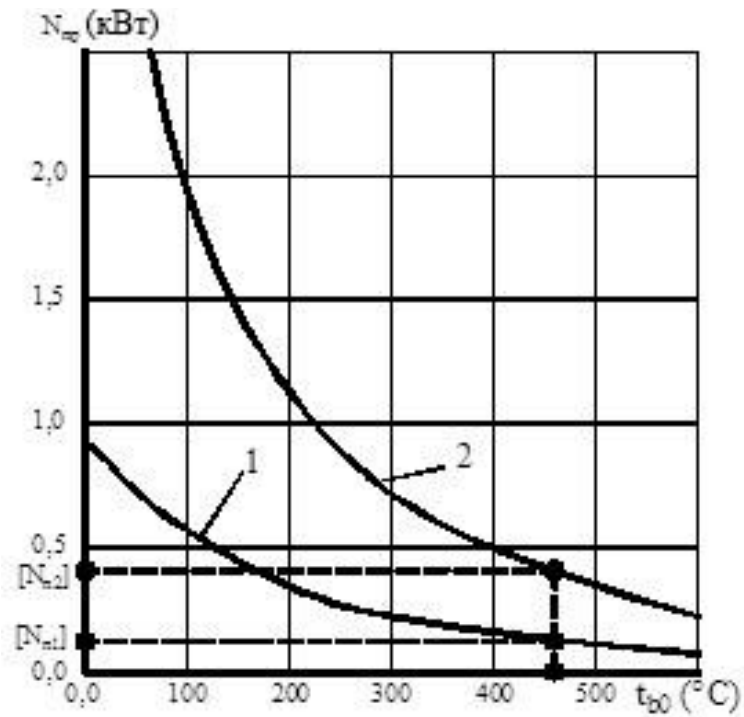


а

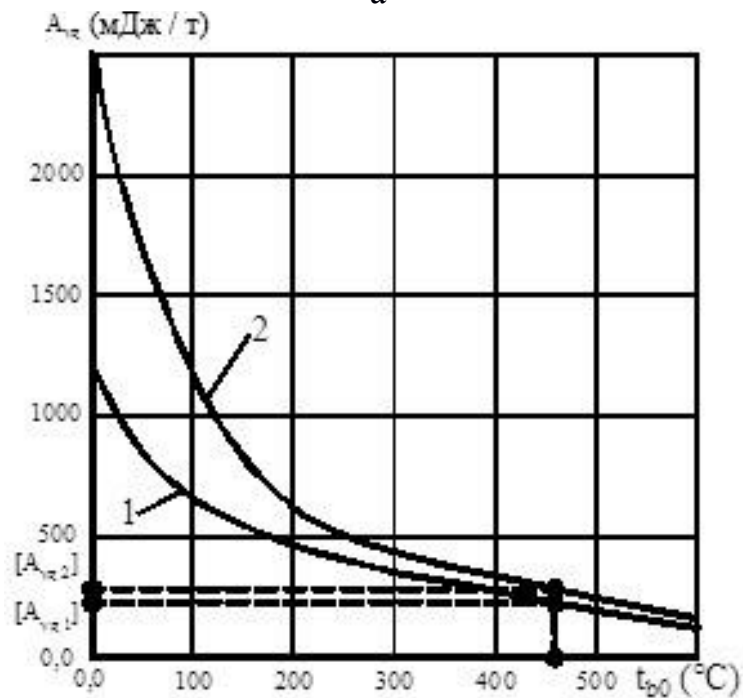


б

Рис. 5.8. Розрахункові розподіли сили P_{np} (а) і моменту M_{np} (б) процесу теплої прокатки відносно тонких берилієвих стрічок у залежності від початкової температури t_{b0} зовнішньої поверхні робочих валків спеціалізованого стану 300
 (1 – $R_b = 50$ мм, $h_0 = 1,0$ мм, $h_1 = 0,7$ мм, $b = 200$ мм, $V_1 = 0,01$ м/с;
 2 – $R_b = 27,5$ мм, $h_0 = 0,20$ мм, $h_1 = 0,14$ мм, $b = 200$ мм, $V_1 = 0,1$ м/с)



а



б

Рис. 5.9. Розрахункові розподіли потужності $N_{пр}$ (а) і питомої енергоємності $A_{уд}$ (б) процесу теплої прокатки відносно тонких берилієвих стрічок у залежності від початкової температури $t_{б0}$ зовнішньої поверхні робочих валків спеціалізованого стану 300
 (1 – $R_b = 50$ мм, $h_0 = 1,0$ мм, $h_1 = 0,7$ мм, $b = 200$ мм, $V_1 = 0,01$ м/с;
 2 – $R_b = 27,5$ мм, $h_0 = 0,20$ мм, $h_1 = 0,14$ мм, $b = 200$ мм, $V_1 = 0,1$ м/с)

