

РОЗДІЛ «ПРОКАТНЕ ВИРОБНИЦТВО»

УДК 621.967.3:621.98.04

БОРОВИК П.В., ст. преподаватель
ЛУЦЕНКО В.А., д.т.н, профессор

Донбасский государственный технический университет, г. Алчевск, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ НА МОМЕНТ РЕЗАНИЯ ДИСКОВЫМИ НОЖАМИ ТОЛСТЫХ ГОРЯЧЕКАТАНЫХ ЛИСТОВ

Введение. Совершенствование технологических процессов производства толстых листов в условиях существующих и вновь проектируемых толстолистовых прокатных станов обусловлено необходимостью расширения технологических возможностей оборудования при выполнении соответствующих операций. В частности, увеличение толщины листов, разрезаемых на дисковых ножницах, является важной практической задачей с точки зрения обеспечения максимальной пропускной способности участка резки при условии обеспечения качества готового листа.

Достаточно перспективным направлением по указанной проблематике является внедрение и совершенствование технологии резки толстых листов на дисковых ножницах в горячем состоянии. Данный процесс позволяет использовать резервы существующей конструкции ножниц за счет снижения энергозатрат, что позволяет расширить диапазон разрезаемых листов [1-4].

Результаты работ [3,4] содержат экспериментальные данные и указывают на факторы, влияющие на величину работы, требуемой для разделения листа и кромки. Однако данные исследования проводили для условий резки металла на ножницах с параллельными ножами. В то же время, как указывается в работе [5], толстолистовые дисковые ножницы характеризуются неравномерным распределением крутящего момента между валами верхнего и нижнего дискового ножей. Таким образом, представляется целесообразным проведение дополнительных исследований по оценке влияния факторов, с учетом рекомендаций работ [2-4], на величину момента резания дисковыми ножами и характера его распределения между ними.

Постановка задачи. Целью данной работы является определение степени влияния технологических параметров на величину момента резания горячекатаных толстых листов дисковыми ножами и его распределение между верхним и нижним ножами, а также определение их максимальных значений для последующей оценки возможностей данного оборудования с точки зрения энергосиловых и прочностных показателей.

Результаты работы. Реализация процесса горячей резки толстых листов дисковыми ножами осуществлялась на базе лабораторных однопарных дисковых ножниц кафедры «Машины металлургического комплекса и прикладная механика» Донбасского государственного технического университета по схеме, представленной на рис.1. Разрезали листы из стали марки А36 ГОСТ 5521–86, поскольку данная марка имеет наибольшие объемы из листов, допускаемых к резке на дисковых ножницах в горячем состоянии.

В ходе эксперимента контролировался ряд технологических параметров, оказывающих влияние на энергосиловые характеристики процесса:

- температура разрезаемого металла $T = 650 \dots 800^\circ\text{C}$;
- толщина разрезаемой заготовки $h = 9,6 \dots 10,3 \text{ мм}$
- ширина контактной поверхности верхнего ножа $b = 1 \dots 4 \text{ мм}$;

- ширина отрезаемой кромки листа $a = 3 \dots 12$ мм ;
- радиальный зазор между ножами $\delta = 0 \dots 2$ мм .

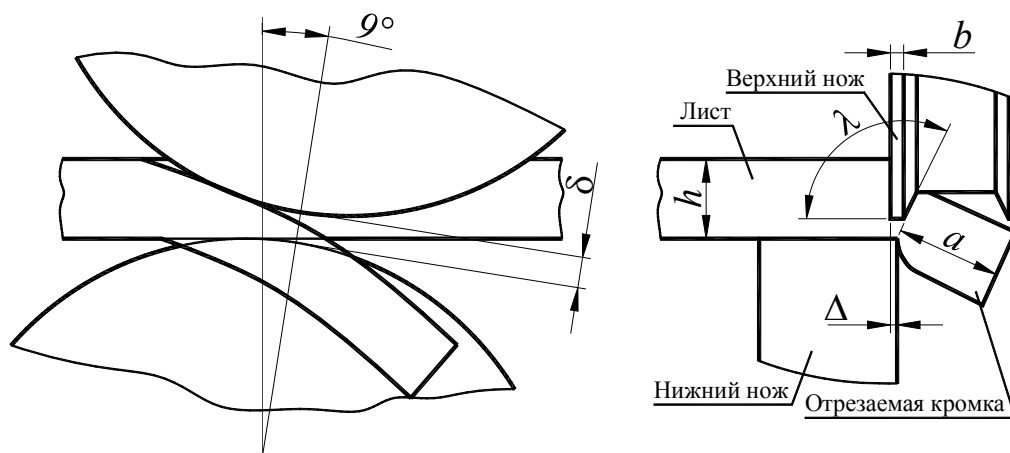


Рисунок 1 – Схема процесса резки дисковыми ножами

Перед порезкой при помощи штангензубомера измеряли толщину разрезаемой полосы с точностью 0,02 мм.

Нагрев полосы осуществляли в электрической муфельной печи. Контроль температуры в камере печи был реализован при помощи хромель-алюмелевой термопары.

Ширина отрезаемой кромки регулировалась при помощи подвижной лыжи и контролировалась после резки по фактической ширине при помощи штангенциркуля с точностью 0,1 мм.

Радиальный зазор между дисками устанавливался пакетом прокладок с учетом жесткости конструкции и пружины от силы резания.

В течение экспериментальной реализации процесса резки при помощи тензометрических датчиков, наклеенных на валах, и соответствующей тензометрической аппаратуры фиксировали величину крутящих моментов на верхнем M_1 и нижнем M_2 ножах. Типовые осциллограммы, получаемые для различных условий реализации процесса, представлены на рис.2.

Анализ полученных осциллограмм производился на участках установившегося реза. В результате было установлено, что величина момента резания на верхнем ноже всегда меньше, чем на нижнем (рис.2). В то же время было отмечено, что одинаковые условия реализации процесса могут давать существенный разброс по величине моментов и их соотношению между собой.

Данный факт позволил предположить, что при проведении эксперимента не учтен еще один существенный фактор – сила внешнего сопротивления Q_f , величина которой зависит от условий движения раската в направляющих лабораторной установки. Кроме того, в реальной конструкции ножниц величина Q_f является зависимой от ряда случайных факторов, учесть которые представляется достаточно сложным. Ее величина складывается из сил сопротивления, возникающих от скольжения отрезаемой кромки по проводке [6], сил трения листа о ножи от действия распорных сил, а также сил трения листа о направляющую, различных ударных и прочих нагрузок.

Величина Q_f может колебаться в широком диапазоне, вплоть до максимального значения Q_{fmax} (например, в результате торможения кромки при движении по проводке к кромкокрошительным ножницам). С точки зрения надежности работы уже существующего оборудования и при проектировании нового важно получить количественную и качественную оценку влияния Q_f на распределение крутящего момента между верхним и нижним дисками.

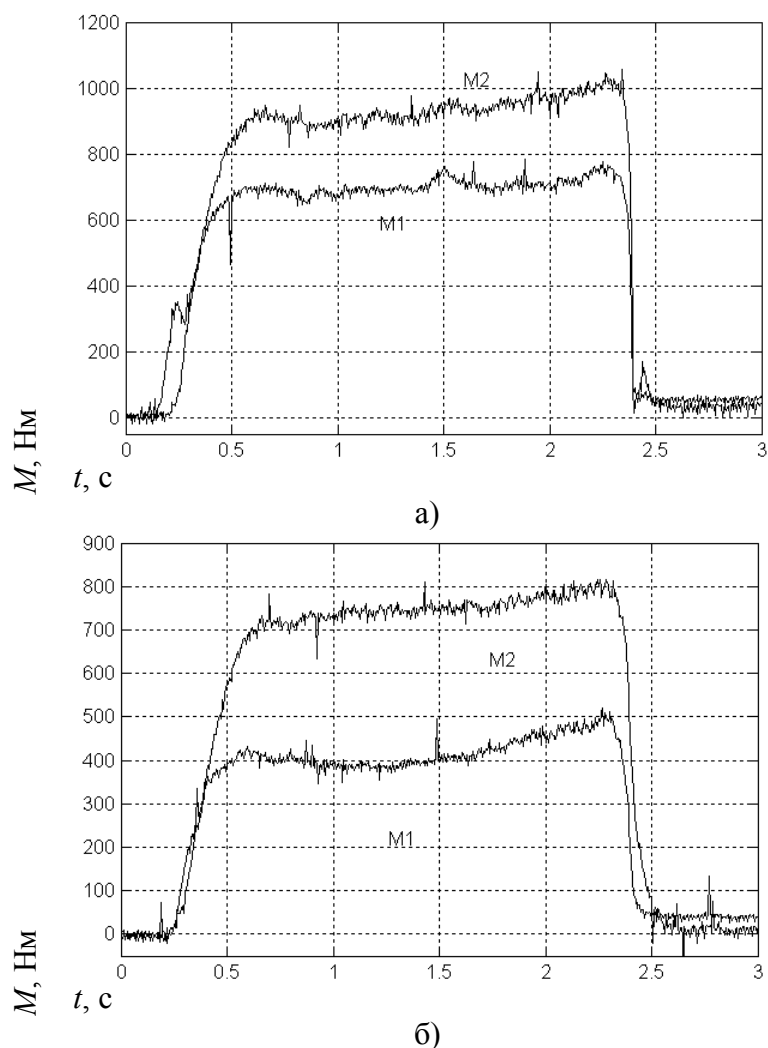


Рисунок 2 – Типовые осциллограммы при измерении моментов резания на верхнем M_1 и нижнем M_2 валах лабораторной установки однопарных дисковых ножниц

С целью экспериментальной оценки в процессе резки раската дисковыми ножами осуществлялась его остановка (на пути движения создавали временное препятствие). Типовые осциллограммы крутящих моментов на верхнем и нижнем дисковых валах для случая остановки раската в ножах приведены на рис.3. Из представленных осциллограмм видно, что от точки начала торможения ($\approx 0,71$ с) до полной остановки раската ($\approx 0,85$ с) происходит интенсивный рост (порядка 3 раз) крутящего момента на верхнем валу (рис.3, а) до величины, соответствующей $M_1 = (0,9 \dots 0,95)M_2$. За этот же промежуток времени крутящий момент на нижнем валу (рис.3, б) увеличивается не более, чем на 15%.

Данный факт указывает на целесообразность учета силы внешнего сопротивления при определении рабочих величин момента и мощности резания путем развития методики расчета [5] с целью определения наибольших значений толщины листов, допускаемых к резке на дисковых ножницах в горячем состоянии, а также определение предельных значений момента резания для случая аварийных ситуаций (остановка кромки в проводке) с целью предупреждения поломки элементов привода ножевых валов.

