

СХІДНОУКРАЇНСЬКИЙ НАЦІОНАЛЬНИЙ УНІВЕРСИТЕТ ІМ. В. ДАЛЯ

*Кваліфікаційна наукова
праця на правах рукопису*

БАЗАРОВА КАТЕРИНА ВОЛОДИМИРІВНА

УДК 621.771.01:621.771.07

ДИСЕРТАЦІЯ

**УДОСКОНАЛЕННЯ ТЕХНОЛОГІЇ ТА ОБЛАДНАННЯ ДЛЯ
ПРОКАТКИ ДВОТАВРОВИХ БАЛОК НА ОСНОВІ АНАЛІЗУ
ФОРМОЗМІНИ МЕТАЛУ В РОЗРІЗНИХ КАЛІБРАХ**

Спеціальність 05.03.05 – Процеси та машини обробки тиском

Подається на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук

Дисертація містить результати власних досліджень. Використання ідей, результатів і текстів інших авторів мають посилання на відповідне джерело
_____ (К.В. Базарова)

Науковий керівник

д.т.н., професор

Медведев Віктор Степанович

Краматорськ – 2019

АНОТАЦІЯ

Базарова К.В. Удосконалення технології та обладнання для прокатки двотаврових балок на основі аналізу формозміни металу в розрізних калібрах. – Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.

Дисертація на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук за спеціальністю 05.03.05 – «Процеси та машини обробки тиском». – Донбаська державна машинобудівна академія, Краматорськ, 2019.

Дисертаційна робота присвячена вирішенню актуальних науково-практичних завдань, які полягають в обґрунтуванні параметрів технологічного процесу прокатки двотаврів підвищеної точності, розробці методики визначення пружної деформації і вдосконаленні конструктивних параметрів механічного обладнання сортопрокатних станів.

Робота спрямована на вдосконалення технології, конструкції механічного обладнання і методів розрахунку параметрів процесу прокатки двотаврів підвищеної точності. Метою дисертаційної роботи є розширення сортаменту і підвищення точності прокатки гарячекатаних двотаврових профілів шляхом вдосконалення калибровок валків, технологічних режимів роботи та конструктивних параметрів обладнання робочих клітей сортових станів на основі чисельних теоретичних і експериментальних досліджень формозміни металу в фасонних калібрах, а також дослідження напружено-деформованого стану елементів касет з неприводними вертикальними валками чистових клітей методом скінченних елементів.

Теоретичні дослідження напружено-деформованого стану металу проведені з використанням теорії пружності і пластичності, методу скінченних елементів, реалізованого в програмному комплексі SIMULIA/ABAQUS для дослідження напружено-деформованого стану металу в чорнових калібрах і програмному комплексі ЛПРА для дослідження напружено-деформованого стану елементів касети з неприводними

вертикальними валками. Експериментальні дослідження пластичного формозміни металу в розрізному калібрі здійснювалися методом фізичного моделювання, для визначення деформованого стану заготовки використаний метод координатних сіток, заснований на теорії скінченних деформацій. Дослідження в промислових умовах точності прокатки проводилося з використанням методів вимірювання геометричних параметрів і температур. Обробка експериментальних даних і результатів теоретичного дослідження виконувалася методами математичної статистики. При комп'ютерному проектуванні калібрувань валків використаний графічний редактор AutoCAD.

В результаті проведеного літературного аналізу способів прокатки і калібрувань валків для отримання двотаврових профілів визначено, що найбільш ефективним стосовно сортовим станам України, обладнаним клітьми дуо і тріо, є комбінований спосіб, при якому спочатку прокатку ведуть в закритих балкових калібрах з доданням розкату чорнової форми двотавру, а остаточне формування готового профілю виробляють в універсальних чотиривалкових калібрах з проміжним контролем висоти полиць в двовалковому калібрі. У той же час встановлено, що на точність і якість готової продукції в рівній мірі впливає як процес формозміни профілю в чорнових фасонних калібрах, так і прокатка на завершальній стадії процесу в чистовій кліті з остаточним коригуванням розмірів. Внаслідок неможливості проведення в даний час витратної докорінної реконструкції діючих прокатних станів України з впровадженням нових прогресивних технологій і обладнання альтернативним рішенням стає застосування на цих станах клітей дуо і тріо, що використовуються на цей час, оздоблених касетами з неприводними вертикальними валками. Застосування таких касет дає можливість на стані без універсальних клітей отримувати імпортозамінні двотаври з широкими паралельними гранями полиць, що виготовляються за зарубіжними стандартами. Однак для підвищення точності прокатки таких

профілів потрібне проведення низки заходів відносно вдосконалення технології прокатки, калібрування валків і усунення властивих конструкції касет недоліків.

На основі проведеного в дисертаційній роботі промислового дослідження точності прокатки на сортових станах з чистовими клітьми дуо, обладнаними касетами з неприводними вертикальними валками встановлено, що готові двотаври не відповідають профілям підвищеної точності. Виявлена значна асиметрія профілю відносно горизонтальної і вертикальної площин з різноширинністю правої і лівої полиць готових двотавров, що істотно перевищує значення стандартних граничних відхилів, і різнотовщинністю фланців, значно більшою, ніж стінки. Встановлено, що асиметрія, різнотовщинність і різноширинність готового профілю формуються як на початковій стадії процесу, що пов'язано з недосконалістю деформаційних режимів прокатки в чорнових балкових калібрах, так і на заключній стадії в чистових клітьх, де використовуються касети з неприводними вертикальними валками недостатню твердість і міцність.

На основі розроблених тривимірних скінченно-елементних моделей прокатки встановлені нові взаємозв'язки і фізичні закономірності плину металу в чорнових закритих балкових калібрах з відношенням товщини стінки до висоти профілю в межах від 0,2 до 0,4, що представляє область недостатньо досліджених калібрів. Визначено параметри калібрування профілів, що активно впливають на висотну деформацію фланців, які дозволяють з метою підвищення точності прокатки двотаврових профілів управляти кінцевою формозміною металу в чистових чотиривалкових універсальних калібрах. Для прокатки в чорнових закритих балкових калібрах при використанні чисельного моделювання отримано розподіл напружень і переміщень в поздовжніх і поперечних перерізах профілю, визначено залежності висотної деформації полиць і фланців від основних

технологічних факторів прокатки: розподілу обтиснень за елементами профілю і ширини стінки заготовки.

Встановлено, що збільшення обтиснення стінки призводить до зростання висоти відкритих і закритих фланців. Підвищення бокового обтиснення фланців навпаки викликає зменшення приросту висоти фланців і призводить до підвищеної утяжки полиць двотаврового профілю. Причому інтенсивність зменшення приросту висоти закритих фланців більше, ніж відкритих. При збільшенні відношення ширини стінки B до її товщини d має місце зменшення загальної висоти полиць. До значення $B/d = 3,10$ спостерігається збільшення висоти відкритих і закритих фланців, далі – зменшення висоти всіх елементів профілю.

Визначено кількісні оцінки технологічних параметрів прокатки двотаврових профілів в чорнових балкових калібрах, застосування яких в процесі прокатки дозволяє сформувати в чорнових балкових калібрах двотавровий розкат з максимально можливою висотою відкритих і закритих фланців, а на наступних заключних стадіях технологічного процесу в предчистовому контрольному калібрі забезпечити надійне висотне обтиснення фланців і в чистовому універсальному калібрі отримати готові двотаврові профілі з точними розмірами по ширині полиць. Зміна параметрів прокатки в установлених діапазонах в чорнових калібрах дає можливість регулювати висотну деформацію фланців і коригувати ширину полиць на готовому профілі, тобто фактично прогнозувати і управляти кінцевою формозміною металу для підвищення точності прокатки двотаврів.

Розроблено математичні моделі розрахунку кількісних характеристик формозміни металу в чорнових закритих балкових калібрах, що враховують вплив прямого обтиснення стінки, бокового обтиснення фланців і ширини стінки на висотну деформацію фланців. Математичні моделі формозміни металу представлені у вигляді рівнянь регресії, що описують процес прокатки методом найменших квадратів. В основу математичних моделей

покладено багатофакторний теоретичний експеримент з варіюванням безрозмірних технологічних параметрів прокатки. Експериментальні дослідження з використанням методу координатних сіток дозволили встановити закономірності в розподілі головних деформацій по перерізу двотаврового профілю в чорнових балкових калібрах з відношенням товщини стінки до висоти профілю, що дорівнює 0,3. Характер розподілу головних деформацій і епюр зміни інтенсивності деформацій зсуву по перерізу двотаврового профілю аналогічний результатам чисельного моделювання. Порівняльний аналіз інтегральних показників формозміни експериментальних і теоретичних досліджень показав незначну розбіжність у величині приросту висоти фланців і полиці профілю.

На основі методу скінченних елементів визначено характер і параметри об'ємного напружено-деформованого стану касет з неприводними вертикальними валками, що утворюють чистові універсальні калібри. Встановлено залежності зміни пружних деформацій деталей і вузлів касет, які визначають різнотовщинність полиць двотаврового профілю від мінливої в процесі прокатки температури металу (по довжині профілю).

Виконано аналіз впливу елементів і конструктивних параметрів касети на її працездатність і поздовжню різнотовщинність полиць двотаврових профілів. Встановлено, що найбільший вплив на різнотовщинність полиць готових двотаврів надають перекоси вузлів вертикальних валків, викликані різним ступенем пружною деформації верхньої і нижньої плит касети. Основним чинником, що викликає вихід з ладу касети, є поломка підшипників кочення внаслідок різниці їх пружної деформації, обумовленої перекосом ексцентрикових осей вузлів вертикальних валків. Для підвищення точності готових профілів при конструюванні касет необхідно забезпечувати однакову деформацію плит під навантаженням.

Отримав подальший розвиток узагальнений інженерний метод визначення сумарної пружною деформації касети з неприводними

вертикальними валками, включаючи деформацію плит, ексцентрикових осей, підшипників і валків, з урахуванням деформації валкового вузла в зборі, який дозволяє прогнозувати різновисинність готових двотаврових профілів в залежності від технологічних режимів і деформувальних сил прокатки.

Розроблено рекомендації відносно вдосконалення конструкції касети, спрямовані на зміну конструктивних параметрів основних несучих елементів - плит, удосконалення валкового вузла і механізму регулювання зазору між вертикальними валками, що дозволяє зменшити пружну деформацію касети і підвищити точність прокатки двотаврових профілів. Удосконалено діюче калібрування валків і технологія прокатки двотаврів №14. Розроблено та освоєно технологію прокатки нових економічних імпортозамінних двотавров № 16 і № 18 з паралельними полками, що відрізняється використанням універсального калібрування валків з єдиним для обох профілів розрізним балковим калібром.