**Розрахункові розподіли основних енергосилових параметрів процесу
теплої прокатки відносно тонких берилієвих стрічок
на спеціалізованому стані 300**

t_{b0}	$t_{n1} _{2y/h_{xi}}, ^\circ\text{C}$			$t_{n \text{ ср}}$	P_{np}	M_{np}	N_{np}	$A_{уд}$
	$2y/h_{xi} = 0$	$2y/h_{xi} = 0,5$	$2y/h_{xi} = 1$					
$(R_b = 50 \text{ мм}; h_0 = 1,0 \text{ мм}; h_1 = 0,7 \text{ мм}; b = 200 \text{ мм}; V_1 = 0,01 \text{ м/с})$								
0	15,578	27,207	31,063	24,62	1114	4595	0,92	327
100	110,716	114,588	115,771	113,69	669	2908	0,58	207
200	205,137	201,115	199,549	201,93	416	1874	0,37	134
300	299,293	287,426	283,104	289,94	264	1221	0,24	87
400	393,372	373,762	366,701	377,95	170	800	0,16	57
500	487,478	460,209	450,431	466,03	110	527	0,11	37
600	591,596	546,801	534,329	554,24	72	348	0,07	25
$(R_b = 27,5 \text{ мм}; h_0 = 0,2 \text{ мм}; h_1 = 0,14 \text{ мм}; b = 200 \text{ мм}; V_1 = 0,1 \text{ м/с})$								
0	32,800	39,940	42,298	38,34	960	1176	4,28	751
100	117,190	119,080	119,590	118,62	351	523	1,91	335
200	205,235	198,742	196,29	200,08	184	297	1,08	191
300	294,063	278,354	272,615	281,67	106	179	0,65	115
400	383,441	358,269	349,131	363,61	63	111	0,41	71
500	473,263	438,593	426,026	445,96	39	70	0,26	45
600	563,429	519,300	503,306	528,67	24	44	0,16	28

При цьому є очевидним, що поряд із підвищенням рівнів результуючих температур t_{n1} збільшення початкової температури зовнішньої поверхні t_{b0} робочих валків призводить до зниження сили P_{np} і моменту M_{np} (див. рис. 5.8), а також до зменшення потужності N_n і питомої енергоємності $A_{уд}$ (див. рис. 5.9) розглянутих технологічних схем процесу теплої прокатки. Зазначене обумовлено відповідним зниженням опору деформації прокату з берилію і може бути використано у якості керуючого чинника, що забезпечує регулювання умов реалізації процесу теплої прокатки у їхньому досить широкому діапазоні.

5.2 Автоматизоване проектування технологічних режимів і конструктивних параметрів обладнання процесів теплового деформування

Узагальнюючи результати проведених теоретичних і експериментальних досліджень, необхідно зазначити, що основними технологічними і конструктивними параметрами процесу теплового деформування, що підлягають автоматизованому проектуванню, є: потужність джерела нагріву, режими обтиснень, кінематичні характеристики, геометрія робочого інструменту та інші. При цьому сама постановка завдання в цьому випадку є багатопараметричною і багатокритеріальною [108,109].

У той же час, з урахуванням локалізації постановочної частини, досить велика кількість зазначених завдань може бути зведена до однопараметричного й однокритеріального. До таких завдань, зокрема, можуть бути віднесені:

- визначення технологічних режимів деформування, що відповідають максимально повному використанню можливостей конкретного обладнання [110];

- розрахунок режимів обтиснень прокочуваних стрічок, виходячи з умови рівності сили прокатки P_{np} та її заданого значення $[P_{np}]$, що визначається умовами забезпечення необхідної площинності одержуваних стрічок, листів і смуг [110,111];

- розрахунок потужності теплового джерела, що забезпечує необхідні рівні температур металузаготовки, що деформується;

- визначення кінематичних параметрів, наприклад швидкості прокатки, виходячи із заданого ступеня неоднорідності розподілів температур;

- розрахунок радіусів робочих валків станів теплої прокатки, виходячи з умов їхньої працездатності й компоновання внутрішнього теплового джерела,

а також ряд інших завдань, які є аналогічними в постановочному плані.

Безпосереднє вирішення всіх зазначених вище задач було здійснено з використанням методу цілеспрямованого перебору варіантів [108,109,112], що має при зміні аргументу x і функції y наступну узагальнюючу форму запису:

$$x_{(k+1)} = x_k + A_x \text{sign}\{y - y_k\}, \quad (5.1)$$

де x і y – умовні позначення параметра і критеріальної оцінки розв'язуваної оптимізаційної задачі;

k – порядковий номер чергового циклу ітераційної процедури вирішення;

A_x – крок зміни параметрів, величина якого була прийнята змінною в залежності від ступеня наближення до шуканого результату;

$\text{sign}\{[y] - y_k\}$ – функція знаку, що залежить від співвідношення заданого значення критеріальної оцінки та поточного значення ітераційної процедури:

$$\text{sign}\{[y] - y_k\} = \begin{cases} +1 & \text{при } [y] > y_k; \\ 0 & \text{при } [y] \approx y_k; \\ -1 & \text{при } [y] < y_k, \end{cases}$$

$[y]$ – задане значення критеріальної оцінки.

З використанням методу повного перебору варіантів з їхньою подальшою експертною оцінкою було вирішено й ряд інших завдань, пов'язаних з удосконаленням процесів теплої прокатки відносно тонких листових заготовок.