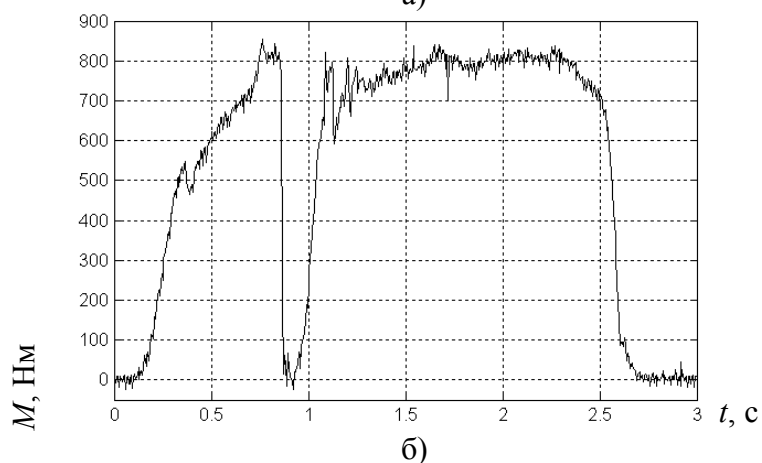
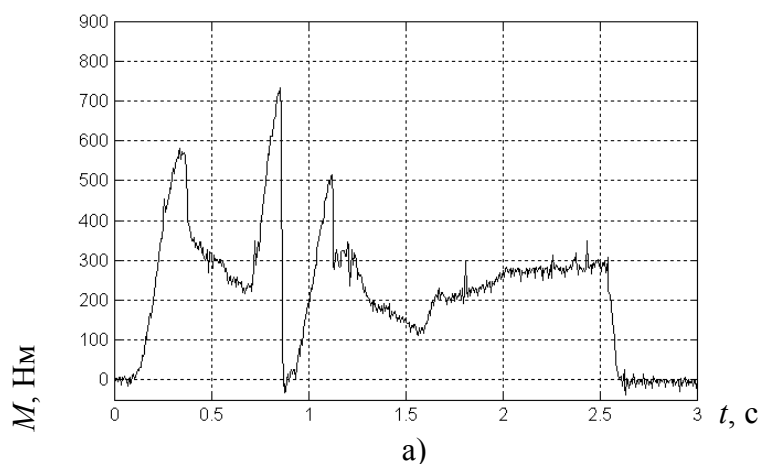


Рисунок 3 – Типовые осциллограммы крутящих моментов на верхнем (а) и нижнем (б) ножевых валах в случае торможения раската в ножах

Выводы. Анализ полученных результатов позволил сделать следующие выводы:

- для толстолистовых дисковых ножниц имеет место неравномерное распределение между верхним и нижним дисковыми ножами, причем момент на нижнем ноже всегда выше, чем на верхнем;
- на величину момента резания и характер его распределения между ножами оказывает существенное влияние сила внешнего сопротивления движению раската в ножах;
- увеличение силы внешнего сопротивления приводит к росту суммарного момента резания и к уменьшению рассогласования крутящего момента между ножами;
- в случае торможения раската в ножах соотношение между верхним M_1 и нижним M_2 ножами составляет $M_1 = (0,9 \dots 0,95)M_2$.

Полученные в работе результаты представляют практический интерес с точки зрения совершенствования технологии и оборудования горячей резки толстых листов на дисковых ножницах при определении нагрузок на элементы конструкции привода дисковых ножей. Также результаты могут быть использованы при развитии методики расчета толстых горячекатаных листов на дисковых ножницах.

ЛИТЕРАТУРА.

1. Боровик П. В. Горячая порезка толстолистовых раскатов – основной резерв снижения энергоемкости процесса/ П.В.Боровик, В.Н.Ульяницкий, В.С.Мумриенко// Сборник научных трудов ДГМИ. – Алчевск. – 1998. – Вып. 7. – С.72-76.

2. Пат. 4860 Україна, МПК⁷ B23D19/04. Дискові ножиці/ Боровік П.В.; заявник і патентовласник Донбаський гірничо–металургійний інститут. – №20040503435; заявл. 06.05.04; опубл. 15.02.05, Бюл. №2.
3. Боровік П. В. Влияние конструкции ножа на величину работы в процессе резания металла на ножницах/ П.В.Боровик, В.А.Луценко// Сборник научных трудов ДонГТУ. – Алчевск. – 2007. – Вып. 24. – С.264-270.
4. Боровік П. В. Влияние конструкции ножа и технологических параметров процесса резания металла ножницами на величину удельной работы/ П.В.Боровик, В.А.Луценко// Сборник научных трудов ДонГТУ. – Алчевск, 2007. – Вып. 25. – С.187-193.
5. Боровік П. В. Распределение момента резания между валами верхнего и нижнего ножей дисковых ножниц при порезке толстолистовых раскатов/ П.В.Боровик, В.Н.Ульяницкий// Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : збірник наук. пр. – Краматорськ, 2000. – С.133-137.
6. Боровік П.В. Влияние проводковой системы на узлы дисковых ножниц при резании толстолистовых раскатов/ П.В.Боровик, В.Н.Ульяницкий // Сборник научных трудов ДГМИ. – Алчевск, 1998. – Вып. 8. – С.160-162.

УДК 621.771.04

БОЙКО В. І., д.т.н., професор
НЕЛЬГА А.Т., ст. викладач

Дніпродзержинський державний технічний університет

СИСТЕМА АВТОМАТИЗОВАНОГО КЕРУВАННЯ ПРОЦЕСОМ ТОЧНОЇ ПРОКАТКИ СМУГ

Вступ. Актуальність роботи визначена необхідністю використання в народному господарстві товстолистової і смугової продукції з дотриманням високої точності її геометричних розмірів.

Малотоннажне виробництво смугової сталі на реверсивному стані 1200 ДМК відрізняється широкою різноманітністю типорозмірів (96 найменувань), які прокатуються, частою їх зміною, а також прокаткою в умовах обмеженого часу і змінного темпу. До смуг, які прокатуються, пред'являються підвищені вимоги до подовжньої і поперечної різнотовщинності, різноширинності і планшетності, проте потрібний ефект у формуванні показників їх точності часто не досягається.

Існуюча система управління процесом прокатки базується на відпрацюванні "жорсткої" програми обтисків, яка складається на основі фіксованих значень основних параметрів (температури, товщини підкату й ін.). Це означає, що якщо ці параметри прийматимуть інші значення, оператор повинен оперативно проводити їх оцінку і вводити відповідну корекцію в сигнал управління. Із-за неточної оцінки відповідних параметрів, значної погрішності вимірювання положення пристрою натиску, із-за наявності люфтів в механічних ланках вимірювального тракту, відсутності об'єктивної інформації про величину корекції на обтиски, викликані зміною температури і товщини підкату, відсутності обліку людського чинника при формуванні відповідних дій, що управляють, якісне відпрацювання обтисків досягнуто бути не може.

Постановка задачі. Успішне усунення перерахованих недоліків може бути вирішено побудовою автоматизованої системи керування процесом точної прокатки смуг в умовах інформаційної невизначеності, наділеної функцією автоматичного корегування

обтисків від змінювань температури і товщини підкату, розробкою математичної моделі цього корегування, підвищенням точності контролю переміщення регулюючого органу – натискувального механізму (НМ), шляхом обчислювальної компенсації величини люфтів у механічних ланках вимірювального тракту на інформацію про положення НМ та урахуванням людського фактора.

Результати роботи. Система автоматизованого керування процесом реверсивної прокатки смуг оснащена необхідною інформаційною, алгоритмічною, програмною і технічною базами. За рівнем розвитку вона відноситься до машинної системи з людським фактором керування, розрахованої на відповідальну роль оператора в ухваленні рішень на управління. Її функціональна схема представлена на рис. 1.

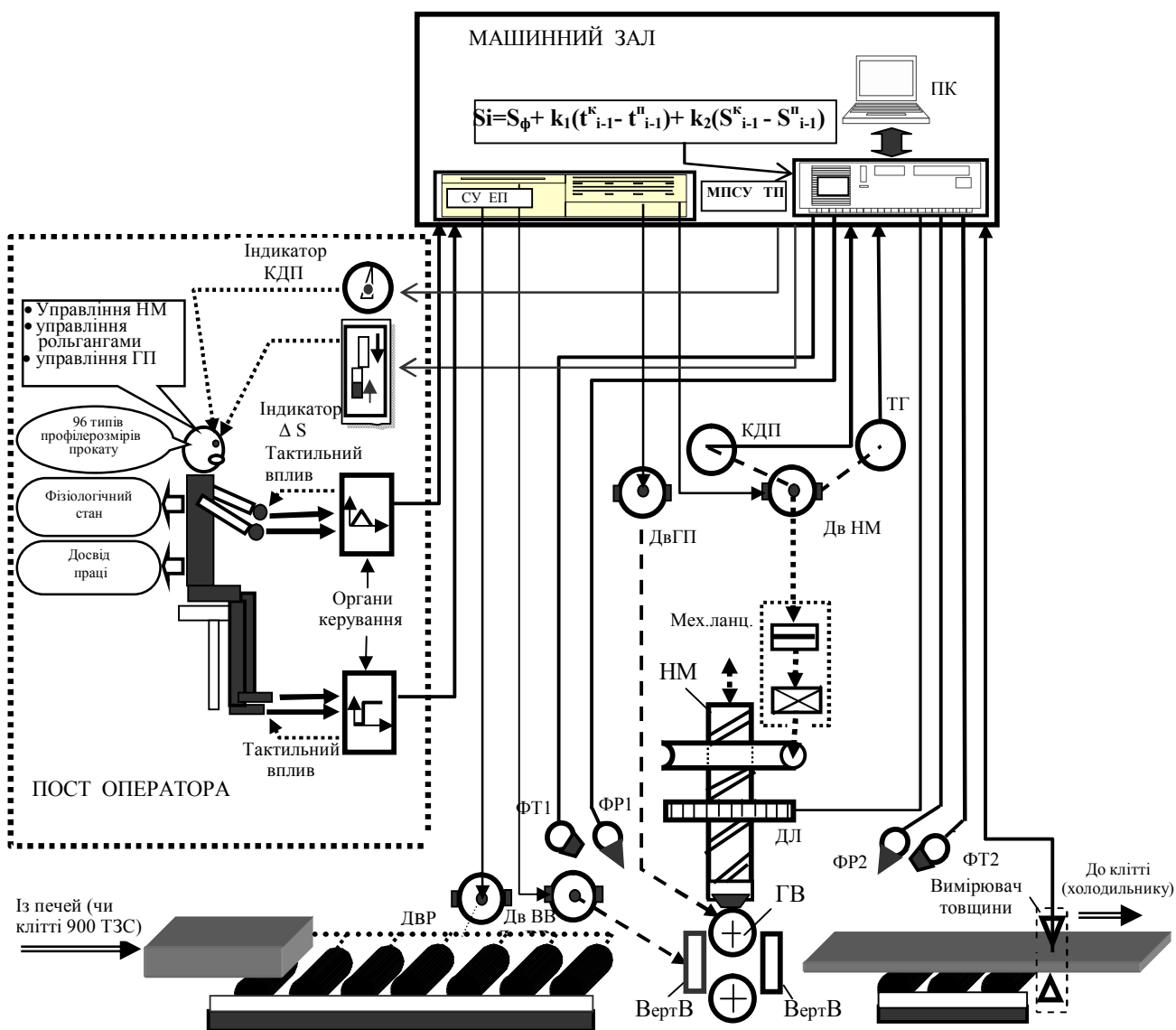


Рисунок 1 – Схема системи автоматизованого керування процесом прокатки на стані 1200

До складу автоматизованої системи управління процесом прокатки, окрім самого оператора стану, входять наступні блоки і засоби автоматики й обчислювальної техніки: фотореле Фр1 і Фр2 (типи УФ - 2М - 02) положення злитків; фотоелектричні пірометри Фт1 і Фт2 (ФЭП - 4М), що вимірюють температуру поверхні злитків,

відповідно в непарних і парних пропусках; кодовий датчик положення (КДП) натискувального механізму; датчик люфтів (ДЛ), що вимірює їх величину в силовому ланцюзі "вал КДП – верхній валок (ВВ)"; тахогенератор ТГ, який служить для контролю напряму обертання натискувального гвинта (НГ); електродвигуни головного привода, рольгангів, верхнього валка і НМ відповідно ДвГП, ДвР, ДвВВ і ДвНМ; система управління електроприводами СУЕП; мікропроцесорна система управління технологічним процесом прокатки МПСУ ТП; індикатор КДП; індикатор ΔS відпрацювання завдання на обтиски; органи управління прокатними механізмами, апаратний інтерфейс введення – виведення інформації, що забезпечує підсилення, нормування і перетворення вимірювальної інформації і передачі її із зовнішніх пристроїв в мікроЕ-ОМ і навпаки, відповідно до протоколів функціонування системи.

Кодовий датчик положення типу КД-4М забезпечує перетворення кута повороту валу в цифровий еквівалент. Кодовий датчик механічно зчленований з валом двигуна натискувального механізму. Точність вимірювання кодового датчика забезпечується 12-ти розрядним кодом і складає 0,05 мм.

Величина обтисків включає: сталу складову, яка визначається «жорсткою» програмою фіксованих значень положення натискувального пристрою для різних типорозмірів на кожен пропуск, і змінну, яка направлена на компенсацію збурень. «Жорсткі» програми – це результат вирішення методом динамічного програмування завдання оптимізації режимів обтисків по пропусках в універсальній кліті з урахуванням повного використання допустимого тиску металу на валки. У разі відхилення фактичних значень параметрів від розрахункових в алгоритм управління вводиться відповідне корегування, що вимагає переміщення валків у задане положення.