Результати дисертаційної роботи у вигляді програмних продуктів, технічних рішень, проектно-конструкторської документації та практичних рекомендацій впроваджені на крупносортовому стані 600 ПАТ «АМК» при вдосконаленні діючої і розробці нової технології прокатки двотаврів підвищеної точності і удосконалення конструкції касет з вертикальними валками чистових клітей дуо. Двотаври № 16 і № 18, прокатані з використанням розробленого універсального калібрування валків з єдиним для обох профілів розрізним балковим калібром, відповідають вимогам, що пред'являються до профілів підвищеної точності. В результаті розширено асортимент стану, покращено якість готової продукції, підвищено техніко-економічні показники виробництва.

Результати роботи впроваджені в ДП «УкрНТЦ«Енергосталь»у вигляді комплексу математичних моделей і відповідних їм програмних засобів з автоматизованого проектування режимів прокатки та калібрування валків для

виробництва двотаврів підвищеної точності, практичних рекомендацій по вдосконаленню технологій і обладнання сортопрокатних станів.

Результати теоретичних і експериментальних досліджень і відповідні програми використовуються студентами спеціальності «Обробка металів тиском» в навчальному процесі при виконанні науково-дослідних, курсових, кваліфікаційних випускних і практичних робіт.

Ключові слова: прокатка, двотавр, метод скінченних елементів, метод сіток, напружено-деформований стан, формозміна, точність профілю, балковий калібр, касета з вертикальними валками, калібрування валків.

ABSTRACT

Bazarova E.V. The improvement of the technology and equipment for I-beams is based on the analysis of metal shaping in the splitting passes. – Qualification scientific work as a manuscript.

Dissertation for the Candidate's degree in Engineering, specialty 05.03.05 – Processes and Machines of plastic working. Donbass State Engineering Academy, Kramatorsk. 2019.

The thesis is devoted to solving actual scientific and practical problems, connected with justifying the parameters of technological process of high accurate I-beams rolling, developing a technique for determining the elastic deformation and improving the design parameters of the mechanical equipment of rolling mills. The work is aimed at improving the technology, the design of mechanical equipment and methods for calculating the parameters of I-beams rolling of high accuracy.

The aim of the thesis is increasing the range and improve rolling accuracy of hot-rolled I-beams by improving the calibrations of rolls, technological modes of operation and design parameters of equipment for working stands of section mills based on numerical theorems and experimental studies of metal shaping in shaped calibres, as well as studies of stress-strain state of elements cassettes with non-drive vertical rolls of hot finishers by the finite element method (FEM).

Theoretical studies of the stress-strain state of metal were carried out using elasticity and plasticity theory, and the variational principles of continuous media mechanics. As a theoretical method of investigation, the finite element method is used, which is a numerical type of the variational method implemented in the SIMULIA / ABAQUS program complex for studying the stress-strain state of metal in rough gauges and the LIRA program complex for studying the stress-strain state of cassette elements with non-drive vertical rolls. Experimental studies of plastic metal shaping in a splitting pass were carried out by the method of

physical modeling, the method of coordinate grids based on the theory of finite deformations was used to determine the deformed state of the billet. Studying rolling accuracy in industrial environment was carried out using methods for measuring geometric parameters and temperatures. Processing of experimental data and the results of theoretical investigations was carried out by methods of mathematical statistics. Computer designing of rolls calibrations requires AutoCAD software.

As a result of the literature analysis of rolling and calibrating methods of rolls for I-beams manufacture, it is determined that the most effective for Ukrainian section mills equipped with duo and trio stands is the combined method, which initially performs rolling in closed beam gauges, , and the final formation of the finished beam is made in universal four-roll calibers with intermediate height control of the shelves in a two-roll groove. At the same time, it has been established that the accuracy and, consequently, the quality of the finished product is equally influenced both by the shaping process of the beam in the rough sectional groove and by rolling at the final stage of the process in the finishing stand with the final correction of dimensions. Since costly radical reconstruction is not possible now for existing rolling mills in Ukraine with the introduction of new advanced technologies and equipment, the use of duo and trio stands, equipped with cassettes with non-drive vertical rolls, used on these mills, is becoming an alternative solution. The use of such cassettes enables manufacturing import-substituting wide-band I-beams with parallel faces of shelves in a mill without universal stands according to world standards. However, in order to improve the rolling accuracy of such beams a number of measures are required to improve the rolling technology, roll calibrations, and eliminate the inherent drawbacks of cassettes.

On the basis of production research in the context of the thesis for rolling accuracy in rolling mills with duo finishing cages equipped with cassettes with non-drive vertical rolls it was found that the finished I-beams do not meet the

profiles of increased accuracy. A significant asymmetry of the profile with respect to the horizontal and vertical planes with the inherent heterogeneity of the right and left shelves of finished I-beams greatly exceed the values of the standard limit deviations, and the flanges thickness was much higher than that of the walls. It has been established that the asymmetry, different thicknesses and variability of the finished profile are formed both at the initial stage of the process, which is due to the imperfection of the rolling deformation modes in rough beam gauges, and at the final stage in finishing cages where cassettes with non-drive vertical rolls of insufficient rigidity and strength are used.

On the basis of three-dimensional finite-element models of rolling performed, new interrelations and physical regularities are found for metal flow in rough closed beam gauges with a ratio the wall thickness to the profile height 0.2 to 0.4, which represents the area of unexamined gauges. The calibration parameters of the profiles have been determined that actively influence the altitude deformation of the flanges which aiming to improve the accuracy of I-beam rolling allow controlling the final metal shaping in the final four-roll universal calibers.

For rolling in rough closed beam gauges, distributions of stresses and displacements in the longitudinal and cross sections of the profile were obtained using numerical modeling, the dependencies of the height deformation of the flanges and flanges on the main technological factors of rolling were determined: the distribution of reduction along the profile elements and the geometric parameters of the deformation center.

It is established that reduction increase for the wall results in an increase in the height of the open and closed flanges. The increase in the lateral reduction of the flanges, on the contrary, causes a decrease in the increment in the height of the open and closed flanges and results in increased tightening of the I-beam rails. Moreover, the intensity of decreasing increment in height of closed flanges is greater than that of open flanges. The influence of the wall width (the width of the cutting ridges) on the altitudinal deformation of the flanges has a complex

nonlinear character: in the studied range of ratio variation for the width of the wall to its thickness, the total height of the shelves decreases, while the height of the open and closed flanges increases.

The quantitative assessments of the technological parameters of I-beam rolling in rough beam passes are determined, which application during the rolling process makes it possible to form I-beams in the rough beam passes with the maximum possible height of the open and closed flanges, and in the subsequent final stages of the technological process in the pre-finishing control pass they ensure reliable high- flanges and in a final universal caliber to obtain ready-made I-beams with accurate dimensions for width of shelves. Changing the rolling parameters in the specified ranges in rough passes enables regulating the altitude deformation of the flanges and to correct the width of the shelves on the finished profile, i.e. actually predict and control the final shape of the metal to improve the accuracy of I-beam rolling.

Mathematical models have been developed for calculating the quantitative characteristics of metal shaping in rough closed beam gauges considering a direct wall reduction, lateral reduction of flanges and wall width on the altitudinal deformation of flanges. Mathematical models of metal shaping are presented in the form of regression equations describing the least-squares rolling process. Mathematical models are based on a multifactor theoretical experiment with varying the dimensionless technological parameters of rolling.

Experimental studies using the method of coordinate grids provide to establish patterns in the distribution of the principal deformations along the section of the I-beam profile in rough-gauge beam gauges with a wall thickness to profile height 0.3. The distribution nature of the main deformations and the diagrams of the change in the shear strain intensity along the section of the I-beam is analogous to the results of numerical simulation. A comparative analysis of the integral shaping characteristics for experimental and theoretical studies showed a slight discrepancy in the height increment for flanges and the profile shelf.

On the basis of the finite element method, the character and parameters of the volumetric stress-strain state of cassettes with non-drive vertical rolls that form the final universal gauges are determined. The dependencies of the force variations and elastic deformations of the parts and units of the cassettes are determined, which determine the heterogeneity of the I-beam profile flanges from the metal temperature (during the rolling) that varies during the rolling process.

The impact analysis of the elements and design parameters of the cassette on its performance and the longitudinal heterogeneity of the shelves of the I-beams is performed. It has been established that the greatest influence on the heterogeneity of the shelves of the finished I-beams is caused by the distortions of the nodes of the vertical rolls caused by different degree of elastic deformation of the upper and lower plates of the cassette. The main factor causing failure of the cassette is the failure of the upper and lower rolling bearings due to the difference in their elastic deformation due to skewing the eccentric axes of the nodes of vertical rolls. To increase the accuracy of the finished beams when designing the cassettes, it is vital to ensure the same deformation of the upper and lower plates under load.

The generalized engineering method for determining the total elastic deformation of a cassette with non-drive vertical rolls including deformation of plates, eccentric axes, bearings and rolls has been developed further considering the deformation of the roller unit in assembly, which allows to predict the heterogeneity of the finished I-beams depending on the technological modes and deforming forces rolling.

The recommendations for improving the design of the cassette aimed at changing the structural parameters of the main load-bearing elements-plates, improving the roll unit and the mechanism for adjusting the gap between the vertical rolls, are developed, which reduces the elastic deformation of the cassette and improves the accuracy of I-beams rolling. The current calibration of rolls and the technology of No 14 I-beams rolling are improved. The technology of rolling new economical import-substituting I-beams with parallel shelves No. 16 and No.

18 is developed and mastered. It is distinguished in using the universal calibration of rolls with a single rough gauge girder for both profiles.

The results of the thesis in the form of software products, technical solutions, design documentation and practical recommendations were implemented on a large-grade mill 600 PJSC "AMK" while improving the existing and developing a new technology for rolling double-T-bars of increased accuracy and improving the design of cassettes with vertical rolls of duo finishing cages. I-beams No. 16 and No. 18, rolled with the use of the developed universal calibration of rolls with a common rough gauge girder for both beams, meet the requirements for beams of increased accuracy. As a result, the assortment of the mill has been increased, the quality of the finished product has been improved, and the technical and economic indicators of production have been raised.

The results of the work are implemented in the State Enterprise "UkrSTC" Energostal" as a complex of mathematical models and corresponding software tools for the automated design of rolling and calibrating rolls for the production of I-beams of increased accuracy, practical recommendations for improving technology and equipment of rolling mills.

The results of theoretical and experimental research and the corresponding programs are used by students of the specialty "Processing of metals by pressure" in the educational process when performing research, course, qualification graduation and practical work.

Keywords: rolling, I-beam, method of the finite elements, method of grids, stress-strain state, shaping, profile accuracy, beam gauge, cassette with vertical rolls, rolls calibration.