5.3 Розробка рекомендацій щодо вдосконалення конструкцій механічного обладнання станів теплої прокатки

У порівнянні з традиційними схемами [27, 30, 37, 38, 81, 113], умови реалізації процесів теплої прокатки ставлять ряд додаткових вимог до конструктивних виконань відповідного обладнання і, зокрема, до конструктивного виконання вузла робочих і опорних валків. Так, згідно з результатами теоретичних досліджень, виконаних на прикладі спеціалізованого стана теплої прокатки 300, робочі валки повинні бути виконані двох типорозмірів із радіусами зовнішніх поверхонь $R_b = 50$ мм і $R_b = 27,5$ мм, крім того, в осьовій порожнині цих валків повинні бути виконані отвори діаметрами 36 мм і 18 мм відповідно, призначені для розміщення внутрішнього джерела нагріву.

Відповідно до цього, стосовно спеціалізованого стана 300 були запропоновані шестивалкова для робочих валків радіусом $R_b = 50$ мм (рис. 5.10, а) і десятивалкова для робочих валків радіусом $R_b = 27,5$ мм (рис. 5.10, б) конструктивні схеми.

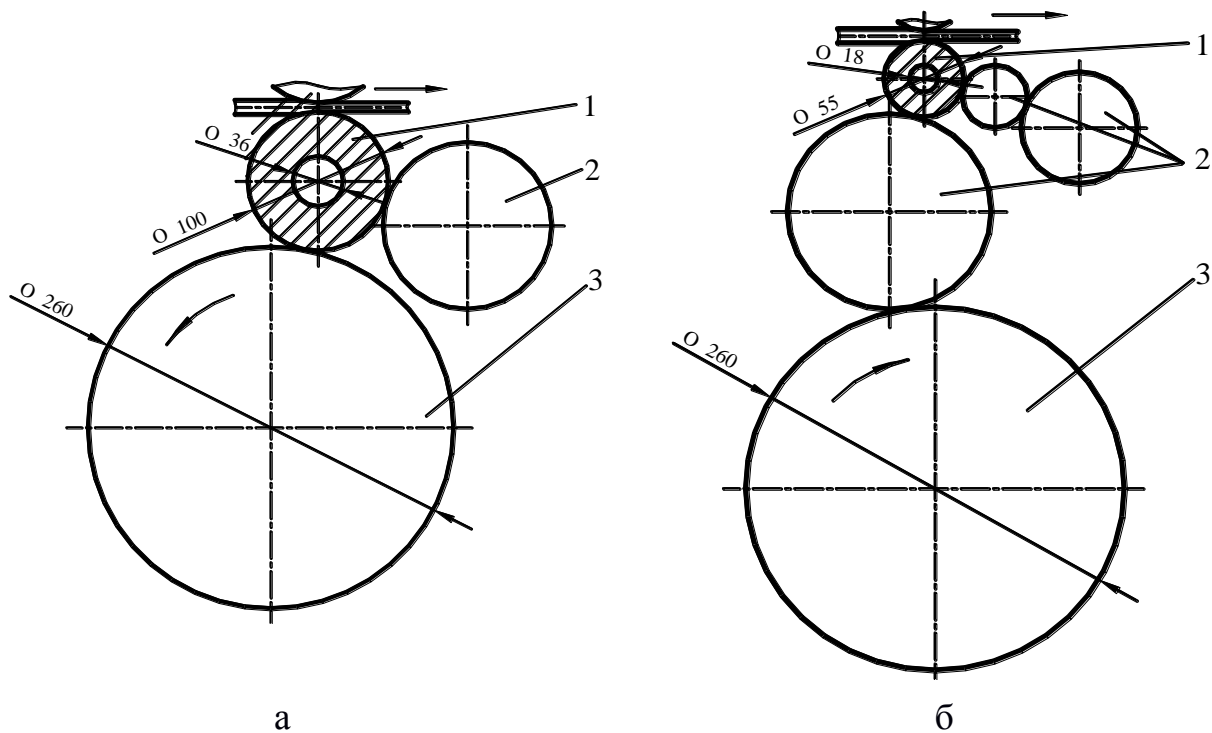


Рис. 5.10. Шестивалкова для робочого валка радіусом $R_b=50$ мм (а) і десятивалкова для робочого валка радіусом $R_b=27,5$ мм (б) конструктивні схеми валкових вузлів спеціалізованого стану теплої прокатки 300

Відмітними особливостями цих конструктивних схем є:

- надійна фіксація робочих валків 1 за допомогою напівопорних 2 і опорних 3 валків у вертикальній і в горизонтальній площинах, крім необхідності у використанні додаткових опор із подушками, що спрощує конструкцію самого робочого валка й системи підведення теплової енергії для його внутрішнього нагріву;

- забезпечення приводу обертання робочих валків 1 від єдиного приводного опорного валка 3 діаметром 260 мм (див. рис. 5.10), що дозволяє максимально спростити й уніфікувати конструкцію головної лінії робочої кліти спеціалізованого стану 300 при використанні різних виконань валкових вузлів.

ВИСНОВКИ

1. Таким чином, одним із найбільш перспективних технологічних рішень, спрямованих на розширення сортаменту готової металопродукції за рахунок виробництва з цілого ряду важкодеформуємих металів і сплавів, є більш широке використання процесів теплої прокатки. При цьому використання цих процесів є ефективним і з точки зору розширення технологічних можливостей щодо забезпечення таких показників якості, як точність геометричних характеристик, рівень і ступінь стабільності результуючих фізико-механічних властивостей, так і показників шорсткості поверхні традиційних видів готової металопродукції.