Обчислення величини корегування вставок переміщення ВВ на останній прохід у функції основних збурювальних параметрів – температури і товщини підкату, що побічно оцінюється за положенням верхнього валка, здійснюється за алгоритмом:

$$\Delta S_i^P = k_1 S_{i-1}^k - (k_1 + 1) S_{i-1}^P - k_2 (t_{i-1}^k - t_{i-1}^P) + S_i^k,$$

де k_1, k_2 – коефіцієнти, що характеризують ступінь впливу, відповідно положення верхнього валка і температури підкату на товщину готової смуги;

$t_{i-1}^k, S_i^k, S_{i-1}^k$ – контрольні значення температури і положення верхнього валка в проходах i і $i-1$;

t_{i-1}^P, S_{i-1}^P – поточні значення температури і положення верхнього валка;

$i, i-1$ – номер останнього і передостаннього проходів.

«Контрольною» вибирається і фіксується на період прокатки поточної партії перша прокатана смуга, якість якої відповідає необхідним нормам. Якість оцінюється за величиною відхилень ширини і товщини смуг від номінальних розмірів. Вимірювання геометричних розмірів смуг проводиться вручну вальцівником стану і вводиться в систему через пульт управління. Коефіцієнти $k1, k2$ розраховуються з урахуванням ширини, товщини і марки сталі і зберігаються в пам'яті системи. Відповідно до результатів вимірювань товщини окремих (контрольних) готових смуг, які здійснюються вальцівником стану, вони уточнюються.

У режимі повної компенсації контрольованих збурень здійснюється розрахунок різнотовщинності смуги dh , обумовленої впливом неконтрольованих параметрів. Модель формування різнотовщинності Δh урахує величину помилки при установленні верхнього валка ΔS_0 між положенням ВВ - S_p , що рекомендується, і фактично відпрацьованим S_ϕ положенням. Коефіцієнти моделі також уточнюються відповідно як до вимірювань товщини смуги, так і на основі обчислення приросту товщини смуги Δh_ϕ . Введення цього контуру дозволяє виділити приріст товщини, обумовлений впливом неточності установки верхнього валка оператором, що необхідно для адаптації

коефіцієнтів математичної моделі. Істотної відмінності від фактичного значення, що виходить за межі допустимої похибки, не спостерігається вже після прокатки двох - трьох смуг. Закладені в пам'ять системи початкові коефіцієнти корегуються на кожному кроці адаптації, причому результати для кожного сортаменту фіксуються і використовуються при наступній прокатці, що підвищує точність настройки.

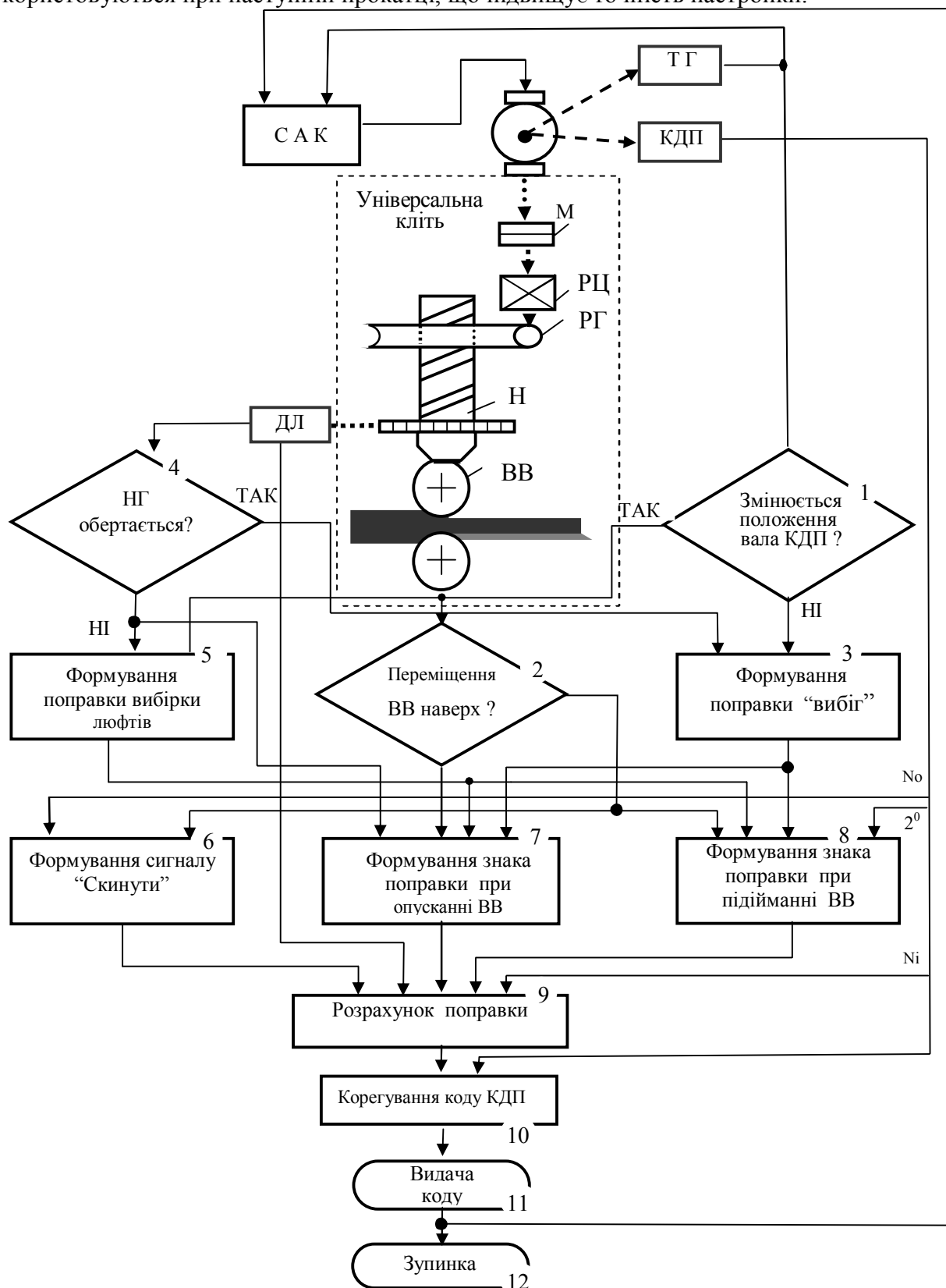


Рисунок 2 – Алгоритм контролю положення ВВ універсальної кліті з корегуванням значень люфтів у силових ланках

Функціонування системи управління в циклі прокатки здійснюється під впливом сигналів, що ідентифікують номери поточних пропусків і вказують на їх розташування в зворотному рахунковому ряду: останній, передостанній і так далі. Ця інформація формується алгоритмом рахунку пропусків і вироблення команд управління, що передбачає логічну обробку сигналів, які знімаються з фотореле Фр1 і Фр2, розташованих уздовж лінії стану перед і за прокатною кліттю, з КДП і пульта управління. Алгоритмом передбачається фільтрація від перешкод, що діють на процес прокатки, а також формування рахункових імпульсів в першому або в першому і другому пропусках, коли злитки, через свою коротку довжину не потрапляють у поле дії відразу обох фотореле, як це вимагають умови рахунку пропуску.

Паспортна точність вимірювання положення НМ кодовим датчиком для умов прокатки на стані 1200 відповідає бажаній. Проте при відпрацюванні обтисків, ця інформація «спотворюється» люфтами в механічних ланках ланцюга «вал електродвигуна – натискувальний гвинт», що входить до складу вимірювального каналу положення регулюючого органу.

Відсутність достовірної інформації про величину люфтів та відповідного корегування у вимірювальному каналі положення ВВ ускладнює керування прокаткою. Так, у випадку «перерегулювання» «доведення» робочого органу до заданої позиції здійснюється з одного напрямку (“зверху вниз”) для вибірки люфтів. Якщо навіть в основному вважати люфти постійними на якийсь період, то їхній конкретний розмір у даний момент часу носить випадковий характер, що є справедливим для реверсивних станів, де натискувальний пристрій працює в режимі «розгін-гальмування».

Мають місце в останніх пропусках прокатки такі випадки, коли замість гальмування відбувається вільний “вибіг” двигуна, особливо при малих переміщеннях. У цьому випадку люфти, як правило, вибираються, хоча можлива і неповна їхня вибірка.

При зміні напрямку обертання двигуна НГ зміна показань кодового датчика до початку обертання НГ відображує тільки розмір люфтів у механічних вузлах і вносить помилку у вимірювання зазначеного параметра. Характерними є також випадки, коли при завершенні відпрацювання завдання на переміщення НГ двигун припиняє свій рух, а ВВ ще не зупинений.

Відзначений вплив люфтів на точність вимірювання положення ВВ й особливості механічної системи передачі цієї інформації призвели до необхідності розробки і створення підсистеми вимірювання положення з корекцією на розмір люфтів у механічних вузлах тракту «КДП - ВВ» [1].

На рис.2 надана структурна алгоритмічна схема визначення положення ВВ, відкоригованого на величину люфтів у ланках механічної передачі “КДП - ВВ”.

Повний цикл вимірювання положення НГ включає ряд стадій:
визначення модуля помилки (Δ) від величини люфтів на початку переміщення НГ;
визначення модуля помилки (δ) від величини люфтів при зупинці Дг НГ;
визначення величини корекції на люфти (Δ, δ);
визначення знака величини корекції на люфти ($\pm\Delta, \delta$);
корекція вимірювальної інформації про положення НГ ($S_i \pm \Delta; \delta$).

Обробці підлягає інформація, що надходить від КДП, ДЛ та тахогенератора (ТГ), який проводить контроль обертання двигуна НГ і напрямку його переміщення, що використовується в системі автоматичного керування (САК) електричним приводом натискувального механізму в якості ланцюга швидкісного зворотного зв'язку.

Для вимірювання величини люфтів у ланках механічної передачі «кодовий датчик положення - верхній валок» [2] використовується імпульсний ДЛ, установлений безпосередньо на НГ.

Алгоритмічні блоки 1 і 2 здійснюють відповідно перевірку логічних умов виробки сигналів про ознаки обертання Дг НМ “Контроль обертання” і напрямку переміщення регулюючого органу “ВВ уверх” і “ВВ униз”. Блок 5 на початку відпрацьовування завдання на переміщення ВВ забезпечує видачу імпульсів, сумарне число яких визначає величину поправки Δ .

Якщо обертання Дг НМ блоком 1 було підтверджено (ТАК), а контроль обертання НГ блоком 4 НІ, то в блоці 5 формується сигнал, що ототожнює цикл вибірки люфтів. При цьому кількість імпульсів, утворених на виході молодшого розряду (2^n) КДП за час покою НГ (до утворення в блоці 4 ознаки ТАК), буде виражати розмір люфтів. Обчислення поправки проводиться в блоці 9, куди надходять дані про її знак з блоку 7 або 8 у залежності від напрямку обертання двигуна і дані про величину переміщення ВВ.

Інший тип поправки (δ) пов'язаний з розміром люфтів, що виявляються під час, коли Дв уже відключений і не рухається, а НГ ще не зупинився (“вибіг” НГ). Ця поправка формується блоком 9 на підставі імпульсів, одержуваних у цей період часу з датчика ІД, а також відповідних сигналів, що видаються блоками 1, 3 і 4. Урахування знака здійснюється за сигналами ознак блоків 7 і 8.

Так як у підсистемі вимірювання положення ВВ використовується імпульсний датчик ДІ, який за принципом дії належить до датчиків переміщення, для яких властивим є накопичення похибок у процесі вимірювання [3], то за кожним разом при прямуванні НГ “наверх” після вибірки люфтів формується імпульс “скидання”, що надходить у накопичувач імпульсів для переведення його в нульовий стан (блок 6).