СПИСОК ПУБЛІКАЦІЙ ЗДОБУВАЧА

1. Шпаков В.А. О точности нанесения и измерения координатных сеток. / В.А. Шпаков, Е.В. Базарова // Сб. науч. тр. ДонГТУ. – Алчевск : ДоГТУ, 2008. – № 27. – С. 266–275.

2. Базарова Е.В. Исследование напряженно-деформированного состояния кассеты вертикальных валков. / Е.В. Базарова, В.А. Шпаков // Сб. науч. тр. ДонГТУ. – Алчевск : ДоГТУ. – 2010. – № 31. – С. 140–145.

3. Шпаков В.А. Исследование разнотолщинности фланцевых профилей на крупносортном стане 600 / В.А. Шпаков, Е.В. Базарова, А.А. Чичкан // Бюллетень научно-технической и экономической информации «Черная металлургия». – М.: ОАО «Черметинформация». – 2012. – Вып. 1 (1345). – С. 53–60.

4. Моделирование напряженно-деформированного состояния элементов кассет с неприводными вертикальными валками для чистовых клеток сортовых станов. // В.С. Медведев, Е.В. Базарова, А.А. Чичкан, В.А. Шпаков // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Зб. наук. пр. Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – №43 (1016). – С. 169–179.

5. Медведев В.С. Экспериментальное исследование течения металла в балочных калибрах / В.С. Медведев, В.А. Шпаков, Е.В. Базарова // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні: зб. наук. праць – Луганськ: вид-во СЛУ ім. В.Даля. – 2013. – № 1 (14). – С. 52–61.

6. Теоретическое исследование течения металла в закрытых балочных калибрах методом конечных элементов / В.С. Медведев, П.В. Боровик, В.А. Шпаков, Е.В. Базарова // Обработка материалов давлением : сборник научных трудов. – Краматорск : ДГМА. – 2014. – №1(38). – С. 166–172.

7. Точность прокатки двотавровых балок в клетях дуо с использованием кассет с неприводными вертикальными валками // В.С. Медведев, Е.В. Базарова, В.А. Шпаков, А.А. Чичкан // Металлургическая и горнорудная промышленность – Днепропетровск: ООО «Укрметаллургинформ «НТА». – 2014. – № 3. – С. 45–49.

8. Медведев В.С. Влияние обжатия стенки на изменение высоты фланцев в черновых закрытых балочных калибрах элементов / В.С. Медведев, Е.В. Базарова, В.А. Шпаков // Вісник Національного технічного університету «ХПІ»: зб. наук. пр. Серія: Інформаційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – №43 (1086). – С.81–88.

9. Медведев В.С. Влияние ширины стенки на изменение высоты фланцев в черновых закрытых балочных калибрах элементов / В.С. Медведев, Е.В. Базарова, В.А. Шпаков // Обработка материалов давлением : сборник научных трудов. – Краматорск : ДГМА. – 2015. – №1(40). – С. 175–181.

10. Medvedev V.S. Influence of flanges' side reduction on changing their height in roughing dead beam passes / V.S. Medvedev, E.V. Bazarova // Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти. Матеріали VI МНТК 14–18 грудня 2015 р. – Київ: КПІ, 2015. – С. 64–65.

11. Медведев В.С. Влияние бокового обжатия фланцев на изменение их высоты в черновых закрытых балочных калибрах / В.С. Медведев, Е.В. Базарова // Вестник НТУУ «КПИ». сб. науч. тр. Серия. Машиностроение. – К. : НТУУ «КПИ». – 2016 – № 1 (76). – С. 81–87.

12. Универсальная калибровка валков для прокатки двутавров смежных размеров / А.А. Чичкан, Э.Н. Клепач, В.С. Медведев, Е.В. Базарова // Металлургическая и горнорудная промышленность – Днепр: ООО «Укрметаллургинформ «НТА». – 2016. - № 4. – С. 49–54.

13. Чичкан А.А. Освоение новых фасонных профилей на стане 600 ПАО «АМК» / А.А. Чичкан, Э.Н. Клепач, Е.В. Базарова // Бюллетень научно-технической и экономической информации «Черная металлургия». – М.: ОАО «Черметинформация». – 2016 – № 4 (1396). – С. 52–56.

ЗМІСТ

ВСТУП.....	21
1 СОРТАМЕНТ, ТЕХНОЛОГІЧНІ ПРОЦЕСИ ПРОКАТКИ І ОБЛАДНАННЯ ДЛЯ ВИРОБНИЦТВА ДВОТАВРІВ, МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ПРОКАТКИ В КАЛІБРАХ І МЕТОДИ РОЗРАХУНКУ ОБЛАДНАННЯ (СТАН ПИТАННЯ).....	28
1.1 Сортамент двотаврів і технічні вимоги до готової продукції...	28
1.2 Технологічні процеси виробництва двотаврів, способи прокатки, калібрування валків і обладнання прокатних станів	37
1.2.1 Аналіз способів прокатки і калібрувань валків в чорнових і чистових клітях сортових станів	37
1.2.2 Склад і конструктивні особливості устаткування станів для прокатки двотаврів	46
1.3 Чинники, що впливають на точність прокатки двотаврів.....	55
1.4 Математичне моделювання прокатки в калібрах і методи розрахунку обладнання	57
Висновки до розділу.....	63
2 НАПРЯМКИ І МЕТОДИ ДОСЛІДЖЕНЬ	65
2.1 Основні напрямки досліджень	65
2.2 Методи теоретичних досліджень процесів прокатки в балкових калібрах	67
2.3 Методи математичного моделювання об'ємного напружено- деформованого стану елементів касет	75
2.4 Методи експериментальних досліджень процесів прокатки в двотаврових калібрах	79
2.5 Методика дослідження точності прокатки двотаврів	83
Висновки до розділу.....	86
3 ТЕОРЕТИЧНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ФОРМОЗМІНИ МЕТАЛУ В ЧЕРНОВОМУ БАЛКОВОМУ КАЛІБРІ	88

3.1	Дослідження напружено-деформованого стану металу і впливу технологічних факторів на висотну деформацію фланців в чорнових закритих балкових калібрах	88
3.1.1	Досліджені параметри	88
3.1.2	Дослідження впливу обтиску стінки на зміну висоти фланців в чорнових закритих балкових калібрах	92
3.1.3	Дослідження впливу бічного обтиснення фланців на зміну їх висоти в чорнових закритих балкових калібрах .	103
3.1.4	Дослідження впливу ширини стінки на зміну висоти фланців в чорнових закритих балкових калібрах	112
3.2	Математичні моделі формозміни металу в чорнових закритих балкових калібрах	124
	Висновки до розділу.....	129
4	ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ПЛИНУ МЕТАЛУ В ЧОРНОВИХ БАЛКОВИХ КАЛІБРАХ	131
4.1	Експериментальні дослідження плинку металу у чорнових закритих балкових калібрах	131
4.2	Зіставлення результатів чисельного моделювання з експериментальними даними	138
	Висновки до розділу.....	145
5	ДОСЛІДЖЕННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ КАСЕТИ З НЕПРИВОДНИМИ ВЕРТИКАЛЬНИМИ ВАЛКАМИ ДЛЯ ПРОКАТКИ ДВОТАВРІВ	147
5.1	Напрямки дослідження напружено-деформованого стану касети	147
5.2	Розподіл переміщень і деформацій елементів конструкції касети	153
5.3	Розподіл напружень в елементах конструкції касети ...	162
5.4	Розробка алгоритму розрахунку загальної деформації касети..	172
	Висновки до розділу.....	185
6	ДОСЛІДЖЕННЯ ТОЧНОСТІ ГОТОВОГО ПРОКАТУ І	187

УДОСКОНАЛЮВАННЯ ТЕХНОЛОГІЙ Й УСТАТКУВАННЯ ДЛЯ ПРОКАТКИ ДВОТАВРІВ ПІДВИЩЕНОЇ ТОЧНОСТІ

6.1	Дослідження точності прокатки двотаврів у клітях дуо з використанням касет з неприводними вертикальними валками	187
6.2	Удосконалювання технології прокатки й калібрувань валків для виробництва двотаврів підвищеної точності	196
6.2.1	Удосконалювання діючої технології прокатки й калібрування валків для виробництва двотавру №14....	196
6.2.2	Розробка й освоєння технології прокатки нових економічних імпортозамінних двотаврів з паралельними полицями № 16 й № 18	202
6.3	Розробка рекомендацій з удосконалювання устаткування для прокатки двотаврів	205
	Висновки до розділу.....	219
	ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ	222
	Список використаних джерел	226
	ДОДАТОК А Список публікацій здобувача.....	254
	ДОДАТОК Б Апробація результатів дисертаційної роботи на Міжнародних та Всеукраїнських конференціях.....	257
	ДОДАТОК В Порівняльний аналіз вітчизняних і зарубіжних стандартів для виготовлення двотаврових профілів	259
	ДОДАТОК Г Рекомендації щодо деформаційних параметрів прокатки у чорнових закритих балкових калібрах	267
	ДОДАТОК Д Методика визначення пружної деформації касети з неприводними вертикальними валками	268
	ДОДАТОК Е Акти впровадження результатів дисертаційної роботи...	269
	ДОДАТОК Ж Довідка про використання результатів дисертаційної роботи в навчальному процесі.....	271

ВСТУП

Актуальність теми. Основним напрямком розвитку гірничо-металургійного комплексу України є підвищення конкурентоспроможності вітчизняних металургійних підприємств за рахунок освоєння ресурсозберігаючих технологій, які забезпечать виготовлення високоякісної продукції, зокрема – двотаврових профілів.

Серед різноманітності двотаврових профілів найбільш економічними у виготовленні і конкурентоспроможними на світовому ринку є двотаври підвищеної точності. Однак їх виробництво потребує удосконалення технологічного процесу і устаткування, оскільки існуючі технології вітчизняних виробництв звичайних профілів не дозволяють виготовляти за зарубіжними стандартами двотаври підвищеної точності, особливо, імпортозамінні з паралельними полицями.

Кардинальним рішенням цієї проблеми могло би стати переобладнання вітчизняних станів устаткуванням, що дає можливість прокатувати усі сортаментні ряди двотаврових профілів, зокрема – підвищеної точності, однак в умовах складної фінансово-економічної ситуації в Україні та світі це рішення для більшості вітчизняних підприємств є неможливим. Додаткові складності спричиняє недостатня вивченість процесу прокатки в складних фасонних калібрах, особливо в недосліджених раніше чорнових закритих балкових калібрах (з відношенням товщини стінки до висоти профілю в межах від 0, 2 до 0,4), що унеможлиблює керування кінцевою формозміною металу в чистових чотиривалкових універсальних калібрах.