2. З використанням теоретико-експериментального підходу уточнена й розширена методика розрахунку опору деформації металів і сплавів у діапазоні температур їхнього теплового деформування. Стосовно сталі 12X18H9, середнє вибіркоче значення співвідношення розрахункових та емпіричних значень опору деформації в цьому випадку дорівнювало 1,002, а довірчий інтервал імовірного розподілу даного співвідношення відповідав 0,963...1,041.

3. На основі чисельного розбиття зони пластичної формозміни за протяжністю та висотою на кінцеву безліч елементарних об'ємів і подальшого рекурентного розв'язання кінцево-різницевої форми умов їхньої статичної рівноваги, здійснюваного спільно з розрахунком відповідних розподілів температур, отримали розвиток математичні моделі процесу теплої прокатки відносно тонких стрічок, листів і смуг.

4. Розроблено математичну модель термо-напруженого стану робочих валків станів теплої прокатки, що мають внутрішнє джерело нагріву. На основі результатів чисельної реалізації даної математичної моделі, виконаної на прикладі спеціалізованого стану 300 для теплої прокатки відносно тонких стрічок з берилію і його сплавів, показані:

- доцільність використання двох типорозмірів робочих валків діаметром 100 мм і 55 мм, що мають внутрішні циліндричні розточення діаметрами 36 мм і 18 мм відповідно;

- з урахуванням діапазону температур процесів теплового деформування берилію і його сплавів необхідна температура нагріву поверхні робочих валків повинна відповідати приблизно 450 °С, що може бути забезпечено за рахунок використання електричних джерел нагрівання загальною потужністю 5 кВт для робочих валків діаметром 55 мм і 10 кВт для робочих валків діаметром 100 мм, час виходу на стаціонарний температурний режим роботи – 12 хвилин у першому і 30 хвилин – у другому випадку.

5. Достатній ступінь достовірності отриманих теоретичних рішень і математичних моделей підтверджений експериментально. Високий ступінь достовірності дозволив використати зазначені моделі для дослідження впливу вихідних технологічних і конструктивних параметрів процесів теплового деформування, а також сформулювати й вирішити задачу з їхнього автоматизованого проектування. З точки зору технологічних режимів роботи спеціалізованого стану 300 теплої прокатки, зокрема, було встановлено:

- при використанні робочих валків діаметром 100 мм швидкість теплої прокатки берилієвих стрічок товщиною 0,5 мм і більше, виходячи з умови забезпечення необхідної однорідності розподілів температур, не повинна перевищувати 0,01...0,02 м/с, а при теплій прокатці стрічок товщиною 0,2...0,5 мм – 0,04...0,05 м/с відповідно;

- при використанні робочих валків діаметром 55 мм і товщиною стрічок, що піддають прокатці, 0,2 мм і менше максимально допустима швидкість прокатки може досягати 0,1...0,2 м/с, де більш великі значення зазначених діапазонів швидкостей відповідають максимальній інтенсивності технологічних режимів обтисень.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. **Сторожев, М. В.** Теория обработки металлов давлением : учебник для вузов / М. В. Сторожев, Е. А. Попов. – М. : Машиностроение, 1977. – 423 с.
2. **Губкин, С. И.** Теория обработки металлов давлением / С. И. Губкин. – М. : Metallurgizdat, 1947. – 532 с.
3. **Бельченко, Г. И.** Основы металлографии и пластической деформации стали / Г. И. Бельченко, С. И. Губенко. – К. ; Донецк : Вища школа, 1987. – 240 с.
4. **Гордиенко, Л. К.** Субструктурное упрочнение металлов и сплавов / Л. К. Гордиенко. – М. : Наука, 1973. – 224 с.
5. Структура и свойства автолистовой стали / В. Л. Пилющенко [и др.]. – М. : Metallurgiya, 1996. – 176 с.
6. Теплая прокатка ленты из инструментальных сталей / А. И. Гришков [и др.] // Сталь. – 1983. – № 4. – С.65–67.
7. Пластичность и сопротивление деформации инструментальных сталей Х6ВФ и В2Ф / А. И. Гришков [и др.] // Производство инструментальных и подшипниковых сталей. – М. : Metallurgiya, 1983. – С. 29–33.
8. **Булкин, Н. Н.** Сопротивление пластической деформации инструментальных сталей при температуре теплой обработки давлением / Н. Н. Булкин, А. Г. Закурдаев // Изв вузов. Черная металлургия. – 1989. – № 9. – С.52–55.
9. Разработка технологии теплой прокатки ленты из коррозионно-стойкой стали 6Х13 / Н. Н. Булкин [и др.] // Технология получения высококачественного проката и металла с покрытиями. – М. : Metallurgiya. – 1984. – С.42–45.
10. **Колпашников, А. И.** Прокатка листов из легких сплавов / А. И. Колпашников. – М. : Metallurgiya, 1979. – 264 с.
11. **Фролов, Я. В.** Интенсификация режимов обжатий при периодической прокатке труб из углеродистых и легированных сталей в интервале температур теплой деформации [Текст] : дис ... канд. техн. наук: 05.03.05 / Фролов Ярослав Викторович ; Национальная металлургическая академия Украины. - Д., 2002. - 134 с.
12. Механические свойства редких металлов / Л. Д. Соколов [и др.]. – М. : Metallurgiya, 1972. – 287 с.