Корекція коду положення НГ провадиться в алгоритмічному блоці 10 відповідно до виразу $S_i \pm \Delta$ чи $S_i \pm \delta$. Знак “-” вибирається при переміщенні НГ “нагору”, а “+” – при переміщенні НГ “униз”.

Блок 11 подає вимірювальну інформацію у вигляді готової для цільового використання (на індикатор положення ВВ та САК).

Блок управління механізмами вирішує завдання установаження натискувального механізму в задане положення, управління швидкісними режимами рухомих прокатних механізмів, зокрема, розгін і гальмування їх до заданої швидкості, управління викидом металу з валків на заданій швидкості при управлінні головним приводом, гальмування рольгангів до заданої швидкості до моменту викиду металу з валків.

У мікроЕОМ формуються завдання на управління, які автоматично здійснюють перебудову вихідних характеристик пристроїв управління механізмами.

Оцінка темпу прокатки здійснюється на основі тимчасових оцінок тривалості пауз між обтисками в двох останніх пропусках, оцінки зниження температури злитків і прогнозу величини обтисків на останній пропуск. Автоматична компенсація похибок прогнозу величини обтисків на підставі інформації про поточний темп і температуру злитків виключає можливі випадки, коли, із-за зниження температури злитку, величина обтисків може перевершувати допустиму.

Досліджено вплив темпу прокатки, що враховує величину машинного часу прокатки і тривалості пауз між пропусками, на зміну температури злитків як основної збурюючої дії і корекції величини обтисків на останні два пропуски у функції зміни температури і товщини підкату. Зміна темпу прокатки породжує значні температурні збурення.

Стабільність темпу прокатки багато в чому залежить від функціонального стану оператора, що ухвалює рішення на виконання обтисків. Проте оператор випробовує великі психологічні і фізичні навантаження, що знижують його функціональний стан. Оператори позбавлені можливості чітко і однозначно інтерпретувати інформацію і ефективно її використовувати.

Зміна функціонального стану оператора є випадковою величиною, повною характеристикою якої є щільність розподілу тривалості пауз і неточностей установки нажимного пристрою в пропусках. Кожний оператор має свої індивідуальні статистичні характеристики. Контроль функціонального стану зводиться до порівняння його розрахованого і середнього фактичного. При виході розрахованих значень діагностичних показників за діапазон середнього фактичного фіксується зниження працездатності оператора.

Залежно від функціонального стану оператора встановлюється "тривалість" (в одному або двох останніх пропусках) проведення ідентифікації основних збурюючих дій, оцінка яких враховується в адаптивній моделі корекції обтисків.

Для отримання смуги якісної поверхні технологією передбачається певне обмеження величини обтисків на останній пропуск. Проте, із-за значного зменшення темпу прокатки спад температури злитку в останньому пропуску досягає таких значень, що для компенсації цього збурення величина обтиску не вкладається у встановлені норми. Для таких випадків виробляється алгоритмічне рішення, яке направлене на перерозподіл збільшеної частини обтисків з останнього пропуску на передостанній. Передбачено визначення прогнозованої величини обтиску на останній пропуск за оцінками зміни часу пауз і машинного часу прокатки і знаходження за цими даними інформації про величину змінювання температури злитку в кожному пропуску, починаючи з третього від кінця [3].

Функціональний стан оператора оцінюється за кінцевим результатом виконуваних ним у циклах виробничих операцій. Підставою для проведення діагностики функціонального стану операторів є досягнення встановлених меж зниження стабільності здійснення технологічного процесу і зростання тривалості пауз між деформаціями металу в пропусках. Діагностичними показниками функціонального стану людини-оператора є: дисперсія «помилки» оператора при установці нажимного пристрою в задану позицію в останньому пропуску, коливання середньої температури поверхні злитків в партії і середнім сумарним часом, що витрачається на паузи при прокатці в останніх двох пропусках. Граничні «уставки» вказаних оцінок чисельно залежать від професійного рівня кожного з працюючих операторів і мають індивідуальну «норму».

Перераховані пропозиції складають базу стратегії управління процесом прокатки, яка закладена для реалізації в комп'ютерно орієнтовану систему, що передбачає використання сучасної інформаційної технології, зокрема: бази даних, бази знань, блоку підготовки ухвалення рішення.

Висновки. Надана система управління базується на принципах людиномашинної системи з використанням сучасної інформаційної технології, де основною ланкою є оператор-технолог, який приймає відповідальне рішення управління.

Система стабілізує товщину смуги, яка прокатується, шляхом компенсації впливу основних збурень – температури і товщини підкату, що побічно оцінюється за положенням верхнього валка у відповідності до представленого алгоритму.

Передбачено проведення у реальному часі оцінки функціонального стану оператора за результатами його діяльності, що сприяє підвищенню ефективності прокатки.

Розроблено підсистему контролю положення регулюючого органу НМ, яка компенсує похибки від люфтів у вимірювальному тракті, чим підвищує точність відпрацювання обтисків у пропусках в 1,5-1,8 рази.

ЛІТЕРАТУРА

1. Бойко В.И., Нельга А.Т. Система автоматической коррекции установки нажимного механизма прокатного стана. Матеріали міжнародної конференції з керування, "Автоматика – 2002". – Донецьк. – 2002.

2. А.с. 876225 (СССР) /Бойко В.И., Нельга А.Т., Богуславский Я.К., Тихобаев А.П. Оpubл. в БИ, 1989, №40. – С.26-27.
3. Бойко В.И., Нельга А.Т. Принятие решений в системе стабилизации толщины поло-
совой стали/ Зб. праць 2-ї міжнародної конференції. – Дніпродзержинськ: ДДТУ. –
2006.

УДК 621.771.01

МАКСИМЕНКО О.П., д.т.н., професор
РОМАНЮК Р.Я., аспірант
СІДАШ Г.Г., студентка

Дніпродзержинський державний технічний університет

АНАЛІЗ РІВНОДІЮЧОЇ ГОРИЗОНТАЛЬНИХ ЗОВНІШНИХ СИЛ НА ОСНОВІ ТЕОРЕТИЧНОЇ МОДЕЛІ ТЕРТЯ

Вступ. В літературі, як й на практиці, вважається, що саме випередження є параметром, що показує можливість протікання сталого процесу прокатки. Однак є випадки прокатки, які це заперечують.

Постановка задачі. В даній роботі зроблена спроба показати та обґрунтувати на основі логіко-математичній моделі тертя [3] та методики, викладеної в [1, 2], що параметром, який свідчить про настання граничних умов прокатки, є результуюча горизонтальних зовнішніх сил.

Згідно з теорією прокатки для сталого процесу маємо:

$$\alpha_y^{\max} = 2f_y, \quad (1)$$

де α_y^{\max} – максимальний кут захоплення в сталому режимі;

f_y – коефіцієнт тертя в сталому режимі.

З умови (1) граничні умови прокатки настають при куті нейтрального перетину $\gamma = \frac{\alpha_y}{2} \left(1 - \frac{\alpha_y}{2f_y} \right) = 0$ та випередженні $S = 0$.

Але, як свідчать практичні досліди, наприклад О.П.Грудєва, В.Н.Прокоф'єва, С.В.Макеєва, І.Я.Тарновського та інших, граничні умови настають при наявності випередження (іноді значного), тобто умова (1) не виконується.

Таким чином, більш вірно, запишемо граничні умови прокатки наступним чином [4]:

$$\alpha_y^{\max} = nf_y, \quad (2)$$

де n – коефіцієнт, що залежить від кута нахилу рівнодіючої нормальних тисків.

Значення даного коефіцієнта можна визначити, наприклад, з графіка або формул [4].

Отже, показником, що свідчить про граничні умови прокатки, не може бути випередження S .

В статтях [1, 2] наведена методика визначення результуючої горизонтальних зовнішніх сил, що діють на метал зі сторони валків. Розглянемо, чим врівноважена ця сила в осередку деформації. Для цього скористаємося диференціальним рівнянням Кармана:

$$-2p_x \sin \varphi \frac{dx}{\cos \varphi} + 2t_x \cos \varphi \frac{dx}{\cos \varphi} + (\sigma_x + d\sigma_x)(h_x + dh_x) - \sigma_x h_x = 0, \quad (3)$$

де $-2p_x \sin \varphi \frac{dx}{\cos \varphi} + 2t_x \cos \varphi \frac{dx}{\cos \varphi} = Q_{внеш}$ – результуюча горизонтальних зовнішніх сил;

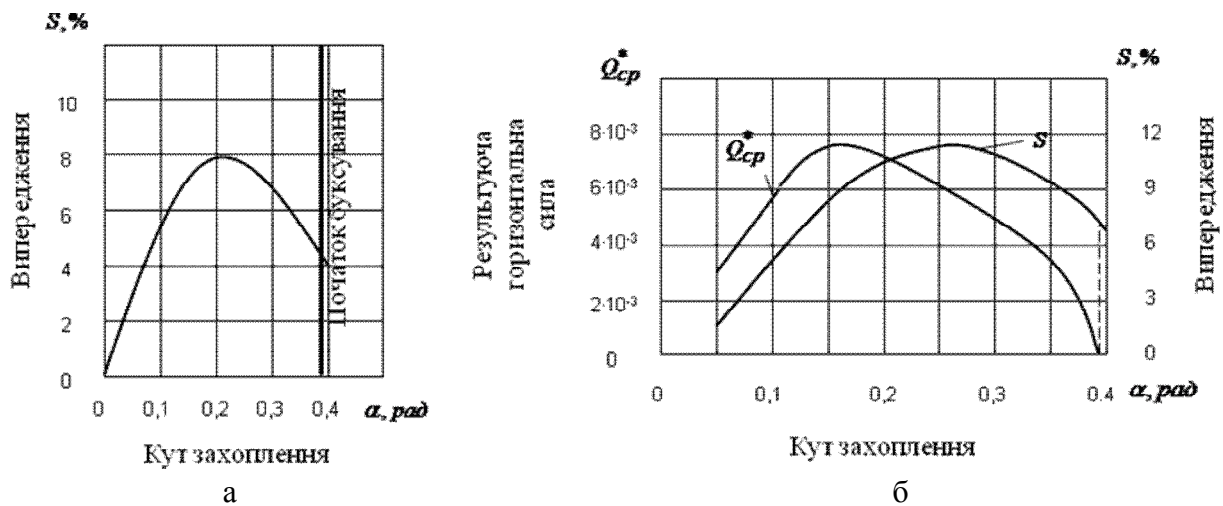
$(\sigma_x + d\sigma_x)(h_x + dh_x) - \sigma_x h_x = Q_{внут}$ – результуюча внутрішніх сил;

φ – поточний кут в осередку деформації.

Таким чином, в кожному перетині осередку деформації результуюча горизонтальних зовнішніх сил врівноважена результуючою внутрішніх сил. Звідси, середні значення по осередку деформації зовнішньої та внутрішньої сили однакові, але з різними знаками.

Результати роботи. Отже, при простому процесі прокатки середня по осередку деформації результуюча горизонтальних зовнішніх сил обов'язково повинна бути направлена в сторону прокатки та бути більшою, ніж нуль. При рівності даної сили нулю наступають граничні умови прокатки; якщо ця сила буде меншою від нуля (направлена проти ходу прокатки) – процес неможливий.

На графіку (рис.1, а) представлені практичні дані прокатки свинцевих зразків при наступних умовах: діаметр валків $D = 210$ мм, кінцева товщина смуги $h_1 = 3,75$ мм, ширина смуги $b = 60$ мм, коефіцієнт тертя $f = 0,28$ (досліди В.Н. Прокоф'єва).



а – практичні дані В.Н.Прокоф'єва; б – результати теоретичного дослідження

Рисунок 1 – Порівняння практичних та теоретичних даних прокатки

З даного графіка випливає, що процес прокатки переривається при наявності випередження (біля 4%) та куті захоплення $\alpha_y = 0,4$.