Таким чином удосконалення технологічного процесу та обладнання для прокатки двотаврів шляхом встановлення фізичних закономірностей формозміни металу у фасонних балкових калібрах, розробки науково-обґрунтованих методів проектування калібрувань валків і параметрів виробничого устаткування з метою розширення сортаменту за рахунок

виготовлення двотаврів підвищеної точності є актуальною науково-практичною задачею, вирішенню якої присвячена дисертаційна робота.

Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами. Тема дисертації відповідає науковому напрямку «Створення нових і вдосконалення діючих технологій, обладнання та засобів автоматизації в прокатному виробництві» наукової школи Східноукраїнського національного університету ім. В. Даля (м. Сєвєродонецьк). Робота виконана в рамках держбюджетної науково-дослідної роботи відповідно до координаційних планів Міністерства освіти і науки України (№ держ. реєстрації 0111U007437), в якій авторка була виконавцем.

Мета і завдання дослідження. Метою дисертаційної роботи є розширення сортаменту і підвищення точності прокатки двотаврових профілів шляхом вдосконалення калібрувань валків, технологічних режимів роботи та конструктивних параметрів обладнання робочих клітей сортових станів на основі експериментальних досліджень і математичного моделювання формозміни металу в фасонних калібрах, а також моделювання напружено-деформованого стану елементів касет з неприводними вертикальними валками чистових клітей.

Для досягнення зазначеної мети в роботі поставлені і вирішені такі основні завдання:

- встановити основні тенденції в розвитку сортаменту, технологічних процесів, способів прокатки і калібрування двотаврових профілів, методів математичного моделювання прокатки в фасонних калібрах і конструктивних особливостей обладнання для підвищення точності прокатки;
- дослідити фактичну точність прокатки двотаврових профілів, що виготовляються на сортових станах з двовалковими клітями, обладнаними касетами з непривідними вертикальними валками, і встановити взаємозв'язок формозміни металу в чорнових закритих балкових калібрах з геометричними параметрами профілів у чистових універсальних калібрах;

- виконати дослідження напружено-деформованого стану металу при прокатці у фасонних балкових калібрах, установити основні закономірності формозміни металу в осередку деформації і вплив технологічних факторів на висотну деформацію фланців, що визначають виготовлення готового профілю з точними розмірами по ширині полиць;

- розробити математичну модель розрахунку формозміни металу в чорновому балковому калібрі, що враховує вплив одночасно декількох технологічних факторів прокатки на висотну деформацію елементів профілю;

- експериментально дослідити методами фізичного моделювання розподіл деформацій по перерізу двотаврового профілю в закритих балкових калібрах з метою оцінки вірогідності математичної моделі прокатки та визначення впливу основних технологічних параметрів на характер деформування й ефективність процесу прокатки;

- дослідити напружено-деформований стан елементів касет з вертикальними валками і встановити вплив пружної деформації касет на різнотовщинність полиць двотаврових профілів при зміні параметрів прокатки;

- розробити практичні рекомендації з удосконалення калібрувань валків, технології прокатки і устаткування сортових станів для прокатки двотаврів підвищеної точності.

Об'єкт дослідження. Технологія і обладнання для прокатки двотаврових профілів.

Предмет дослідження. Основні закономірності механізму формування та методи розрахунку напружено-деформованого стану металу і основних показників точності геометричних характеристик гарячекатаних двотаврових профілів підвищеної точності, а також склад і конструктивні параметри обладнання чистових робочих клітей сортопрокатних станів.

Методи дослідження. Теоретичні дослідження напружено-деформованого стану (НДС) металу в чорнових балкових калібрах і НДС касети з неприводними вертикальними валками проведені з використанням методів теорії пружності і пластичності і методу скінченних елементів, реалізованого за допомогою програмних комплексів SIMULIA/ABAQUS і ЛПРА відповідно. Експериментальні дослідження процесу прокатки двотаврових профілів проведені на основі методів фізичного моделювання, методу координатних сіток для визначення деформованого стану заготовки. Дослідження точності прокатки двотаврів виконані в промислових умовах з використанням методу безпосередньої оцінки при визначенні геометричних параметрів і температур. При обробці результатів досліджень використані методи математичної статистики. При комп'ютерному проектуванні калібрувань валків був використаний графічний редактор AutoCAD.

Наукова новизна отриманих результатів. Наукову новизну дисертаційної роботи складають такі основні її результати та положення:

1. Вперше встановлено для чорнових закритих балкових калібрів з відношенням товщини стінки до висоти розкату в межах від 0,2 до 0,4, що значно впливають на точність прокатки двотаврових профілів, закономірності висотної деформації полиць і фланців залежно від величин обтиснення стінки, бічного обтиснення фланців і ширини стінки та надано їх кількісні оцінки, що дає можливість управляти подальшою формозміною металу в чистових чотиривалкових універсальних калібрах для підвищення точності прокатки двотаврових профілів.

2. Вперше визначено кількісні оцінки граничних параметрів прокатки двотаврових профілів в чорнових закритих балкових калібрах, дотримання яких дозволяє сформулювати в чорнових калібрах двотавровий розкат з максимально можливою висотою фланців, і в чистовому універсальному калібрі отримати готові двотаври з широкими полицями підвищеної точності.

3. Вперше з використанням методу скінченних елементів для касет з неприводними вертикальними валками чистової кліті встановлено залежності пружної деформації касети від сил деформування з урахуванням взаємного впливу деталей касети, які стикаються при роботі валкового вузла, що дозволяє прогнозувати товщину полиць готових двотаврів.

4. Вперше на основі тривимірної скінченно-елементної моделі касети з неприводними вертикальними валками встановлено залежності параметрів напружено-деформованого стану касети і додаткової питомої маси двотаврового профілю від зміни температури металу в полицях заготовки, застосування яких дозволило прогнозувати різнотовщинність полиць готових двотаврів.

Практична цінність отриманих резул1. Вперше встановлено для чорнових закритих балкових калібрів з відношенням товщини стінки до висоти розкату в межах від 0,2 до 0,4, що значно впливають на точність прокатки двотаврових профілів, закономірності висотної деформації полиць і фланців залежно від величин обтиснення стінки, бічного обтиснення фланців і ширини стінки та надано їх кількісні оцінки, що дає можливість управляти подальшою формозміною металу в чистових чотиривалкових універсальних калібрах для підвищення точності прокатки двотаврових профілів.

2. Вперше визначено кількісні оцінки граничних параметрів прокатки двотаврових профілів в чорнових закритих балкових калібрах, дотримання яких дозволяє сформувати в чорнових калібрах двотавровий розкат з максимально можливою висотою фланців, і в чистовому універсальному калібрі отримати готові двотаври з широкими полицями підвищеної точності.

3. Вперше з використанням методу скінченних елементів для касет з неприводними вертикальними валками чистової кліті встановлено залежності пружної деформації касети від сил деформування з урахуванням взаємного впливу деталей касети, які стикаються при роботі валкового вузла, що дозволяє прогнозувати товщину полиць готових двотаврів.

4. Вперше на основі тривимірної скінченно-елементної моделі касети з неприводними вертикальними валками встановлено залежності параметрів напружено-деформованого стану касети і додаткової питомої маси двотаврового профілю від зміни температури металу в полицях заготовки, застосування яких дозволило прогнозувати різнотовщинність полиць готових двотаврів.

ьтатів. Практичну цінність представляють наступні основні результати дисертаційної роботи:

- комплекс методик і програмних засобів з автоматизованого розрахунку і проектування технологічних режимів обтиснень, калібрувань робочих валків, кінематичних параметрів процесу гарячої прокатки двотаврових профілів різного типорозміру в чорнових і чистових робочих клітках і пружної деформації технологічного обладнання сортових станів;

- практичні рекомендації відносно вдосконалення технологічних режимів роботи сортопрокатних станів, що забезпечують розширення сортаменту, підвищення якості та зниження собівартості гарячекатаних двотаврових профілів;

- технічні рішення з удосконалення конструкцій механічного обладнання, спрямовані на підвищення техніко-економічних показників процесу промислового виробництва гарячекатаних двотаврових профілів.

Результати дисертаційної роботи у вигляді програмних продуктів, технічних рішень і практичних рекомендацій використані на ПАТ «Алчевський металургійний комбінат» і в Державному підприємстві «Український науково-технічний центр металургійної промисловості «Енергосталь» при проектуванні технологічних режимів роботи, складу і конструктивних параметрів обладнання сортових станів стосовно до гарячої прокатки двотаврових профілів різного типорозміру. Економічний ефект за рахунок зниження трудомісткості проектно-конструкторських і проектно-технологічних робіт з урахуванням пайової участі, становить 450 тис. грн.

Окремі положення дисертації використовуються на кафедрі «Машинознавство та обладнання промислових підприємств» Східноукраїнського національного університету ім. В. Даля в рамках викладання ряду спеціальних дисциплін, а також при виконанні науково-дослідних робіт, курсових та дипломних проектів студентами і магістрами спеціальності 133 «Галузеве машинобудування».

Особистий внесок здобувача. Авторка самостійно виконала комплексне дослідження точності прокатки двотаврових профілів на крупносортному стані 600 ПАТ «АМК», розробила математичне і програмне забезпечення з автоматизованого розрахунку та проектуванню процесів гарячої прокатки двотаврових профілів у чорнових робочих клітках сортопрокатних станів, виконала аналіз результатів чисельної реалізації і на їхній основі сформулювала практичні рекомендації з удосконалення відповідних технологій й устаткування. Узагальнила результати теоретичних та експериментальних досліджень. Внесок здобувачки в роботах, опублікованих разом зі співавторами, представлений в анотаціях до списку опублікованих праць за темою дисертації.

Публікації. Матеріали та основні положення дисертаційної роботи опубліковані в 13 статтях по науковій тематиці, з них 2 статті в зарубіжному виданні, 10 статей в фахових збірниках, 6 робіт у збірниках за матеріалами науково-технічних конференцій.

Апробація результатів дисертації. Матеріали дисертаційної роботи доповідалися й обговорені на X-XIV науково-технічних конференціях (НТК) молодих фахівців ПАТ «АМК» (м. Алчевськ, 2010-2014), на VIII міжнародній науково-практичній конференції «Лиття. Металургія 2012» (м. Запоріжжя, 2012); НТК «Ресурсозбереження й енергоефективність процесів й устаткування обробки тиском у машинобудуванні й металургії» (Харків, НТУ «ХПІ», 2013-2014); VI Міжнародної науково-технічної конференції (МНТК) «Теоретичні і практичні проблеми в обробці матеріалів

тиском і якості фахової освіти» (м. Київ, 2015); XVII, XVIII, XXII МНТК «Досягнення і проблеми розвитку технологій і машин обробки тиском» (м. Краматорськ, ДДМА, 2014, 2015, 2019), на наукових семінарах кафедри ММК і ПМ ДонДТУ (2010-2014 р.), об'єднаному науковому семінарі кафедри МОПП СХУ ім. В. Даля (2019 р.) .) і об'єднаному науковому семінарі по ОМТ ДДМА (2019 р.) (додаток Б).