13. **Перлин, И. Л.** Теория волочения / И. Л. Перлин, М. З. Ерманок. – М. : Metallurgy, 1971. – 448 с.
14. **Дзугутов, М.Я.** Пластическая деформация высоколегированных сталей и сплавов / М. Я. Дзугутов. – М. : Metallurgy, 1977. – 480 с.
15. Термическое упрочнение проката / К. Ф. Стародубов [и др.]. – М. : Metallurgy, 1970. – 368 с.
16. **Пасечник, Н. В.** Методика расчета прокатных станков с электроконтактным нагревом / Н. В. Пасечник, В. И. Смакулов // Сталь. – 2000. – № 4. – С. 62–64.
17. **Полухин, П. И.** Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов : справочник / П. И. Полухин, Г. Я. Гун, А. М. Галкин. – М. : Metallurgy, 1983. – 352 с.
18. **Соколов, Л. Д.** Сопротивление металлов пластической деформации / Л. Д. Соколов. – М. : Metallurgy, 1973. – 284 с.
19. **Третьяков, А. В.** Механические свойства металлов и сплавов при обработке давлением / А. В. Третьяков, В. Н. Зюзин. – М. : Metallurgy, 1973. – 224 с.
20. **Ефимов, В. Н.** Сопротивление деформации в процессах прокатки / В. Н. Ефимов, М. Я. Бровман. – М. : Metallurgy, 1996. – 253 с.
21. **Смирягин, А. П.** Промышленные цветные металлы и сплавы / А. П. Смирягин, Н. А. Смирягина, А. В. Белова. – М. : Metallurgy, 1984. – 487 с.
22. **Кроха, В. А.** Упрочнение металлов при холодной пластической деформации / В. А. Кроха. – М. : Машиностроение, 1980. – 157 с.
23. Повышение качества полос из цветных металлов и сплавов / П. И. Полухин [и др.]. – Алма-Ата : Наука, 1982. – 328 с.
24. **Целиков, А. И.** Теория расчета усилий в прокатных станах / А. И. Целиков. – М. : Metallurgizdat, 1963. – 284 с.
25. **Целиков, А. И.** Теория продольной прокатки / А. И. Целиков, Г. С. Никитин, С. Е. Рокотян. – М. : Metallurgy, 1980. – 320 с.
26. Теория прокатки : справочник / А. И. Целиков [и др.]. – М. : Metallurgy, 1982. – 335 с.
27. **Робертс, В.** Холодная прокатка стали : пер. с англ. / В. Робертс. – М. : Metallurgy, 1982. – 544 с.
28. **Выдрин, В. Н.** Динамика прокатных станков / В. Н. Выдрин. – Свердловск : Metallurgizdat, 1960. – 255 с.

29. **Третьяков, А. В.** Температурный режим работы валков прокатных станов / А. В. Третьяков. – М. : Metallurgia, 1964. – 243 с.
30. **Новиков, В. К.** Валки листовых станов холодной прокатки / В. К. Новиков, В. К. Белосевич. – М. : Metallurgia, 1970. – 335 с.
31. **Белосевич, В. К.** Совершенствование процесса холодной прокатки / В. К. Белосевич, Н. П. Нетесов. – М. : Metallurgia, 1971. – 272 с.
32. **Голованенко, С. А.** Сварка прокаткой биметаллов / С. А. Голованенко. – М. : Metallurgia, 1977. – 158 с.
33. **Голованенко, С. А.** Производство биметаллов / С. А. Голованенко, Л. В. Меандров. – М. : Metallurgia, 1966. – 304 с.
34. **Пасечник, Н.В.** Производство прецизионной ленты из труднодеформируемых металлов электропластической деформацией / Н. В. Пасечник, Ю. Л. Зарапин, И. А. Чеченев. – М. : Metallurgia, 1997. – 251 с.
35. **Чиченев, Н.А.** Исследование процесса прокатки полос «никель-сплав фени-никель» с электроконтактным нагревом заготовок / Н. А. Чиченев, А. Ю. Зарапин, И. А. Анохин // Metallургическая горнорудная промышленность. – 2002. – С. 18–20.
36. Моделирование процесса прокатки трехслойных лент с применением электроконтактного нагрева и электропластической деформации / А. Ю. Зарапин [и др.]. // Сталь. – 1999. – № 7. – С. 61–64.
37. Машины и агрегаты металлургических заводов : учебник для вузов. В 3 т. Т.3. Машины и агрегаты для производства и отделки проката / А. И. Целиков [и др.]. – М. : Metallurgia, 1981. – 376 с.
38. **Королев, А. А.** Конструкция и расчет машин и механизмов прокатных станов / А. А. Королев. – М. : Metallurgia, 1969. – 424 с.
39. **Третьяков, А. В.** Теория, расчет и исследование станов холодной прокатки / А. В. Третьяков. – М. : Metallurgia, 1966. – 250 с.
40. **Болин, В.** Теория температурных напряжений : пер. с англ. / В. Болин, Д. Уэйнер. – М. : Мир, 1964. – 216 с.
41. **Чертавских, А. К.** Трение и технологическая смазка при обработке металлов давлением / А. К. Чертавских, В. К. Белосевич. – М. : Metallurgia, 1968. – 362 с.
42. **Красильщиков, Р. Б.** Деформационный нагрев и производительность волочильного оборудования / Р. Б. Красильщиков. – М. : Metallurgia, 1970. – 168 с.