На основі методики [1, 2] для цих же параметрів прокатки та використовуючи модель тертя [3]:

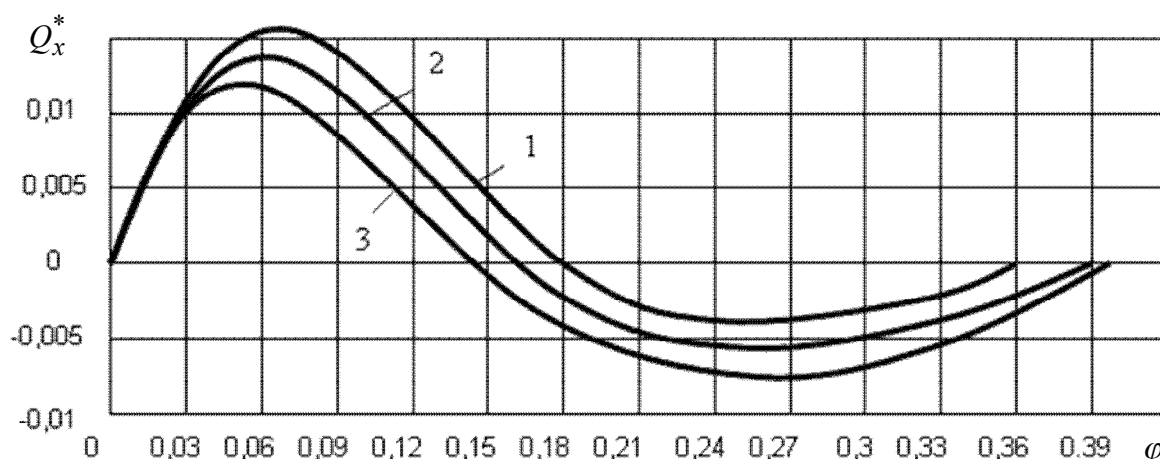
$$\frac{t_x}{\beta\sigma_T} = f_y \frac{p_x^*}{\beta\sigma_T} \frac{\varphi - \gamma}{\varphi^* - \gamma}, \quad (4)$$

визначимо результуючу горизонтальних сил в безмірній формі Q_x^* в кожному перетині осередку деформації. В якості перемінних використовуємо кут захоплення. На рис.2 наведені результати розрахунку сили Q_x^* при кутах захоплення, що наближені до граничних.

З графіка випливає, що на одних ділянках осередку деформації сила Q_x є позитивною, на інших – негативною. Середні значення результуючої горизонтальних сил по осередку деформації визначені за формулою:

$$Q_{cp}^* = \frac{1}{\alpha_y} \int_0^{\alpha_y} Q_x^* d\varphi. \quad (5)$$

Для випадків, коли кут захоплення не перевищує 0,39 рад, Q_{cp}^* є позитивним, при $\alpha_y = 0,4$ рад та більше $Q_{cp}^* < 0$.



1 – $\alpha_y = 0,365$ рад; $Q_{cp}^* = 0,0029$; 2 – $\alpha_y = 0,39$ рад; $Q_{cp}^* = 0,0005$;

3 – $\alpha_y = 0,4$ рад; $Q_{cp}^* = -0,0006$;

Рисунок 2 – Результати розрахунку сили Q_{cp}^* по довжині осередку деформації в залежності від кута захоплення

На рис.1, б наведені узагальненні результати дослідження. Як випливає з графіка, залежність випередження та сили Q_{cp}^* є якісно однаковим. Важливо відзначити, що при $Q_{cp}^* = 0$ $\alpha_y = 0,39$ рад – це відповідає граничним умовам прокатки, виходячи як з практичних даних В.Н.Прокоф'єва, так й середньої рівнодіючої горизонтальних сил.

На основі логіко-математичної моделі тертя [3] та методики, викладеної в [1, 2], показано, що параметром, який сигналізує про можливість ведення сталого процесу прокатки, є середнє значення результуючої горизонтальних сил. Подальше дослідження цієї сили можливе на основі аналізу практичних епюр контактних напружень.

Висновки. Більш точною умовою ведення сталого процесу прокатки є вираз: $\alpha_y^{\max} = n f_y$, звідки випередження не може сигналізувати про настання граничних умов прокатки. Використовуючи модель тертя та методику визначення сили Q_x^* , показано, що при $Q_{cp}^* = 0$ настають граничні умови прокатки. При простому процесі прокатки середня по осередку деформації результуюча горизонтальних зовнішніх сил повинна обов'язково бути направлена в сторону прокатки та бути більшою, ніж нуль.

ЛІТЕРАТУРА

1. Максименко О.П. Теоретический анализ захватывающей способности валков в установившемся режиме прокатки/ О.П.Максименко, А.А.Никулин, Р.Я.Романюк// Изв. вуз. Чёрная металлургия. – 2008. – № 10. – С.32-34.
2. Максименко О.П. Влияние режима трения на устойчивость прокатки при однозонном скольжении металла в валках/ О.П.Максименко, Р.Я.Романюк, А.А.Никулин// Изв. вуз. Чёрная металлургия. – 2008. – № 6. – С.26-29.
3. Максименко О.П. Модель трения при прокатке/ О.П.Максименко, Р.Я.Романюк, В.В.Голобородько// Збірник наукових праць ДДТУ (технічні науки). – Дніпродзержинськ. – 2008. – Випуск 1 (9). – С.41-48.
4. Грудев А.П. Захватывающая способность прокатных валков. – М.: СП Интермет Инжиниринг. – 1998. – 283с.

УДК 621.771.01

МАКСИМЕНКО О.П., д.т.н., професор
 РОМАНЮК Р.Я., аспірант
 ЖУРАВЕЛЬ М.О., магістр

Дніпродзержинський державний технічний університет

**АНАЛІЗ РІВНОДІЮЧОЇ ГОРИЗОНТАЛЬНИХ ЗОВНІШНІХ СИЛ
 НА ОСНОВІ ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНИХ ЕПЮР РОЗПОДІЛУ
 КОНТАКТНИХ НАПРУЖЕНЬ ПРИ ПРОКАТЦІ**

Вступ. В роботах [1, 2] на основі теоретичного аналізу контактних напружень показано, що параметром, який характеризує граничні умови прокатки, є результуюча горизонтальних зовнішніх сил. При цьому в граничних умовах деформації випередження не обов'язково дорівнює нулю.

Постановка задачі. В даній роботі зроблена спроба підтвердити, виходячи з обробки експериментальних епюр контактних напружень, що індикатором сталості процесу прокатки за умовами захоплення є середня результуюча горизонтальних зовнішніх сил в осередку деформації.

Результати роботи. Розглянемо експериментальні епюри розподілу контактних напружень по довжині осередку деформації, наведених в роботах [3, 4]. Умови прокатки, за яких вимірювалися контактні напруження, представлені в табл.1.

Таблиця 1 – Умови прокатки при дослідженні контактних напружень

Номер п/п	Товщина зразків, мм		Ширина b , мм	Діаметр валків D , мм	Кут захоплення α_y , рад	Параметр форми $\frac{l_d}{h_{cp}}$	Коефіцієнт тертя f_{cp}	$\frac{\alpha_y}{f_{cp}}$
	h_0	h_1						
1	Досліди [3]							
	3,4	2,35	6	105	0,1	3,7	0,179	0,56
2	Досліди [4]							
	2,2	1,2	50	104	0,098	6	0,048	2,04

Проаналізуємо дослідні дані протікання сталого процесу прокатки Є.І.Ігнат'євої [3], які наведені на рис.1 а, б. Відзначимо, що результати розподілу контактних напружень отримані для випадку $\frac{\alpha_y}{f_{cp}} = 0,56$. Згідно з вищезгаданою методикою визначимо

напруження q_x та поточну результуючу горизонтальних зовнішніх сил Q_x по довжині осередку деформації:

$$q_x = -p_x \sin \varphi + t_x \cos \varphi, \quad (1)$$

$$Q_x = R \cdot b \int_{\varphi}^{\alpha} q_x d\varphi, \quad (2)$$

де φ – поточний кут захоплення в осередку деформації.

На рис 1 в, г показані графіки розподілу напруження q_x та сили Q_x відповідно.