Обсяг і структура дисертації. Дисертаційна робота складається з анотації з переліком праць, вступу, 6 розділів, загальних висновків, 7 додатків на 18 сторінках, списку використаних літературних джерел (загалом 249 джерел). Повний обсяг дисертації складає 271 сторінок, обсяг основного тексту – 163 сторінки друкованого тексту. Робота ілюстрована 11 таблицями та 35 рисунками в тексті, 55 рисунками на окремих сторінках.

Авторка висловлює глибоку подяку науковому керівнику, д.т.н. Медведєву В.С. за допомогу в організації роботи, а також за вельми корисні поради та зауваження, висловлені на всіх етапах їх виконання, починаючи від постановки завдань до отримання та впровадження основних положень і результатів. Представлені нижче результати отримані при сприянні викладачів і співробітників кафедр «Металургійні машини і комплекси» Донбаського державного технічного університету, «Машинознавства та обладнання промислових підприємств» Східноукраїнського національного університету ім. В. Даля, наукових співробітників Державного підприємства «Український науково-технічний центр металургійної промисловості «Енергосталь», інженерно-технічних працівників ПАТ «Алчевський металургійний комбінат».

1 СОРТАМЕНТ, ТЕХНОЛОГІЧНІ ПРОЦЕСИ ПРОКАТКИ І ОБЛАДНАННЯ ДЛЯ ВИРОБНИЦТВА ДВОТАВРІВ, МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ПРОКАТКИ В КАЛІБРАХ І МЕТОДИ РОЗРАХУНКУ ОБЛАДНАННЯ (СТАН ПИТАННЯ)

1.1 Сортамент двотаврів і технічні вимоги до готової продукції

Сортовий металопрокат є одним з основних конструкційних матеріалів, що використовується при будівництві споруд і будівель, виготовленні різних машин, механізмів і металоконструкцій для багатьох галузей промисловості. Сортамент, обсяги виробництва і споживання сортового металопрокату, а саме економічних фасонних профілів підвищеної точності, багато в чому визначає ефективність металургійної галузі і ступінь розвитку економіки держави в цілому [1-11]. Підтримка конкурентоспроможності вітчизняного сортового металопрокату на необхідному рівні нерозривно пов'язана з розробкою і впровадженням у виробництво нових енерго- і ресурсозберігаючих технологій та високоефективного обладнання, розширенням сортаменту і підвищенням якості готової продукції, зниженням її собівартості. Вирішення цих завдань можливі за умови вдосконалення теорії обробки металів тиском, розробки науково-обґрунтованих методів проектування технологічних процесів прокатки, калібрувань валків та ін.

Значний внесок у створення і розвиток теоретичних основ обробки металів тиском, методів розрахунку калібрувань прокатних валків внесли Ю.М. Алексєєв, Л.В. Андріюк, Б.П. Бахтінов, Е. Бейнон, М.Я. Бровман, А.Г. Виноградов, В.М. Видрін, О.Ф. Головін, О.І. Гришко, О.П. Грудєв, Г.Я. Гун, В.Є. Грум-Гржимайло, В.М. Данченко, Ф.Є. Долженков, Б.М. Ілюковіч, А.А. Іллюшин, В.Т. Жадан, Л. Жез, В.І. Зюзін, В.І. Капланов, В.М. Клименко, В.Л. Колмогоров, Ю.В. Коновалов, М.В. Литовченко, В.О. Луценко, Е. Кірхберг, Б.Г. Ложкін, О.П. Максименко, В. С. Медведев,

О.А. Мінаєв, М.С. Мут'єв, Н. Мец, І.М. Павлов, О. О. Поздєєв, П.І. Полухін, В.П. Полухін, В.Ф. Потапкін, О.В. Сатонін, В.С. Смирнов, Д.І. Старченко, І.Я. Тарновський, О.І. Целіков, О.П. Чекмар'єв, В.О. Шилов, В. А. Шпаков, М. М. Штода, В. Тафель, В. Трінкс, З. Вусатовський, Е. Зібель та багато інших вітчизняних і зарубіжних вчених. Разом з тим, необхідність подальшого розвитку технології і обладнання для виробництва економічних двотаврових профілів підвищеної точності вимагає аналізу і узагальнення розробок в цих областях, проведення подальших теоретичних і експериментальних досліджень процесів прокатки в фасонних калібрах, спрямованих на виявлення фізичних закономірностей плину металу в калібрах, визначення впливу технологічних факторів на інтегральні характеристики формозміни, розвиток математичних методів розрахунку параметрів прокатки і калібрувань прокатних валків, створення на їх основі високоефективних енерго- і ресурсозберігаючих технологій.

Двотаври відносяться до найбільш складних економічних фасонних профілей загального і спеціального призначення. З розвитком металоконструкцій до двотаврів пред'являються більш високі вимоги, а саме, раціоналізація форми і розширення сортаментних рядів, збільшення висоти профілю і ширини полиць, збільшення моменту опору при такій же або навіть меншій масі, відмова від ухилу внутрішніх граней полиць, підвищення точності геометричних розмірів, поліпшення властивостей матеріалу і споживчих властивостей профілів. Виробництво двотаврів має свої особливості. Від правильного вибору способу прокатки і калібрування профілю, адекватних розрахунків формозміни металу в калібрах, деформаційних, температурно-швидкісних і інших технологічних параметрів прокатки залежить якість готової продукції, продуктивність прокатного стану, витрата металу, стійкість і витрата валків, енерговитрати, собівартість і рентабельність продукції [12-14]. Форма, розміри і площа поперечного перерізу, питома маса і граничні відхилення геометричних розмірів профілю

регламентуються спеціальними стандартами або технічними умовами. Найбільше поширення в чорній металургії отримали такі вітчизняні та зарубіжні стандарти на двотаври загального і спеціального призначення: ГОСТ 8239 [15], ГОСТ 26020 [16], ГОСТ 19425 [17], ASTM A6/A 6M 99 [18], DIN 1025 [19], JIS G 3192 [20], EN 10034 [21], NF A 45-210 [22], NF A 45-208 [23], NF A 45-211 [24].

Двотаври, що поставляються за цими стандартами, діляться на профілі з ухилом внутрішніх граней полиць і паралельними полицями (рис.1.1).

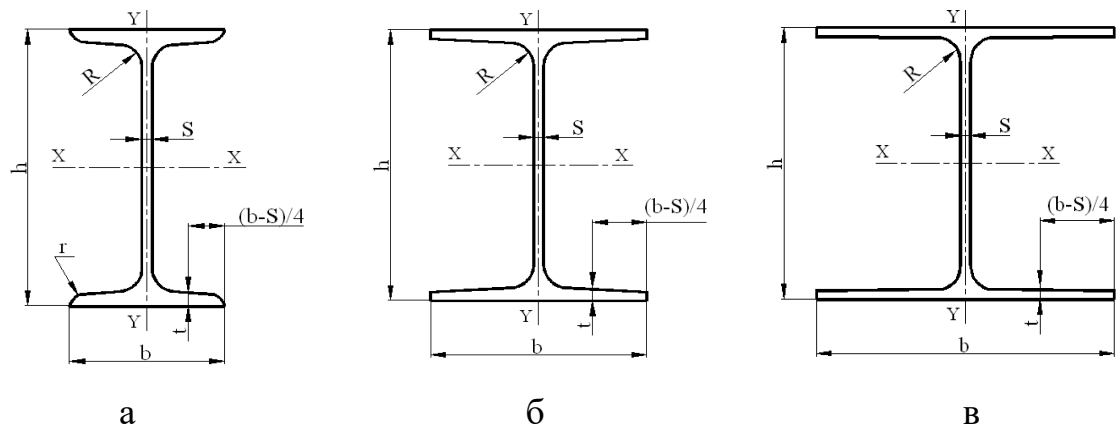


Рисунок 1.1 – Поперечний переріз двотаврів: з ухилом полиць (а); з паралельними полицями, широкополочні (б) і колонні (в)

На вітчизняних металургійних підприємствах виробляються двотаври загального призначення [15] і спеціальні двотаври для шахтних металлоконструкцій [17] з ухилом внутрішніх граней полиць 12% і 16% відповідно (рис.1.1, а). Стандарт [16] регламентує прокатку двотаврів з паралельними гранями полиць (нормальні, широкополочні і колонні) (рис.1.1 б, в). В закордонних стандартах вимоги стосовно ухилу внутрішніх граней полиць більш жорсткі: для балок групи «W» американського стандарту ASTM A6/A 6M [18] і груп профілів «IPBU», «IPE» німецького стандарту DIN 1025 [19] цей параметр не повинен перевищувати 2%. Японський

стандарт JIS G 3192 [20] передбачає дві групи профілів: з ухилом внутрішніх граней полиць до 9% та широкополочні і колонні.

При розробці нових економічних двотаврових профілів виходять з умов їх використання, переважаючих видів навантажень і силової дії під час служби. У металоконструкціях двотаври працюють на вигин. При визначенні несучої здатності перерізу профілю використовують два основні показники: момент опору W і площу поперечного перерізу F . При цьому ефективність нових профілів визначають при зіставленні з аналогічними діючими профілями [3, 5]. Сучасна методика теоретичного аналізу раціональності форм перерізів двотаврових балок розроблена Б.Г. Ложкіним [25], який в якості критерію раціональності профілів використовує питомий момент опору вигину, визначуваний за виразом $\varpi = W / \sqrt{F^3}$.

Ефективність використання металу в двотаврах залежить від співвідношення розмірів елементів профілю, тобто від розподілу металу між стінкою і полицями. Для визначення раціональності форми використовують поняття питомого розміру, який включає три параметри: питому товщину стінки $m_c = s/h$; питому товщину полиці $m_n = t/b$ і питому площу стінки $\alpha = F_c/F$, де s – товщина стінки, h – висота профілю, t – товщина полиці, b – ширина полиці, F_c і F – площа стінки і повна площа перерізу профілю.