43. **Павлов, И. М.** Современные системы технологической смазки и охлаждения листовых станов холодной прокатки в СССР и за рубежом / И. М. Павлов, В. К. Белосевич. – М. : Metallurgia, 1975. – 32 с.
44. **Беняковский, М. А.** Термоупругие напряжения / М. А. Беняковский. – М. : Metallurgia, 1983. – 135 с.
45. **Третьяков, А. В.** Расчет и исследование валков холодной прокатки / А. В. Третьяков, Э. А. Гарбер. – М. : Машиностроение, 1966. – 335 с.
46. **Гарбер, Э. А.** Опыт расчета температурных полей, напряжений и теплового профиля валков при холодной прокатке / Э. А. Гарбер. – Свердловск : УЗТМ, 1964. – 58 с.
47. **Тайц, Н. Ю.** Технология нагрева стали / Н. Ю. Тайц. – М. : Metallurgia, 1962. – 31 с.
48. Совершенствование теплового процесса листовой прокатки / А. В. Третьяков [и др.]. – М. : Metallurgia, 1973. – 304 с.
49. **Постольник, Ю. С.** Приближенные методы исследований в термомеханике / Ю. С. Постольник. – К. : Вища школа, 1980. – 160 с.
50. **Лыков, А. В.** Теплопроводность нестационарных процессов / А. В. Лыков. – М. : Госэнергоиздат, 1984. – 32 с.
51. **Деч, Г.** Руководство к практическому применению преобразования Лапласа / Г. Деч. – М. : Наука, 1965. – 360 с.
52. **Лыков, А.В.** Теория теплопроводности / А. В. Лыков. – М. : Высшая школа, 1967. – 256 с.
53. **Резников, А. Н.** Тепловые процессы в технологических системах / А. Н. Резников, Л. А. Резников. – М. : Машиностроение, 1990. – 288 с.
54. **Хансен, М.** Структура двойных сплавов / М. Хансен, К. Андерко. – Т.1. – М. : Metallургиздат, 1962. – 174 с.
55. **Павлухин, О. И.** Фотоэлектрический пирометр ЖЭП ВНИТИ-64 для контроля температуры при теплой прокатке труб / О. И. Павлухин, Е. С. Сидаш. – В кн.: Труды конференции молодых инженеров трубной промышленности. – М. : Metallurgia, 1968. – С. 92–94.
56. **Бобылев, А.В.** Коррозионное растрескивание латуни / А. В. Бобылев. – М. : Metallургиздат, 1956. – 306 с.
57. Замеры температуры холодной прокатки медных и латунных лент щеточными и роликовыми термодатчиками / С. Д. Шевелкин

- [и др.] // Цветная металлургия (Бюл. Ин-та Цветметинформация). – 1974. – № 1. – С.35–37.
58. **Целиков, А.И.** Основные положения современной теории продольной прокатки / А. И. Целиков. – М. : Металлургия, 1971. – 227 с.
59. **Третьяков, А.В.** Темпераутрный режим листовой прокатки / А. В. Третьяков, А.В. Грачев // Сталь. – 1964. – № 2. – С. 152–153.
60. Способ измерения температуры / Э. А. Владимиров [и др.]. Авт. свид. № 498517; Бюл. изобр.; 1976. – №1.
61. О деформационном разупрочнении медных лент при холодной прокатке / А.В. Шевелкин [и др.] // Цветная металлургия. – 1972. – № 13. – С. 54–57.
62. **Королев, А. А.** Новые исследования деформации металла при прокатке / А. А. Королев. – М. : Машгиз, 1966. – 266 с.
63. **Айвазян, С. А.** Статистическое моделирование зависимостей / С. А. Айвазян. – М. : Металлургия, 1968. – 227 с.
64. **Яблочкин, А. Л.** Общая теория статистики / А. Л. Яблочкин. – М. : Статистика, 1976. – 344 с.
65. **Крамер, Г.** Математические методы статистики / Г. Крамер. – М. : Мир, 1975. – 648 с.
66. **Смирнов-Аляев, Г. А.** Сопротивление материалов пластическому деформированию / Г. А. Смирнов-Аляев. – М. : Машгиз, 1978. – 368 с.
67. **Потапкин, В. Ф.** Математическая модель механических свойств и запаса пластичности меди и медноцинковых сплавов при холодной прокатке / В. Ф. Потапкин, А. В. Сатонин, Ю. К. Доброносков // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1980. – № 7. – С. 56–61.
68. **Чекмарев, А. П.** Изменение механических свойств сталей Х18Н10Т, 08кп и ЭЗ в интервале температур 20–600 °С / А. П. Чекмарев, А. П. Грудев, Ю. Б. Сигалов // Обработка металлов давлением: Сб. науч. тр. ДМетИ. – М. : Металлургия, 1970. – Вып. 54. – С. 35–39.
69. **Грудев, А. П.** Определение предела текучести металла при холодной прокатке / А. П. Грудев, Ю. Б. Сигалов // Теория прокатки. Материалы Всесоюз. науч.–техн. конф. – М., 1975. – С. 59–60.
70. **Хензель, А.** Расчет энергосиловых параметров в процессах обработки металлов давлением / А. Хензель, Т. Шпиттель. – М. : Металлургия, 1982. – 360 с.