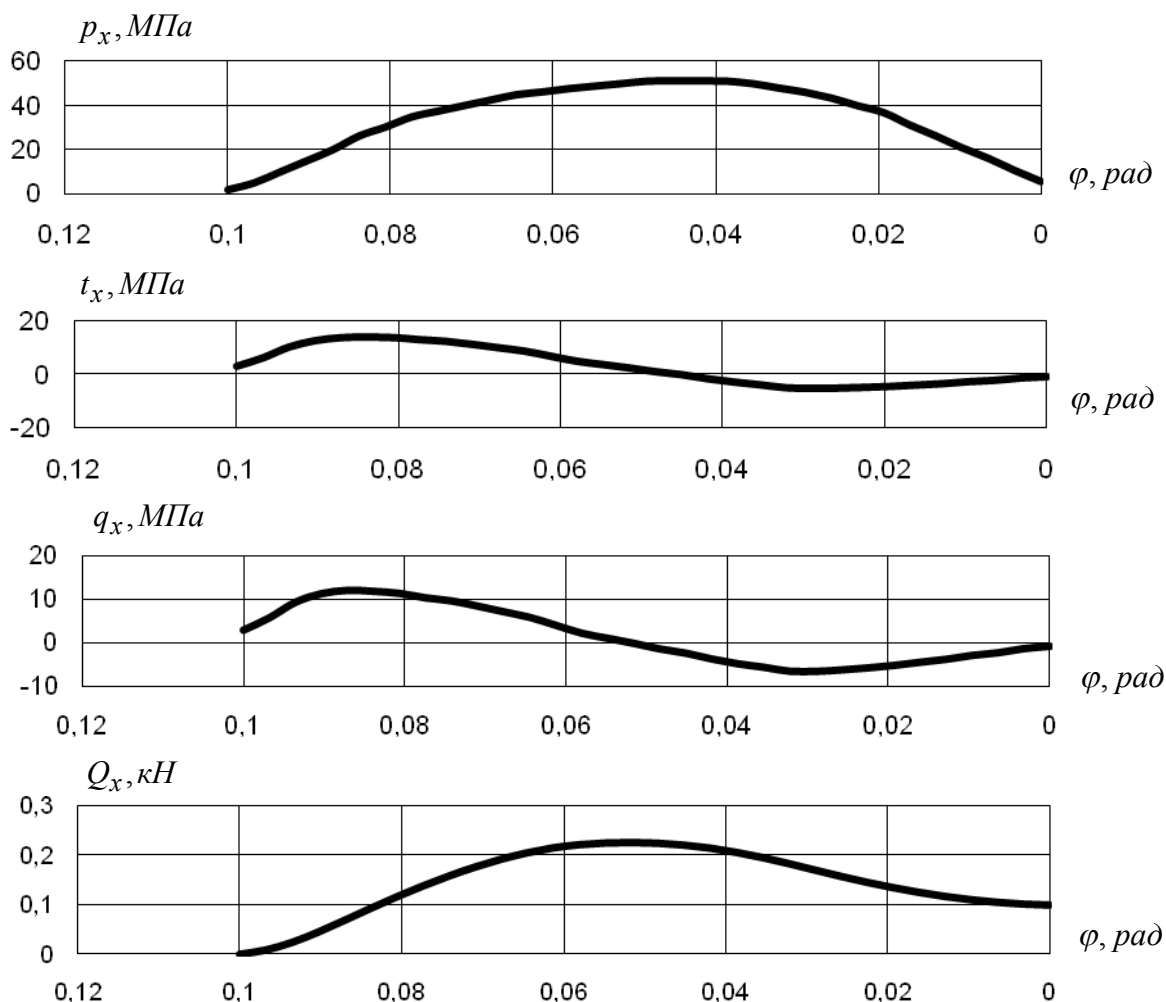


Рисунок 1 – Розподіл контактних напружень та результати досліджень при прокатці

за умови $\frac{\alpha_y}{f_{cp}} = 0,56$

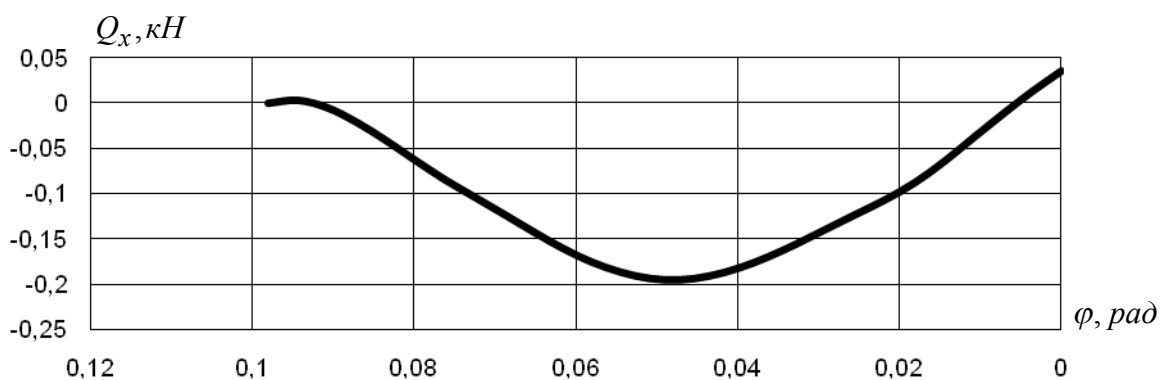
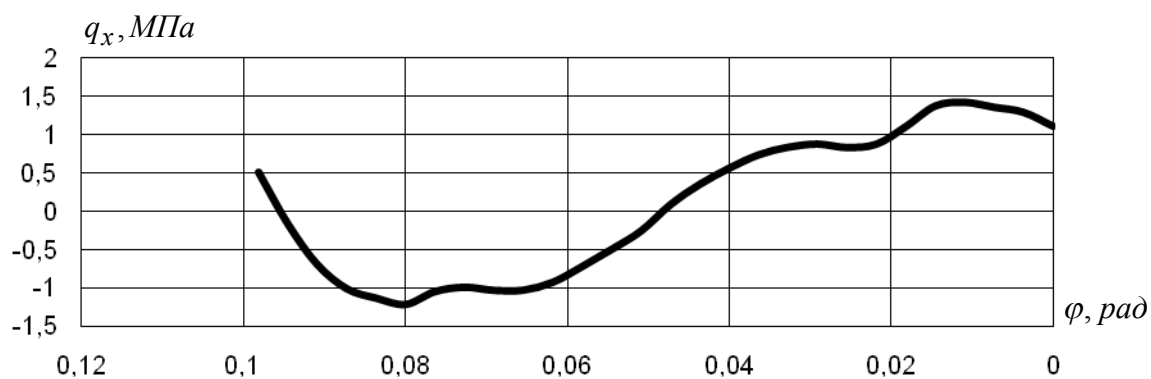
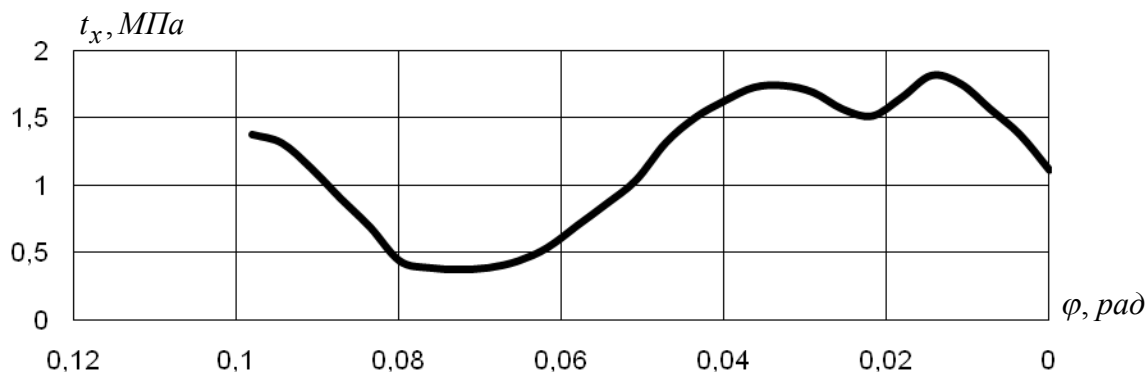
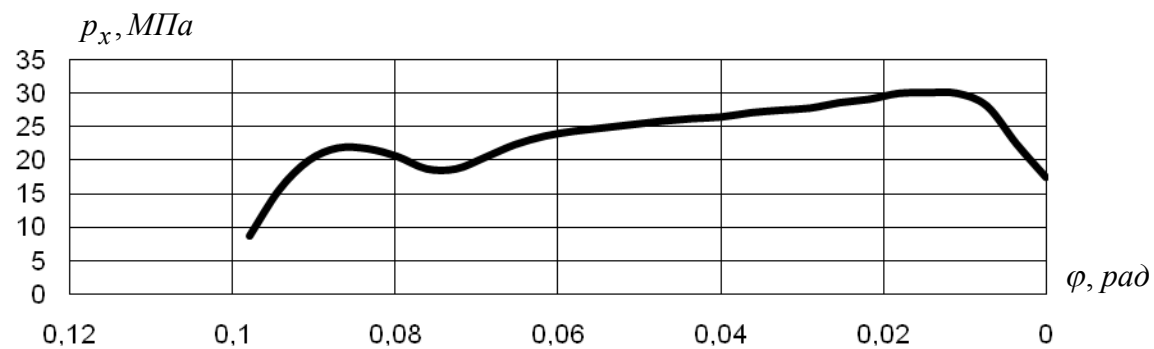


Рисунок 2 – Розподіл контактних напружень та результати досліджень при прокатці за умови $\frac{\alpha_y}{f_{cp}} = 2,04$

$$\frac{\alpha_y}{f_{cp}} = 2,04$$

Як впливає з останнього графіка, поточна результуюча горизонтальних сил по всій довжині осередку деформації є позитивною. Середнє її значення, що визначається за формулою

$$Q_{cp} = \frac{1}{\alpha_y} \int_0^{\alpha_y} Q_x d\varphi \quad (3)$$

є також позитивним та дорівнює $Q_{cp} = 0,1$ кН.

Згідно з роботами [1, 2] при $Q_{cp} > 0$ спостерігається сталий процес прокатки, що підтверджується безпосередньо експериментом.

Далі розглянемо експериментальні дані П.Л.Клименка, що наведені в роботі [4] та отримані при прокатці в умовах $\frac{\alpha_y}{f_{cp}} = 2,04$. Автор зазначає, що процес прокатки су-проводжувався постійними пробуксовками, тобто процес прокатки не є сталим. В цьому випадку середнє значення результуючої горизонтальних зовнішніх сил повинно бути меншим від нуля.

Аналогічна обробка епюр контактних напружень показала, що поточна сила Q_x є меншою від нуля впродовж довжини осередку деформації; відповідно й середнє її значення також негативне ($Q_{cp} = -0,101$ кН), тобто сила направлена проти ходу процесу прокатки.

Отже, на основі аналізу експериментальних епюр контактних напружень показано, що в сталому процесі прокатки сила Q_{cp} є позитивною, а коли процес прокатки не є сталим, $Q_{cp} < 0$, що підтверджується й теоретичними дослідженнями робіт [1, 2].

Для умов дослідної прокатки Є.І.Ігнат'євої та П.Л.Клименка проведемо теоретичний аналіз сталості процесу за методикою [1, 2]. Результати теоретичного дослідження наведені на рис. 3 та 4 відповідно.

Аналізуючи теоретичні та експериментальні графіки для умов дослідів [3], відзначимо, що характер змін нормального тиску, питомих сил тертя, напружень q_x та середньої результуючої сили є однаковим. Також в обох випадках сталий процес прокатки є можливим.

Порівнюючи теоретичні та експериментальні графіки для умов дослідів [4], зазначимо, що також в обох випадках сталий процес прокатки є неможливим, крім цього, на теоретичному графіку тиск по всій довжині осередку деформації є меншим від межі текучості, що відповідає даним дослідів П.Л.Клименка.

Отже, застосування моделі тертя, наведеної в [1, 2], для теоретичного визначення сталості процесу при прокатці тонких смуг показує досить точні результати.

Використовуючи дану модель тертя, проаналізуємо також практичні дані О.П.Грудєва [5]. Умови прокатки наступні: діаметр валків $D = 194,6$ мм, кінцева товщина зразків $h_1 = 1,1$ мм, коефіцієнт тертя $f_y = 0,25$. На практиці процес прокатки переривається при куті захоплення $\alpha^{\max} = 0,34$ рад та позитивному випередженні майже 10% (рис.5, а).

Узагальнені теоретичні результати представлені на рис.5, б.

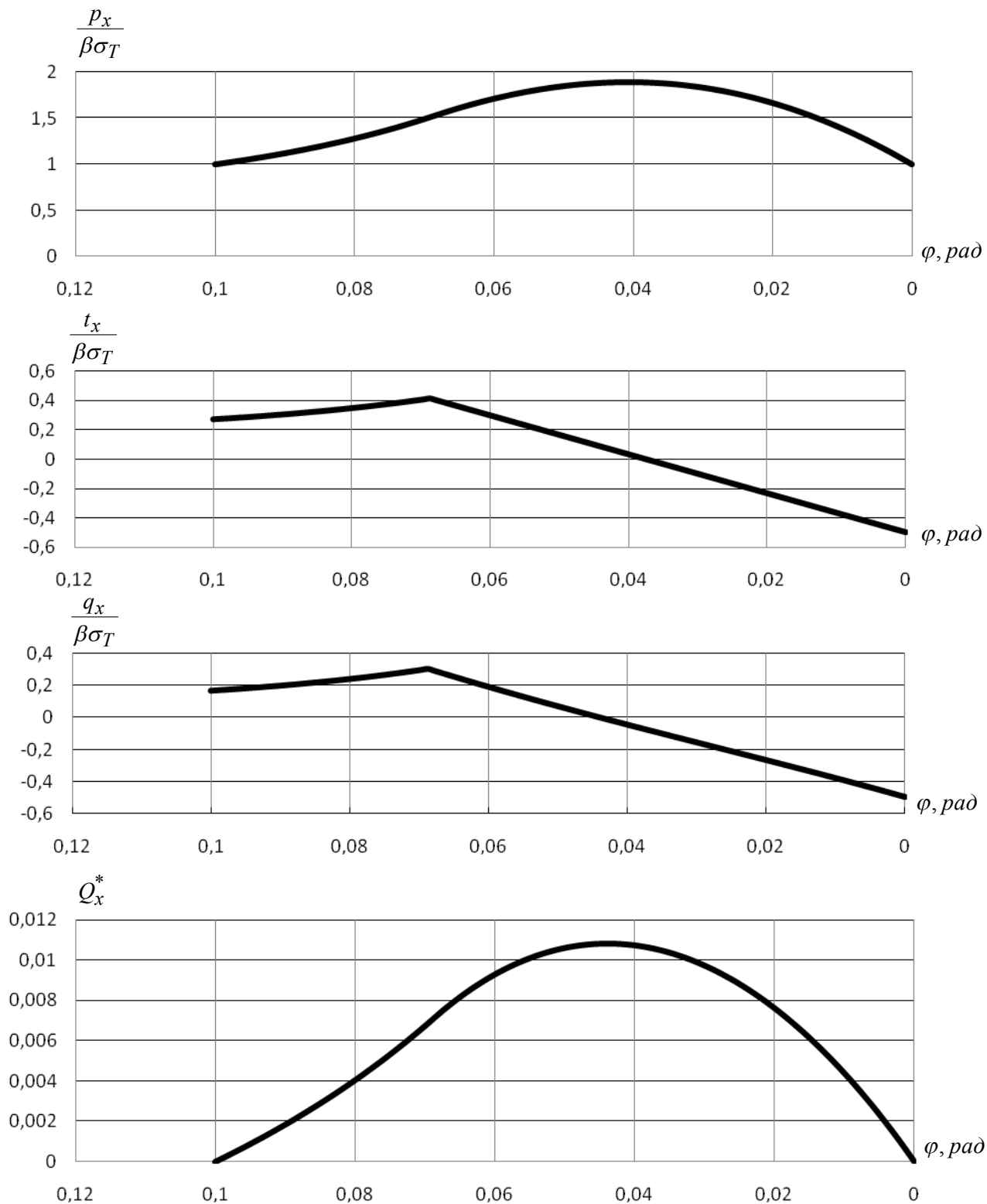


Рисунок 3 – Результати теоретичного дослідження прокатки для умови $\frac{\alpha_y}{f_{cp}} = 0,56$