Питома товщина стінки найбільш впливає на раціональність перерізу двотаврів, яку рекомендується приймати 1/70 [3, 5]. За умов корозії допустима товщина стінки не має бути менше 3 мм. Допустима мінімальна питома товщина полиці за умовою стійкості профілів складає 1/30. Практично питома товщина стінок і полиць гарячекатаних двотаврів значно вище визначених теоретично. Причиною цього є неможливість отримання на існуючих станах профілів з тонкими полицями і стінками через низькі температури прокатки і малу жорсткість робочих клітей. При значному зменшенні товщини стінки збільшується віддача валків робочих клітей. Крім

того, зменшення товщини стінки призводить до зростання параметру, що викликає в готовому профілі її викривлення (термічну хвилю) [26].

Можливості підвищення питомих моментів опору, а відтак, і ефективності використання матеріалу, шляхом подальшого полегшення профілів за рахунок зменшення товщини стінки і полиць обмежені умовами місцевої стійкості профілю при вигині і можливостями прокатного виробництва, практично вичерпані.

Найважливішим параметром двотаврів є ухил внутрішніх граней полиць. З точки зору конструктивних вимог споживачів і раціонального розподілу металу по перерізу профілю ухил полиць має бути мінімальним. Найкращий варіант – двотавр має бути з паралельними полицями.

Протягом останніх десятиліть була проведена велика робота з підвищення якості продукції, переглянуто стандарти на фасонний прокат з метою досягнення рівня якості кращих вітчизняних і зарубіжних зразків, зняті з виробництва та замінені застарілі види металопродукції [6-11, 14, 27-34]. Триває вдосконалення сортаменту широкополочних двотаврів. Розроблено колонний профіль з рівною стійкістю відносно двох осей симетрії X і Y, ширина полиці якого в 29 разів більше його товщини, матеріаломісткість стінки відносно всього перерізу становить 20%, висота стінки профілю регламентується рівнянням четвертого ступеня [35, 36].

За кордоном розроблена і впроваджена технологія виготовлення широкополочних двотаврів з фіксованими зовнішніми розмірами всередині розмірних серій незалежно від товщини полиць [37, 38]. Нова технологія передбачає послідовну деформацію стінки і полиці профілю з постійним контролем його розмірів і управлінням температурним режимом прокатки. Допуски за формою і основним розмірам профілів $\pm 2,0$ мм. Застосування таких двотаврів істотно спрощує проектування і практичне виготовлення будівельних конструкцій за рахунок більшої зручності їх стикування.

Серед якісних показників сортового прокату одне з основних місць посідає точність геометричних розмірів профілів. Під точністю прокатки мається ступінь відхилення фактичних розмірів профілю від номінальних. Порівняльний аналіз граничних відхилень геометричних розмірів двотаврів, встановлених діючими вітчизняними та зарубіжними стандартами, наведено в додатку В (табл. В.1 – В.8). У стандартах регламентуються граничні відхилення за такими параметрами двотаврів: висота профілю h , ширина полиці b , товщина стінки s і полиці t , перекіс полиці Δ , рухливість стінки відносно центру δ (або асиметрія фланців), відхилення від прямолінійності по довжині профілю у вертикальній і горизонтальній площинах q , прогин (кривизна) стінки по висоті перерізу f . Поле допусків по висоті профілів h змінюється в межах від 4 до 10 мм. У вітчизняних стандартах допуски симетричні – у міру збільшення висоти профілю вони зростають від $\pm 2,0$ до $\pm 5,0$ мм. Допуски на профілі підвищеної точності на 0,5 мм менше, ніж звичайної точності. У зарубіжних стандартах допуски по h менше, ніж у вітчизняних, в основному несиметричні, максимальні значення яких складають $+5,0 / -3,0$ мм.

Поле допусків по ширині полиць b змінюється в межах від 3 до 11 мм. У вітчизняних стандартах на двотаври загального призначення допуски по b симетричні і не перевищують $\pm 4,0$ мм для профілів звичайної точності і $\pm 3,0$ мм для підвищеної. Для спеціальних двотаврів високої якості за вимогами [17] граничні відхилення по ширині полиць дуже жорсткі і складають $+1,0 / -2,0$ мм. У зарубіжних стандартах допуски по ширині полиць асиметричні і більші, ніж у вітчизняних, максимальні з яких $+6,0 / -5,0$ мм.

Допуски по товщині стінки s змінюються від $\pm 0,5$ до $\pm 2,5$ мм. У ГОСТ 8239 і ASTM A6 / A 6M вони обмежені допуском по масі.

Допуски на товщину полиць t в вітчизняних та зарубіжних стандартах принципово відрізняються. У ГОСТ 8239 встановлені такі мінусові допуски: для профілів звичайної точності від $-0,7$ до $-1,0$ мм, для підвищеної точності

від $-0,4$ до $-0,8$ мм, а плюсові відхилення обмежуються граничними відхиленнями по масі. У ГОСТ 26020 допуски по t симетричні і знаходяться в межах від $\pm 1,0$ до $\pm 2,5$ мм. Приблизно такі ж допуски в стандарті Японії JIS G 3192. У Німецькому стандарті DIN 1025 вони найжорсткіші: $\pm 1,5$ мм. Європейський стандарт EN 10034 передбачає асиметричні допуски – плюсові допуски більше, ніж мінусові. В Американському стандарті ASTM A6/A 6M відхилення по t обмежені допуском по масі.

Вимоги до зміщення стінки відносно центру δ (відхилення від симетричності) для двотаврів по ГОСТ 8239 і ГОСТ 26020 істотно вище, ніж в зарубіжних стандартах (за винятком стандарту Японії JIS G 3192).

Аналіз граничних відхилень геометричних розмірів двотаврів показує, що вітчизняні стандарти за показниками точності не поступаються зарубіжним, а за багатьма параметрами і перевищують їх. Чинний вітчизняний і зарубіжний сортамент двотаврових профілів за формою, розмірами, економічністю і іншими якісними характеристиками в цілому відповідає сучасним вимогам відносно металопродукції відповідального призначення.

Чинники, що впливають на точність прокатки, докладно проаналізовано в роботах [31, 39-50] та ін. Класифікація відхилень форми і розмірів гарячекатаних профілів вперше виконана В.Д. Трофимчуком [39].

Точність прокатки залежить від технологічного процесу (стабільності розмірів вихідних заготовок і температури нагріву металу, способів прокатки, калібрування валків, деформаційних і температурно-швидкісних режимів прокатки, міжклітьового натягіння, величини температурного клину по довжині розкатів і т.д.) і використовуваного прокатного обладнання (схеми розташування, складу і властивостей основного і допоміжного обладнання, типів, конструкції і жорсткості робочих клітей, точності виготовлення і зносостійкості робочих валків, прівалкової арматури і т.д.).

Відхилення фактичних розмірів двотаврів від їх номінальних значень призводять до невідповідності реальної несучої здатності металоконструкцій розрахунковим параметрам, що негативно впливає на їх використання.

У роботах [49-68] визначено взаємозв'язок між конструктивними параметрами робочих клітей і технологічними параметрами прокатки, а також їх спільний вплив на точність сортових профілів. Запропоновано методики визначення різнотовщинності і різноширинності, що дозволяють за заданими вимогами до точності розмірів профілів визначити радіальну і осьову жорсткість кліті, биття валкової системи кліті, а також швидкісні і температурні умови прокатки, міжклітьові натягнення та ін. Проте відсутня інформація про вплив деформації касети з вертикальними валками на точність двотаврових профілів, що представляє зацікавлення для вдосконалення технологічного процесу на сортових станах, у складі яких не має універсальних клітей.

Підвищення точності готового прокату забезпечує економію металу як на стадіях споживання профілів, так і на стадіях їх виготовлення.

У споживачів економія від застосування профілів підвищеної точності, прокатаних в мінусовому полі допусків, досягається за рахунок зниження маси профілів, полегшення ваги металоконструкцій, машин і вузлів. Застосування двотаврів з паралельними полицями сприяє поліпшенню технології виробництва металоконструкцій [10]. За даними робіт [4, 31] економічний ефект від споживання фасонних профілів підвищеної точності досягає більше 3% від обсягу річного виробництва сортового прокату. В машинобудуванні скорочення потреби в сталі за рахунок зменшення маси виробів з прокату підвищеної точності при колишній кількості споживчих одиниць становить 7,8% [11]. Перехід зі звичайних двотаврів по ОСТ 10016 на полегшені за ГОСТ 8239 забезпечив економію 13,5% [4].

У виробників економію металу можна досягти шляхом скорочення виходу немірних довжин за рахунок прокатки профілів з точними розмірами

по всій довжині розкатів і реалізації раціонального розкрою прокату. Жорсткість поля допусків дозволяє при стабільних параметрах вихідних заготовок отримувати і стабільну кінцеву довжину катаних профілів. Для зменшення втрат металу в обріз і збільшення виходу мірних довжин параметри заготовок необхідно визначати, виходячи з загальної витяжки профілю (від заготовки до готового прокату) і цілого числа мірних довжин в його кінцевій довжині, що укладається на холодильнику прокатного стану.

Виготовлення двотаврів підвищеної точності покращує техніко-економічні показники роботи прокатних станів, збільшує конкурентоспроможність готової продукції внаслідок підвищення її якості і забезпечує отримання додаткового прибутку металургійними підприємствами за рухунок економії металу.

Разом з тим, якість виробленого на вітчизняних підприємствах прокату не завжди відповідає висуваємым вимогам. На рейкобалкових і крупносортних станах України виробляють в основному двотаври звичайної точності. Прокатка профілів з більш високими якісними показниками обмежена складністю дотримання жорстких вимог стандартів на граничні відхилення на геометричні розміри профілів – по ширині і асиметрії полиць, по товщині стінки і полиць. Це обумовлено нераціональністю застосовуваних технологічних процесів і калібрувань валків, а також недосконалістю обладнання рейкобалкових і крупносортних станів, відсутністю в їх складі універсальних клітей.

Подальший розвиток виробництва двотаврів на металургійних підприємствах України має здійснюватися шляхом вдосконалення технологічних процесів і обладнання діючих прокатних станів, розширення їх сортаменту за рахунок освоєння нових імпортозамінних економічних профілів з паралельними полицями, підвищення точності прокатки двотаврів, виготовлення їх в мінусовому полі допусків.

1.2 Технологічні процеси виробництва двотаврів, способи прокатки, калібрування валків і обладнання прокатних станів

1.2.1 Аналіз способів прокатки і калібрувань валків в чорнових і чистових клітках сортових станів

Одним з основних параметрів, що визначають технологічні процеси прокатки двотаврів, є обраний розробником технології спосіб прокатки і калібрування профілю. Під способом прокатки розуміється послідовна сукупність технологічних операцій і прийомів, що забезпечують отримання з вихідної заготовки готового профілю з заданими за стандартами якісними показниками. У поняття калібрування профілю входить система калібрів певної форми і розмірів, послідовно розташованих на валках робочих клітей [69-71].