71. **Потапкин, В. Ф.** Математическая модель сопротивления деформации меди и медно-цинковых сплавов при холодной прокатке / В. Ф. Потапкин, А. В. Сатонин, Л. В. Канунникова // Обработка металлов давлением: Межвуз. сб. – Ростов н/Д, 1983. – С. 101–105.

72. **Василев, Я. Д.** Моделирование влияния температуры на предел текучести меди и латуни при холодной прокатке / Я. Д. Василев, В. Г. Шувяков // Изв. АН СССР. – 1986. – № 4. – С. 63–65.

73. **Потапкин, В. Ф.** Математическая модель физико-механических свойств и запаса пластичности меди и медно-цинковых сплавов при их холодной прокатке / В. Ф. Потапкин, А. В. Сатонин, Ю. К. Доброносков // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1986. – № 7. – С. 58–61.

74. **Бернштейн, И. Н.** Справочник по математике / И. Н. Бернштейн, К. А. Семендяев. – М. : Наука, 1986. – 676 с.

75. **Доброносков, Ю. К.** Особенности учета реальных температурных условий процесса пластического формоизменения металла при реализации процессов обработки давлением в диапазоне температур теплой деформации / Ю. К. Доброносков, Т. А. Кулик, А. Н. Кулик // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: Тематич. зб. наук. пр. – Краматорськ : ДДМА, 2000. – С. 599–601.

76. **Коновалов, Ю. В.** Расчет параметров листовой прокатки : справочник / Ю. В. Коновалов, А. Д. Остапенко, В. Н. Пономарев. – М. : Металлургия, 1986. – 430 с.

77. **Полухин, В. П.** Математическое моделирование и расчет на ЭВМ листовых прокатных станов / В. П. Полухин. – М. : Металлургия, 1972. – 512 с.

78. Алгоритмы расчетов основных параметров прокатных станов / В. П. Полухин [и др.]. – М. : Металлургия, 1975. – 232 с.

79. **Сатонин, А. В.** Математическое моделирование геометрических и кинематических параметров очага деформации процесса прокатки относительно тонких листов и полос / А. В. Сатонин // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. – Краматорськ : ДДМА. – 2000. – С. 298–302.

80. Моделирование напряженно-деформированного состояния и температурного режима при теплой прокатке относительно тонких листов и полос / В. А. Федоринов [и др.] // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: Тематич. зб. наук. пр. – Краматорськ, 2000. – С. 523–527.

81. **Полухин, П. И.** Тонколистовая прокатка и служба валков / П. И. Полухин, Ю. Д. Железнов, В.П. Полухин. – М. : Metallurgiya, 1967. – 388 с.

82. **Василев, Я. Д.** Инженерные модели и алгоритмы расчета параметров холодной прокатки / Я. Д. Василев. – М. : Metallurgiya, 1995. – 368 с.

83. **Динник, А. А.** Определение длины дуги контакта с учетом упругого сжатия валков и прокатываемой полосы / А. А. Динник // Обработка металлов давлением: Сб. трудов ДМетИ. – Metallurgizdat. – 1967. – № 52. – С. 221–231.

84. **Николаев, В. А.** Длина дуги контакта при холодной прокатке / В. А. Николаев // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1987. – № 11. – С. 57–61.

85. **Бровман, М. Я.** Определение упругой деформации валков при прокатке / М. Я. Бровман // Обработка металлов давлением: Сб. трудов ВНЛС. – М. – 1971. – № 5. – С. 140–152.

86. **Сатонин, А. В.** Математическое моделирование процесса прокатки относительно тонких листов и полос с изменяющимися по толщине уровнями физико-химических свойств / А. В. Сатонин // Наука, Производство, Предпринимательство развитию металлургии: Сб. научных трудов конференции. – Донецк : ЛИК, 1998. – С. 128–135.

87. **Сатонин, А. В.** Математическое моделирование текущих геометрических характеристик очага деформации процесса прокатки / А. В. Сатонин // Импульсная обработка металлов давлением. – Харьков : ХАИ, 1997. – С. 76–80.

88. **Грудев, А. П.** Внешнее трение при прокатке / А. П. Грудев. – М. : Metallurgiya, 1973. – 285 с.

89. Контактное трение в процессе обработки металлов давлением / А. Н. Леванов [и др.]. – М. : Metallurgiya, 1976. – 416 с.

90. **Капланов, В. И.** Высокоскоростная холодная прокатка тонких полос / В. И. Капланов. – К. : Вища школа, 1993. – 254 с.

91. **Грудев, А. П.** Трение и смазка при обработке давлением : справочник / А. П. Грудев, Ю. В. Зильберг, Е.Т. Тилик. – М. : Metallurgiya, 1982. – 321 с.

92. **Белосевич, В. К.** Трение, смазка, теплообмен при холодной прокатке листовой стали / В. К. Белосевич. – М. : Metallurgiya, 1989. – 256 с.

93. **Василев, Я. Д.** Разработка новой модели напряжений трения при прокатке / Я. Д. Василев // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2000. – №8–9. – С. 28–32.

94. **Федоринов, В. А.** Численное математическое моделирование напряжений, деформаций и температурных режимов при теплой прокатке относительно тонких лент, листов и полос / В. А. Федоринов, Т. А. Кулик, А. А. Сатонин // *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: Тематич. зб. наук. пр.* – Краматорськ : ДДМА, 2002. – С. 442–446.