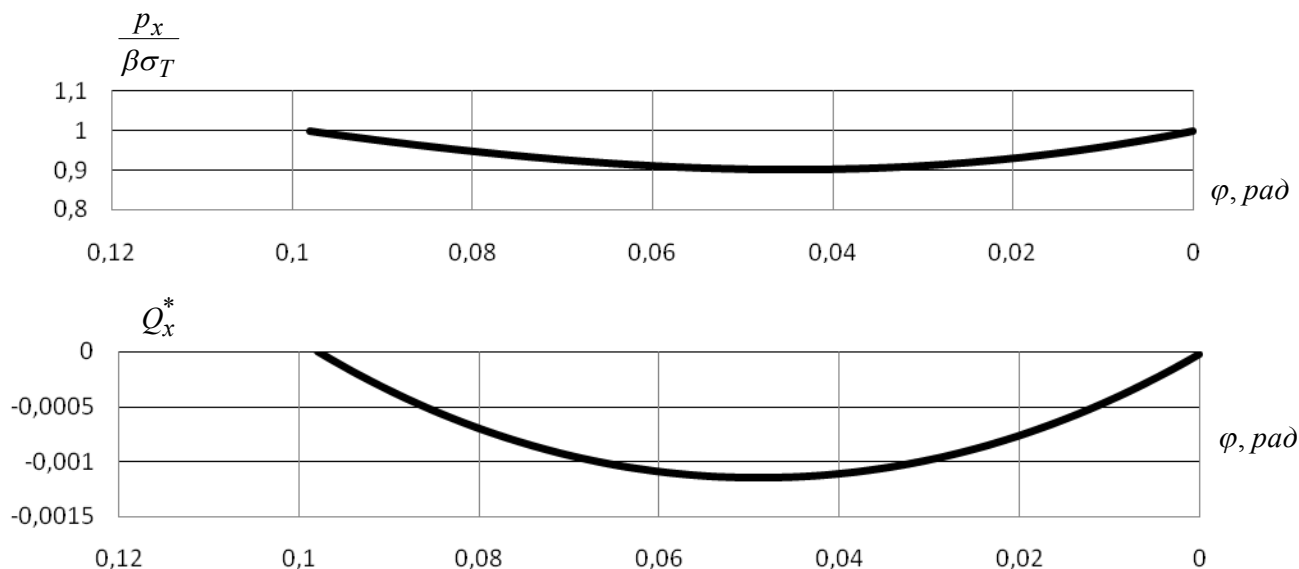
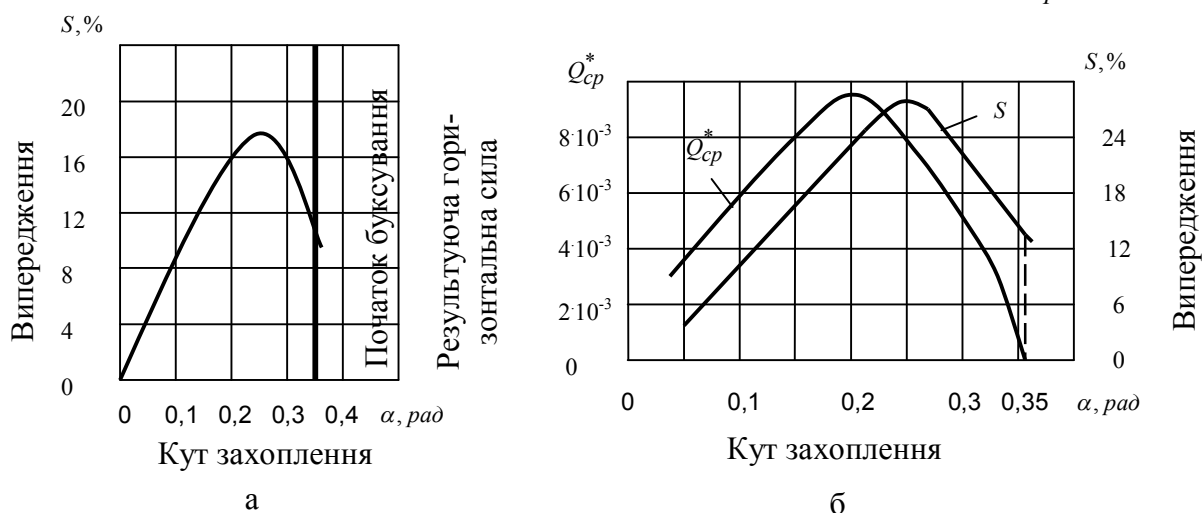


Рисунок 4 – Результати теоретичного дослідження прокатки для умови $\frac{\alpha_y}{f_{cp}} = 2,04$



а – практичні дані О.П.Грудева; б – результати теоретичного дослідження

Рисунок 5 – Порівняння практичних та теоретичних даних прокатки

З теоретичного графіка випливає, що при $Q_{cp}^* = 0$ (Q_{cp}^* – середнє значення результуючої горизонтальних зовнішніх сил в безрозмірній формі) кут захоплення також дорівнює $\alpha = 0,34$ рад, та характер зміни як випередження, так й сили Q_{cp}^* є якісно однаковим.

В результаті аналізу рівнодіючої горизонтальних зовнішніх сил на основі практичних епюр контактних напружень показано, що індикатором можливості ведення сталого процесу прокатки є середня результуюча горизонтальних зовнішніх сил, яка визначена на протязі всього осередку деформації.

Висновки. Середня результуюча горизонтальних зовнішніх сил в осередку деформації тісно пов'язана з кінематичними параметрам, зокрема з випередженням, залежність яких від кута захоплення є аналогічною.

Проаналізувавши дану силу на основі теоретичної моделі тертя та практичних епюр розподілу контактних напружень, встановлено, що сила Q_{cp} є параметром, що сигналізує про настання граничних умов прокатки: якщо $Q_{cp} > 0$ – протікає сталій процес, при $Q_{cp} = 0$ наступають граничні умови прокатки, в випадку $Q_{cp} < 0$ – сталій процес прокатки неможливий.

Використовуючи методику визначення результируючої горизонтальних зовнішніх сил, можна для будь-якого випадку прокатки визначити граничні умови ведення цього процесу та запропонувати його зміну з метою зниження енерговитрат.

ЛІТЕРАТУРА

1. Максименко О.П. Теоретический анализ захватывающей способности валков в установленном режиме прокатки/ О.П.Максименко, А.А.Никулин, Р.Я.Романюк// Изв. вуз. Чёрная металлургия. – 2008. – № 10. – С.32-34.
2. Максименко О.П. Влияние режима трения на устойчивость прокатки при однозонном скольжении металла в валках/ О.П.Максименко, Р.Я.Романюк, А.А.Никулин// Изв. вуз. Чёрная металлургия. – 2008. – № 6. – С.26-29.
3. Грудев А.П. Внешнее трение при прокатке. – М.: Металлургия, 1973. – 288с.
4. Сучасні проблеми металургії: Наукові вісті. Том 8. Пластична деформація металів. – Дніпропетровськ: Системні технології. – 2005. – 576с.
5. Грудев А.П. Захватывающая способность прокатных валков. – М.: СП Интермет Инжиниринг. – 1998. – 283с.

УДК 621.771

САМОХВАЛ В.М., к.т.н., доцент
КОВАЛЬОВА О.В., студентка

Дніпродзержинський державний технічний університет

ДОСЛІДЖЕННЯ РОЗШИРЕННЯ МЕТАЛУ ПРИ ХОЛОДНОМУ ПРОКАТУВАННІ СТІЧОК В КОНТРОЛЬНИХ КАЛІБРАХ

Вступ. В сортаменті сортових та спеціальних профілів значну частину становлять стрічки. Стрічкою або штабою називають плоскі прокатані вироби з прямокутним поперечним перерізом і рівномірною товщиною від 0,10 до 6,00 мм включно, які поставляють в рулонах або розрізаними на мірну довжину з обрізаними кромками (наприклад згідно ГОСТ 2208-2007).

Основним напрямком удосконалення технології виготовлення стрічок, як і іншого прокату, є підвищення якості продукції, зокрема точності геометричних розмірів. За діючими європейськими стандартами, які поступово впроваджуються і в Україні, точність холоднокатаних стрічок встановлюється на рівні $\pm 0,02$ мм. Це стосується як товщини, так і ширини стрічок. Забезпечення такої точності вимагає суттєвого поліпшення характеристик обладнання, застосування систем автоматичного регулювання та більш точного визначення технологічних параметрів.

Постановка задачі. При масовому виробництві стрічок в умовах неперервних станів з послідовним розташуванням клітей передбачено використання пластових калібрів в клітях з горизонтальними валками та контрольних калібрів в клітях з вертикальними валками. Зокрема, загальні рекомендації з визначення технологічних параметрів прокатування стрічок для станів з неперервним процесом гарячого прокатування викладені в роботах А.П.Чекмарьова [1] та інших авторів. Така технологічна схема дозво-

ляє забезпечувати потрібну точність прокатування звичайним регулюванням зазору між валками. Але при малотоннажному виробництві холоднокатаних стрічок широкого сортаменту існуюче на вітчизняних підприємствах обладнання, особливо реверсивні стани, мають обмежені можливості впровадження систем автоматички, тому для них єдиною можливістю досягнення потрібного рівня точності залишається використання технологічних засобів.

Отже, задача більш точного визначення та прогнозування формозміни стрічок в процесі прокатування з метою досягнення заданої точності розмірів залишається актуальною як в науковому, так і практичному відношенні.

Відповідно до такої загальної задачі у цій роботі поставлено за мету дослідження особливостей розширення при прокатуванні стрічок в контрольних калібрах. При цьому увага акцентувалась саме на технологічних параметрах, таких як обтиснення та співвідношення розмірів стрічки.

Найбільш характерною особливістю формозміни при прокатуванні стрічок у контрольних калібрах є подвійне “бочкоутворення”, коли деформація не проникає на всю “глибину” розкату і локалізується у приконтактних ділянках стрічки. При наступному прокатуванні в пластових проходах такі потовщення на краях стрічки створюють умови нерівномірної деформації, що призводить до вимушеного розширення металу. Тому важливо знати не тільки абсолютну величину розширення, але й “глибину” проникнення деформації, тобто зону розширення.

У роботі [2] для умов універсальних клітей товстолистового стану рекомендована залежність для визначення розширення в пластових проходах з врахуванням обтиснення у вертикальних валках, в якій враховується вплив наступних параметрів, що змінюються в діапазонах:

$$h_0 / l_b = 0,5 \div 1,5; \quad b_{cp} / l_b = 5,0 \div 25; \quad b_0 / h_0 = 3,4 \div 50;$$

де h_0 , b_0 – товщина та ширина розкату перед вертикальною кліттю;

l_b – довжина осередку деформування в вертикальних валках;

b_{cp} – середня ширина розкату в вертикальних валках.

На відміну від універсальних клітей товстолистових станів холодне прокатування стрічок відбувається зі значно меншими обтисненнями, тобто в інших діапазонах параметрів h_0 / l_b та b_{cp} / l_b .

Методика проведення досліджень. Виходячи з можливостей наявного лабораторного обладнання, за основні змінні фактори прийняли відношення кінцевої ширини стрічки до її початкової товщини b_1 / h_0 та відношення кінцевої ширини до довжини осередку деформації в контрольному калібрі b_1 / l_d . Зазначені фактори за змістом відповідають двом з вищенаведених факторів для товстих листів, але дозволяють дещо спростити планування експерименту.

Досліди проводили на лабораторному стані 180 з валками з відбіленого чавуну. По краях бочки валків врізали контрольні калібри, розміри яких наведено на рис.1. Середню частину бочки валків використовували для “пластових” проходів. При прокатуванні в контрольних калібрах прагнули забезпечити відсутність защемлення стрічки бічними стінками, щоб визначити фактичну величину розширення. Тому для наявних калібрів ширину зразків призначили 13 та 3,5 мм. Крім цього, прийняли проміжне значення товщини зразків 7 мм, які прокатували по два одночасно. Контрольні калібри налаштовували на постійну висоту $b_1 = 44$ мм. Таким чином забезпечили зміну фактору b_1 / h_0 на трьох рівнях.