Технологічний процес прокатки двотаврів ділиться на два етапи. Перший етап характеризується переходом від прямокутної форми перерізу вихідної заготовки до двотаврової, другий – поступовим наближенням чорнового двотавру до чистового. Число фасонних калібрів залежить від розмірів профілю. Зі збільшенням габаритних розмірів профілю зростає і кількість калібрів, і кількість проходів в них (при реверсивній прокатці).

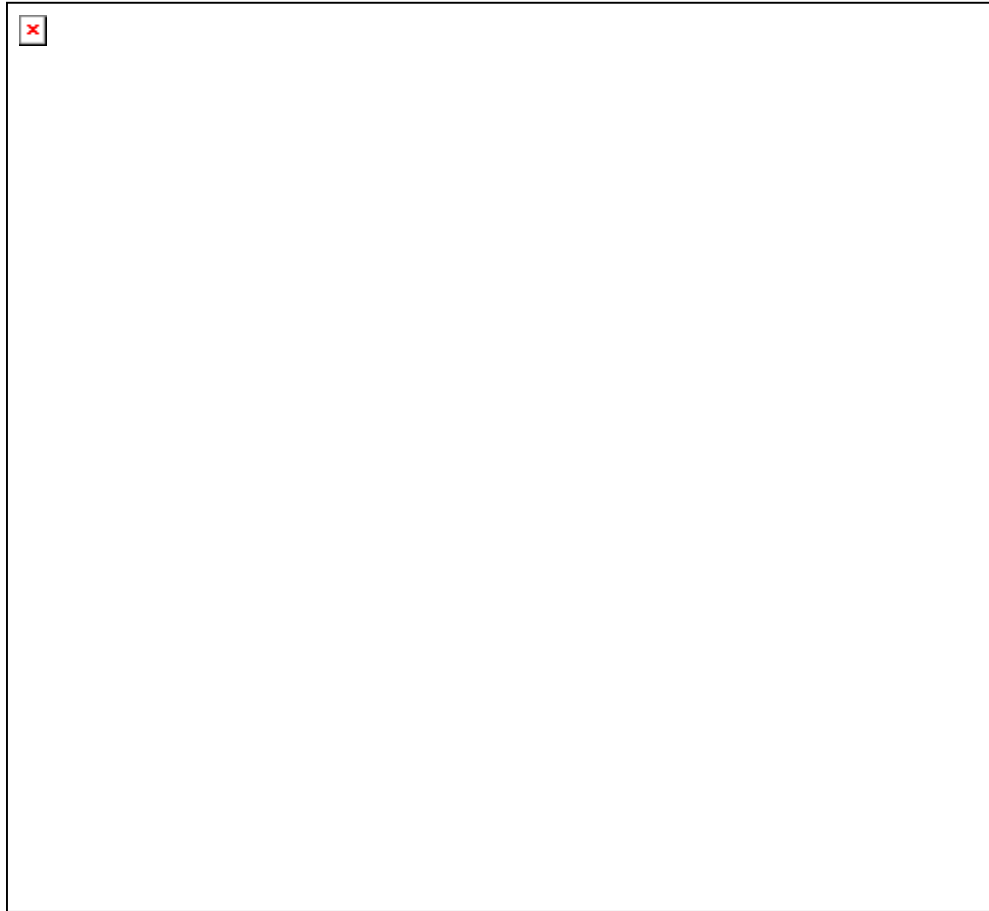
При розробці технологічного процесу прокатки двотаврів виникають значні труднощі, пов'язані з визначенням форми калібрів; розподілом обтиснень і витяжок за елементами профілю, розрахунком розширення стінки і висотної деформації фланців; забезпеченням стійкості процесу прокатки; отриманням профілів з точними геометричними розмірами, необхідною якістю поверхні і рівнем механічних властивостей.

Залежно від розмірів і форми двотаврів в чорнових клітках використовують калібри різного типу. Першим фасонним калібром, що надає прокату чорнову форму двотавра зі стінкою і фланцями, є розрізний калібр. На практиці застосовують відкриті або закриті розрізні балкові калібри різної конфігурації залежно від розміру двотавру, що прокатується, способу

калібрування і типу стану. Подальшу прокатку виконують в чорнових балкових калібрах, де формують стінку і фланці з розмірами, необхідними для отримання готового профілю в чистових калібрах.

Способи прокатки і калібрування двотаврів в чорнових балкових калібрах проаналізовані в роботах [12-14, 28, 69-72]. Дослідженню плинності металу в чорнових балкових калібрах присвячено багато робіт [3, 68-92], автори яких отримали аналітичні залежності для розрахунку формозміни металу в калібрах балкового типу. У формулах враховуються форма калібрів і параметри осередку деформації [69, 75, 78, 84-89, 92-94], умови тертя [71, 83, 90, 91], реологічні властивості металу [94-98]. На практиці широко використовуються методики розрахунку калібрувань двотаврів Б.П. Бахтінова, О.П. Чекмарьова, Б.В. Мерекіна, М.В. Литовченко [13].

Спосіб прокатки двотаврів в закритих калібрах з прямою стінкою (рис. 1.2, а) полягає в розрізуванні заготовки прямокутного перерізу в закритому балковому калібрі одночасно зверху і знизу і поступовому розширенні врізу. В утворенні стінки калібру беруть участь гребені верхнього і нижнього валків, між якими відбувається пряме обтиснення стінки профілю. Формування поверхонь відкритих фланців відбувається за допомогою бічних стінок буртів одного і стінок гребеня іншого валка. Утворюється простір у формі звужуємого клина. Потрапляючи в цей простір, метал обтискається по товщині і отримує велике бокове обтиснення. При цьому відбувається деяке збільшення висоти відкритого фланця. Утворення закритих фланців відбувається завдяки поверхням рівчака, врізаного в один валок. Метал піддається деформації подібно до процесу волочіння дроту крізь філ'єру. Для закритих фланців характерне незначне бічне обтиснення при одночасно великому обтисненні по висоті і утяжці по висоті і товщині. У процесі прокатки двотаврового профілю спостерігається постійне перетікання металу з однієї частини калібру в іншу, яке викликане нерівномірністю деформації його елементів.



а

б

в

г

д

Рисунок 1. 2 – Способи прокатки і калібрування двотаврових профілів: в закритих калібрах з прямою стінкою (а); в закритих калібрах з вигином стінки (б); в косорозташованих калібрах (в); з чистової універсальної кліттю (г); в універсальних клітях (д)

Особливістю чорнових закритих балкових калібрів є неодноразовість обтиснень фланців і стінки. У початковий момент захоплення металу валками здійснюється бічне обтискання відкритих фланців, а також бічне і висотне обтиснення закритих фланців. Обтиснення стінки по висоті настає в той момент, коли деформація фланців закінчена. Неодноразовість захоплення валками стінки і фланців обумовлена різницею катаючих діаметрів і швидкостей цих елементів і залежить від нахилу внутрішніх граней фланців.

В калібрах, що йдуть один за одним, чергується положення відкритих і закритих фланців. Це дає можливість по черзі інтенсивно обробляти верхню і нижню частини профілю без його кантування. Обов'язковою умовою ефективної прокатки в прямих калібрах є чималий нахил внутрішніх граней фланців, який не дозволяє отримати профіль двотавра з паралельними зовнішніми гранями полиць. При ухилі менше 12% важко здійснити бічне обтиснення фланців. Це обмежує застосування таких калібрів для отримання широкополочних балок з причини недостатнього заповнення їх металом через велику утяжку фланців. Зазвичай ця схема застосовується для прокатки двотаврів малих і середніх розмірів (№ 10-30) на сортових і рейкобалкових станах, в складі яких є тільки кліті дуо і тріо [12, 13, 69, 71, 72, 99]. Однак швидке зношування валків, що виникає при використанні прямих калібрів, істотно обмежує застосування цього способу прокатки.

В останні роки на деяких станах почали використовувати прокатку в закритих балкових калібрах без чергування обробки відкритих і закритих фланців в суміжних калібрах [100]. Перевага цього способу калібрування полягає в поліпшенні умов захоплення металу валками і зменшенні ударів заготовки при переході на калібр з протилежним напрямком ухилу зовнішніх граней за рахунок використання попереднього підгибання фланців в ящикових калібрах (рис. 1.3). Даний спосіб реалізований на напівбезперервному стані 350 ПАТ «Дніпровського металургійного комбінату ім. Ф.Е. Дзержинського» (ПАТ «ДМКД»), безперервному стані 450 ВАТ «Євроазіатського Західно-Сибірського металургійного комбінату» («ЄВРАЗ ЗСМК») при прокатці двотаврів №№10-16 [59, 62, 101] і на напівбезперервному крупносортовому стані 600 ПАТ «Алчевського металургійного комбінату» (ПАТ «АМК») під час прокатки широкополочних двотаврів W8"x18 за ASTM [57, 102]. Недоліком прокатки двотаврів таким способом є потреба використання двох пар однакових калібрів для отримання фланців рівної висоти та введення в схему стану додаткових робочих клітей.

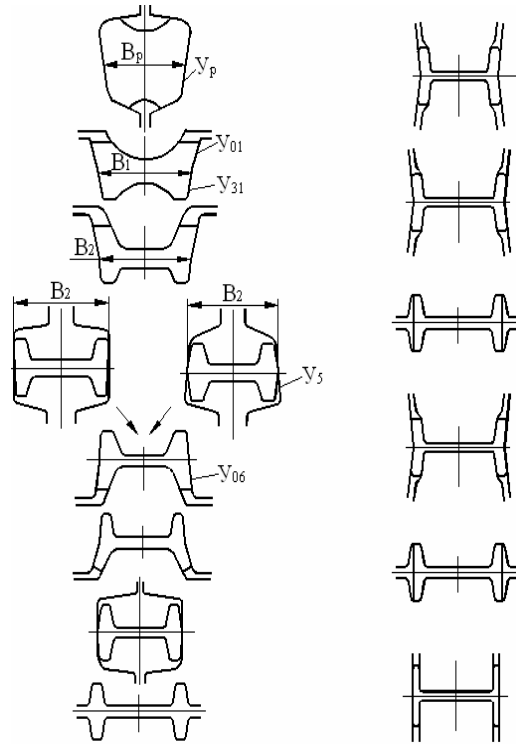


Рисунок 1.3 – Спосіб прокатки двотаврових профілів на безперервному стані з використанням закритих балкових калібрів без чергування фланців

На прокатних станах, технологічні лінії яких обладнані клітьми дуо або тріо, найбільш ефективним є спосіб прокатки двотаврів з підвищеними випусками калібрів і одночасним вигином стінки калібру. При цьому кут між фланцями і прилеглими до них ділянками стінки зберігається рівним 90° (рис. 1.2, б) [12, 13, 53]. Заготовку деформують з послідовним чергуванням напрямку вигину стінки в суміжних проходах. Це сприяє вільному проходженню фланців в зів валків завдяки їх розвороту. Застосування цього способу дозволяє зменшити зношення валків, збільшити інтенсивність бічного обтиснення фланців і здійснювати прокатку тонкостінних двотаврів зі зменшеними ухілами внутрішніх граней і збільшеною шириною полиць на станах з застарілою конструкцією клітей.