95. Математическое моделирование процесса холодной прокатки тонких полиметаллических листов и полос / В. Ф. Потапкин [и др.] // *Оптимизация металлосберегающих процессов при обработке металлов давлением*. – Ростов н/Д : Институт сельскохозяйственного машиностроения, 1989. – С. 152–158.

96. **Сатонин, А. В.** Численная одномерная математическая модель процесса прокатки относительно тонких композиционных листов и полос, основанная на энергетическом подходе / А. В. Сатонин // *Совершенствование технологий и оборудования обработки давлением в металлургии и машиностроении*. – Краматорск : ДГМА, 1998. – № 4. – С. 36–41.

97. **Новик, Ф. С.** Оптимизация процессов технологии металлов методами планируемого эксперимента / Ф. С. Новик, Е. Б. Арсов. – М. : Машиностроение ; София : Техника, 1980. – 265 с.

98. Статистическое моделирование и оптимизация технологических режимов процесса холодной прокатки тонких полос / В. Ф. Потапкин [и др.] // *Теория и практика тонколистовой прокатки: Межвузовский сборник научных трудов*. – Воронеж : ВПИ, 1989. – С. 84–92.

99. **Огородников, В. А.** Оценка деформируемости металла при обработке давлением / В. А. Огородников. – К. : Вища школа, 1983. – 175 с.

100. **Колмогоров, В. Л.** Напряжение. Деформация. Разрушение / В. Л. Колмогоров. – М. : Металлургия, 1970. – 229 с.

101. **Белосевич, В. К.** Тепловые режимы рабочих валков листовых станов холодной прокатки и методика расчета их охлаждения / В. К. Белосевич, Г. В. Смирнов // *Валки холодной прокатки: Сб. науч. тр.* – М. : ЦНИИТмаш, 1971. – Ч. 2. – С. 44–49.

102. Твердження сталевого зливку у виливниці: методи дослідження режимів твердження й охолодження / О. В. Дубина, [та ін.]. – Дніпродзержинськ : ДДТУ, 2004. – 312 с.

103. **Дьяков, В. И.** Типовые расчеты по электрооборудованию / В. И. Дьяков. – М. : Высшая школа, 1969. – 159 с.
104. Численные методы / Н. И. Данилина [и др.]. – М. : Высш. шк., 1976. – 368 с.
105. **Шпак, В. И.** Тепловая профилировка рабочих валков станов тепловой прокатки и методика расчета компенсирующего теплового профиля / В. И. Шпак, Т. А. Кулик, Д. В. Морозько // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском у металургії і машинобудуванні: Тематич. зб. наук. пр. – Краматорськ : ДДМА, 2003. – С. 203–206.
106. Математическое моделирование температурных условий реализации процесса деформации между неподвижным и приводным валками / В. Ф. Потапкин [и др.] // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском у металургії і машинобудуванні: Тематич. зб. наук. пр. – Краматорськ ; Слов'янськ : ДДМА, 2003. – С. 62–66.
107. **Третьяков, А. В.** Расчет и исследование прокатных валков / А. В. Третьяков, Э. А. Гарбер, Г. Г. Давлетбаев. – М. : Металлургия, 1976. – 256 с.
108. **Сатонін, О. В.** Розвиток методів розрахунку, удосконалювання технологічних режимів і конструктивних параметрів механічного устаткування листопрокатного виробництва: Автореф. дис... д-ра техн. наук: 05.03.05 / Донбаська державна машинобудівна академія. — Краматорськ, 2001. – 35 с.
109. **Скорородов, А. Н.** Оптимизация прокатного производства / А. Н. Скорородов, П. И. Полухин, Б. М. Илюкович. – М. : Металлургия. – 1982. – 432 с.
110. Управление качеством тонколистового проката / В. Л. Мазур [и др.]. – К. : Техніка, 1997. – 384 с.
111. **Химич, Г. Л.** Оптимизация режимов холодной прокатки на ЭЦВМ / Г. Л. Химич, М. Б. Цалюк. – М. : Металлургия, 1976. – 256 с.
112. **Калиткин, Н. Н.** Численные методы / Н. Н. Калиткин. – М. : Наука, 1978. – 512 с.
113. **Третьяков, А. В.** Дрессировка и качество тонкого листа / А. В. Третьяков, Е. М. Третьяков, Г. Н. Мигачева. – М. : Металлургия, 1977. – 232 с.

Навчальне видання

КУЛІК Тетяна Олександрівна

**ВИРОБНИЦТВО ЛИСТОВОГО МЕТАЛОПРОКАТУ
З ВИКОРИСТАННЯМ РЕЖИМІВ
ТЕПЛОГО ДЕФОРМУВАННЯ**

**Перспективи розвитку, розширення сфери використання
та вдосконалення технологій і обладнання**

Монографія

Редактор О. О. Дудченко

11/2019. Формат 60 × 84/16. Ум. друк. арк. 7,44.
Обл.-вид. арк. 5,82. Тираж 300 прим. Зам. № 45

Видавець і виготівник
Донбаська державна машинобудівна академія
84313, м. Краматорськ, вул. Академічна, 72.
Свідоцтво суб'єкта видавничої справи
ДК №1633 від 24.12.2003