Зразки виготовляли з латуні марки Л75. Максимальне обтиснення цього металу в контрольних калібрах валків стану 180 за умовами захвату не перевищувало 2 мм. Виходячи з цього, величину обтиснення призначали 0,5 1,0 1,5 та 2,0 мм. Відповідно отримали чотири рівня зміни фактору b_1/l_d . Значення факторів та інші плановані параметри дослідів наведені у табл. 1.

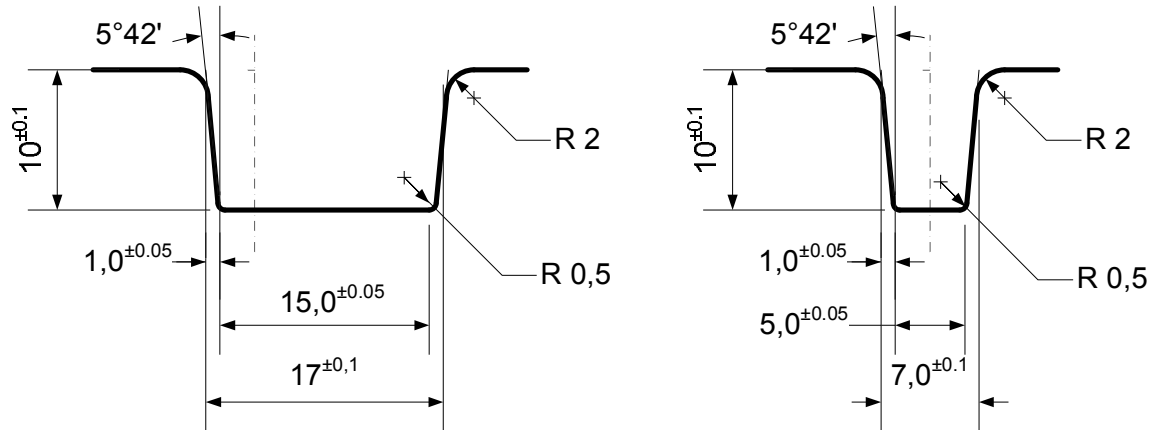


Рисунок 1 – Розміри контрольних калібрів

Таблиця 1 – Плановані умови проведення дослідів

№ дослідів	Фактори		Розміри зразків та параметри осередку, мм			
	X1 b_1/h_0	X2 b_1/l_d	початкова товщина h_0	довжина осередку l_b	абсолютне обтиснення Δh	початкова ширина b_0
1	3,38	6,77	13,0	6,5	0,5	44,5
2		4,78	13,0	9,2	1,0	45,0
3		3,89	13,0	11,3	1,5	45,5
4		3,37	13,0	13,0	2,0	46,0
5	6,28	6,77	7,0	6,5	0,5	44,5
6		4,78	7,0	9,2	1,0	45,0
7		3,89	7,0	11,3	1,5	45,5
8		3,37	7,0	13,0	2,0	46,0
9	12,57	6,77	3,5	6,5	0,5	44,5
10		4,78	3,5	9,2	1,0	45,0
11		3,89	3,5	11,3	1,5	45,5
12		3,37	3,5	13,0	2,0	46,0

Всі дослідів проводили на зразках після термічної обробки. Тобто, після пластичних проходів, в яких забезпечували отримання потрібної товщини зразків та підгонки ширини, незалежно від ступеня деформації, зразки піддавали рекристалізаційному відпалу для відновлення пластичних властивостей металу.

За функції відгуку прийняли коефіцієнт розширення $\beta = h_{\max} / h_1$ та коефіцієнт розповсюдження деформації $\beta_2 = b_d / b_1$. Розміри стрічки, що входять до цих співвідношень, показані на рис.2.

Фактичні розміри зразків до та після прокатування наведені у табл.2. У цій же таблиці наведено значення функцій відгуку розрахованих за отриманими розмірами. Як

видно з таблиці, у дослідах вдалося реалізувати план експерименту з достатньою точністю – відхилення від запланованих параметрів не перевищують 0,1 мм.

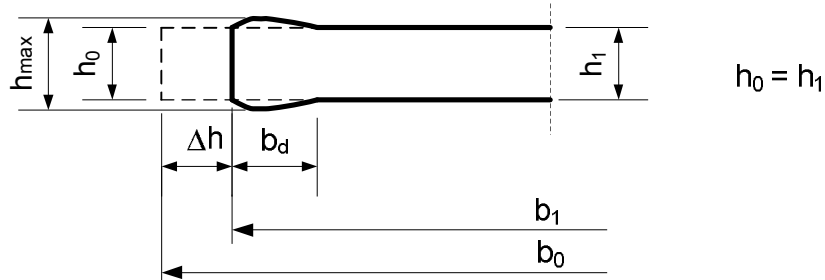


Рисунок 2 – Параметри формозміни в контрольному калібрі

Таблиця 2 – Фактичні розміри зразків та функції відгуку

№ досліджу	Рівні факторів		Початкові розміри		Розміри після прокатування			Функції відгуку	
	X1	X2	h_0	b_0	b_1	h_{max}	b_d	β	β_2
1	1	1	13,0	44,6	44,0	13,4	8,0	1,0308	0,1818
2		2	13,0	45,0	44,1	13,7	10,0	1,0538	0,2273
3		3	13,1	45,4	44,0	14,0	11,0	1,0687	0,25
4		4	13,1	46,1	44,2	14,1	11,0	1,0763	0,25
5	2	1	7,0	44,5	44,0	7,20	4,0	1,0286	0,0909
6		2	7,0	45,1	44,0	7,35	8,0	1,0500	0,1818
7		3	7,0	45,5	44,1	7,45	10,0	1,0643	0,2273
8		4	7,0	46,0	44,0	7,70	10,0	1,1000	0,2273
9	3	1	3,5	44,5	44,0	3,6	5,0	1,0286	0,1136
10		2	3,4	45,2	44,1	3,7	6,0	1,0882	0,1364
11		3	3,5	45,5	44,0	3,9	6,0	1,1143	0,1364
12		4	3,5	45,9	44,0	4,1	6,0	1,1714	0,1364

Результати роботи. Як видно з графіків, наведених на рисунку 3, залежність функції розширення стрічки (відгук $\beta = h_{max} / h_1$) від факторів, що досліджуються, досить складна і неоднозначна. За незначного обтиснення ($X2 = 6,77$) розширення практично не залежить від співвідношення сторін стрічки і фактично залишається в межах статистичної похибки. Для обтиснень в 1,0-1,5 мм ($X2=4,78$; $X2=3,89$) розширення суттєво збільшується, але проявляється перегин залежності. Зі зменшенням товщини стрічки розширення спочатку дещо зменшується, а потім різко зростає. Для обтиснень на 2 мм ($X2=3,37$) отримали прямо пропорційну залежність розширення від фактору X1, тобто, чим менша товщина стрічки, тим більше розширення. Отже, для абсолютних обтиснень в діапазоні 1,0-1,5 мм та середніх значень ширини стрічок виявлено відносний мінімум розширення. Цю особливість прокатування у контрольних калібрах можна використовувати з метою мінімізації числа проходів при холодному прокатуванні стрічок.

Для функції відгуку β_2 в цілому можна стверджувати, що вона зменшується з збільшенням X1, тобто відносна глибина проникнення деформації зменшується з зменшенням ширини стрічки у всьому діапазоні зміни обтиснень. Але, для незначних обтиснень (0,5 мм) спостерігається ломана лінія з перегином, а для обтиснень 1,5 та 2 мм отримано однакові дані, що свідчить про незначний вплив товщини стрічки, що прокатується.

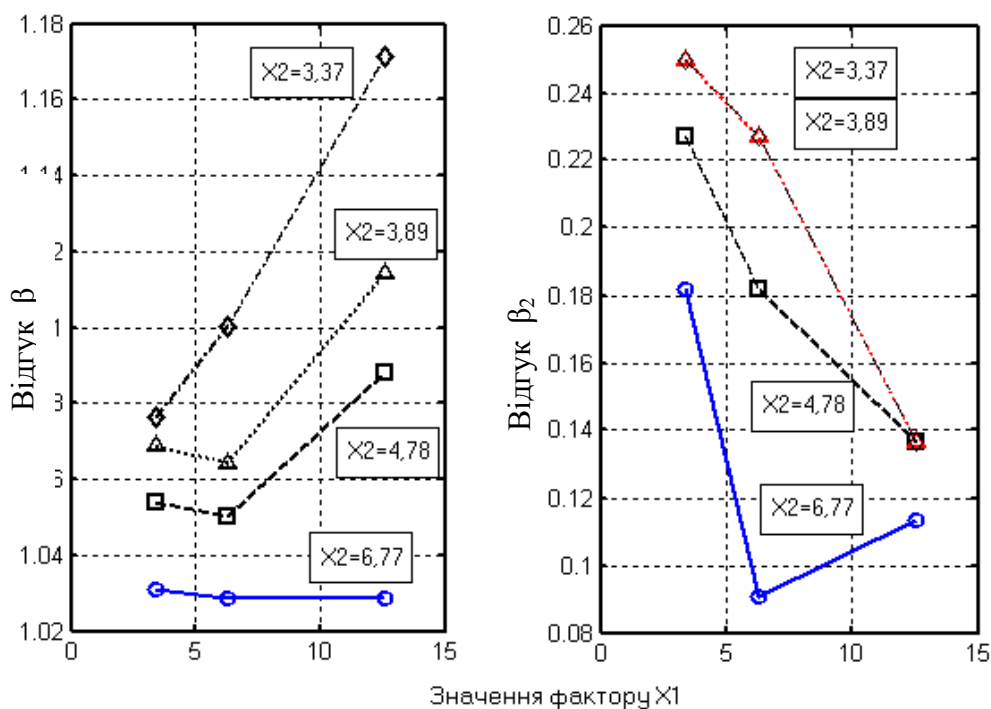


Рисунок 3 – Залежності функцій відгуку від факторів X1 та X2

Практичні результати були використані для побудови математичної моделі процесу розширення стрічки при прокатуванні в контрольному калібрі. Використовуючи метод найменших квадратів, проаналізували можливі варіанти моделей: лінійну, лінійну з взаємодією факторів, квадратичну та квадратичну з взаємодією. Для функції відгуку β найбільш точною виявилась лінійна модель з врахуванням взаємодії факторів, яка дозволяє визначати розширення з середньоквадратичною похибкою на рівні 0,014. Ця модель має вигляд:

$$\beta = 1,05 + 0,0179 \cdot X_1 - 0,027 \cdot X_2 - 0,027 \cdot X_1 \cdot X_2$$

або

$$\beta = 1,05 + 0,0179 \cdot X_1 - 0,027 \cdot X_2 (1 - X_1).$$

Для функції відгуку β_2 можна рекомендувати залежність вигляду

$$\beta_2 = 0,366 - 0,01 \cdot X_1 - 0,027 \cdot X_2.$$

Середньоквадратична похибка цієї залежності становить 0,024.

Висновки. З результатів досліджень виявлено, що мінімальне розширення спостерігається при обтисненнях в діапазоні 1,0-1,5 мм. Саме таким обтисненням слід надавати перевагу при розробці технології прокатування стрічок, що забезпечить зменшення загального числа проходів. Для розрахунків розширення стрічок рекомендується використовувати залежності, отримані з обробки експериментальних даних методом найменших квадратів.

ЛІТЕРАТУРА

1. Чекмарев А.П. Калибровка прокатных валков/ А.П.Чекмарев, М.С.Мутьев, Р.А.Машковцев: Учебное пособие для вузов. – М.: Металлургия, 1971. – 512с.
2. Еремин Ю.А. Методика расчета ширины полосы при прокатке в универсальных клетях листового стана/ Ю.А.Еремин, Ю.В.Коновалов// Производство толстолистовой стали: Научн. тр. МЧМ СССР. – М.: Металлургия, 1977, №2. – С.18-25.