На зарубіжних станах широкого поширення набула прокатка широкополочних двотаврів і спеціальних фасонних профілів балкового типу в

косорозташованих (діагональних) калібрах [12, 28] (рис. 1.2, в). Нахил стінки калібру і розворот відкритих фланців на великий кут дозволяє скоротити число фасонних проходів і збільшити температуру кінця прокатки, підвищити інтенсивність обтиснення відкритих фланців, завдяки чому в чорнових і проміжних калібрах утяжка фланців стає практично відсутньою, і ширину полиць заготовки, отриману в цих калібрах, можна зберегти до чистового профілю. Істотно полегшуються умови переточки валків, зменшується зношення валків і вихідних проводок. В Україні спосіб прокатки двотаврів в косорозташованих калібрах і калібрах з вигнутою стінкою використовувався на стані 550 ПрАТ «Єнакієвського металургійного заводу» (ПрАТ «ЄМЗ») для виготовлення двотаврів № 10 і 12. Застосування цього калібрування дозволило збільшити термін служби валків [54].

Разом з тим, прокатка в косорозташованих калібрах має ряд недоліків, які не дозволяють отримувати двотаврові профілі високої точності. До них належать: зміна в процесі прокатки розмірів профілю, особливо товщини фланців, викликана низькою стійкістю упорних конусів; неможливість забезпечити паралельність полиць; скручування розкатів навколо поздовжньої осі. Виникає необхідність використовувати валки збільшеного діаметру з глибоким врізом рівчаків, що знижує їх міцність.

Закриті балкові калібри використовуються і на станах, в складі яких є чистові універсальні кліті (рис. 1.2, г).

Проведений аналіз показує, що в більшості випадків в чорнових клітях прокатних станів використовуються закриті балкові калібри. Основним недоліком цих калібрів є складність отримання однакової висоти фланців внаслідок різного характеру деформації металу у відкритих і закритих елементах калібрів. виправити асиметрію чорнового двотаврового підкату на наступних етапах технологічного процесу в чистових калібрах досить важко. Тому для підвищення точності готових двотаврових профілів в першу чергу слід забезпечити високу точність фасонних підкатів в чорнових калібрах. Для

вирішення цього завдання розробник технології повинен мати надійні науково-обґрунтовані методи розрахунку формозміни металу в закритих балкових калібрах і проектування калібрувань валків.

На сортових і рейкобалкових станах, обладнаних чистовими клетями дуо або тріо, прокатку двотаврів ведуть в основному в закритих балкових калібрах з прямою або вигнутою стінкою (рис.1.2, а, б). Однак застосування таких калібрів на заключних етапах технологічного процесу, де остаточно формується готовий профіль, не забезпечує належної якості поверхні і точності геометричних розмірів. Крім того, ця технологія не дозволяє виробляти економічні двотаври з широкими і паралельними полицями.

Якісно новим технічним рішенням у сортопрокатному виробництві став спосіб прокатки двотаврів на станах, обладнаних універсальними чотиривалковими клетями (рис. 1.4 і рис. 1.2, г, д) [55-64, 103].

Застосування універсальної кліті з приводними горизонтальними і неприводними вертикальними валками в порівнянні з іншими способами прокатки забезпечує отримання широкополочних і тонкостінних двотаврів з паралельними гранями полиць більш високої якості, так як всі елементи профілю піддаються прямому обтисненню. При цьому збільшується стійкість калібрів, скорочується кількість перевалок, підвищується продуктивність стану, зменшується витрата електроенергії, з'являється можливість переходу з одного профілю на найближчий інший шляхом переточки бічних сторін горизонтальних валків, завдяки чому значно збільшується їх термін служби.

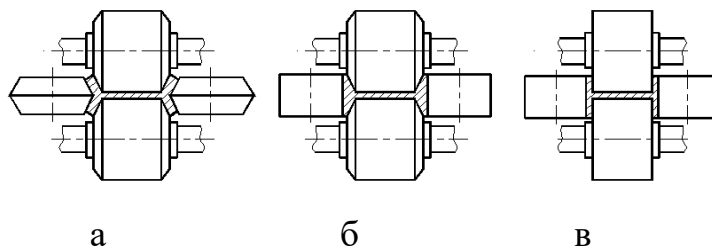


Рисунок 1.4 – Типи універсальних чотиривалкових калібрів: чорновий (а), предчистовий (б), чистовий (в)

Універсальні калібри є відкритими і не забезпечують надійний контроль висоти полиць, тому для підвищення точності профілів вони повинні працювати спільно з двовалковим контрольним калібром. Кількість і послідовність розташування універсальних і контрольних калібрів визначається видом і розмірами профілю, конструкцією прокатного стану [62].

Застосування в лінії стану навіть одного чистового універсального калібру значно підвищує ефективність технологічного процесу і покращує якість готового прокату. Так при освоєнні на лінійному стані 650 двотаврів № 18 за такою технологією була досягнута економія металу 1,1-1,5%, витрата енергії знизилась на 8% [104], а при прокатці двотаврову № 16 ефективність стану зросла на 4-5% [105].

На стані 450 ВАТ «ЄВРАЗ ЗСМК» з використанням трьох універсальних калібрів здійснюється прокатка спеціальної двотаврової балки ДП155, прокатку двотаврів за ГОСТ 8239 і ГОСТ 26020 ведуть з використанням в чистовій групі клітей чотирьох універсальних калібрів, а широкополочних двотаврів HE100–HE180 (стандарт EURONORM 53-62) – семи універсальних калібрів [106, 107]. Розроблені схеми прокатки і калібрування забезпечили стабілізацію технологічного процесу в чистовій групі клітей і отримання двотаврів з прямолінійними гранями полиць зі зменшеними граничними відхиленнями по ширині полиць, їх перекосу і зсовування відносно стінки.

На стані 600 ПАТ «АМК» для прокатки двотаврів використовують касети з вертикальними неприводними валками конструкції НМетАУ [55-58, 112], які встановлені в двовалкових предчистових клітях 730 і чистових 580 і утворюють універсальні чотиривалкові калібри. Прокатку ведуть за схемою, наведеною на рис. 1.2, г. Застосування таких касет дозволило розширити сортамент стану за рахунок освоєння виробництва економічних широкополочних двотаврів W8"x18 за ASTM [57] і колонних 120 DIN [58].

Однією з прогресивних технологій виробництва великих широкополочних і колонних двотаврів (висотою до 1000 мм) в даний час є

реверсивна прокатка на спеціалізованих універсально-балкових станах типу тандем [12, 60-61, 63-64, 103, 108, 109], відповідно до якої в якості вихідної заготовки застосовується чорновий балковий підкат або фасонна заготовка, відлита на МБЛЗ. Подальша прокатка профілю ведеться з використанням універсальних калібрів в безперервній реверсивній групі, до складу якої входять дві універсальні і розташована між ними одна допоміжна кліть дуо з відкритим контрольним калібром. Завершальною в технологічній лінії є чистова універсальна кліть. Застосування фасонних безперервнолитих заготовок замість гарячекатаних скорочує витрату металу на 200-250 кг/т [64].

Методи розрахунку калібрувань двотаврів з використанням універсальних калібрів наведені у роботах [71, 110, 111].

Таким чином, аналіз способів прокатки і калібрувань валків в чистових клітках показав, що найбільш ефективним на заключних стадіях технологічного процесу є формування готового двотаврового профілю в універсальних чотиривалкових калібрах з проміжним контролем висоти полиць в двовалкових калібрах. Однак і ця технологія має свої особливості і не завжди забезпечує отримання готових профілів з точними геометричними розмірами. Універсальні чотиривалкові калібри є відкритими з вільним розширенням полиць. Якщо в ці калібри задаються чорнові розкати з великою різницею у висоті верхніх і нижніх фланців, то готові профілі будуть мати чималу асиметрію полиць. Висотне обтиснення полиць в двовалкових контрольних калібрах не завжди забезпечує отримання готового профілю з симетричними фланцями і точними розмірами по ширині полиць через те, що при обтисненні фланців по висоті спостерігається місцеве розширення металу і на кінцях фланців можуть утворюватись так звані «напливи», аналогічні при прокатці високих смуг, з яких метал під час прокатки в універсальному калібрі переміщується в поперечному напрямку, збільшуючи висоту полиць («ефект вимушеного розширення металу»).

Для підвищення симетричності готових профілів і отримання стабільних

розмірів по ширині полиць необхідно в чорнових фасонних калібрах отримувати досить високі і симетричні, відносно стінки профілю, фланці, а потім забезпечувати їх надійну висотну деформацію в чистових калібрах, що дозволить прокатувати двотаврові профілі підвищеної точності, поліпшити техніко-економічні показники роботи прокатного стану. Існуючі дослідження не в повній мірі розкривають механізм висотної деформації металу в чорнових закритих балкових калібрах, тому постають задачі розширеного дослідження пластичної формозміни заготовки в різних балкових калібрах.

1.2.2 Склад і конструктивні особливості устаткування станів для прокатки двотаврів

Двотаври виготовляються на сортових, рейкобалкових і універсально-балкових прокатних станах, які за типом розміщення обладнання можуть бути з лінійним і послідовним розташуванням робочих клітей (з прокаткою на випуск), безперервні, універсально-балкові [113-115] (рис. 1.5).

До складу станів з лінійним розташуванням робочих клітей входять одна обтискна реверсивна кліть дуо, дві чорнових кліті тріо і одна чистова кліть дуо (рис. 1.5, а). Типовими представниками таких станів є крупносортні та рейкобалкові стани 650 та 800 ПрАТ «МК«Азовсталь» і ВАТ «ЄВРАЗ Нижнетагильський металургійний Комбінат» («ЄВРАЗ НТМК»), крупносортний заготовочний стан 950/800 ВАТ «Уральська сталь». В асортимент крупносортних станів входять двотаври №10-30, а рейкобалкових – двотаври №20-60 [5, 83]. Технологічне обладнання таких станів морально і фізично застаріло і не дозволяє виробляти економічні тонкостінні двотаври з паралельними гранями полиць і високою точністю розмірів [113].

Стани з послідовним розташуванням робочих клітей (рис. 1.5, б, в), що працюють за принципом в кожній кліті тільки один прохід, є більш

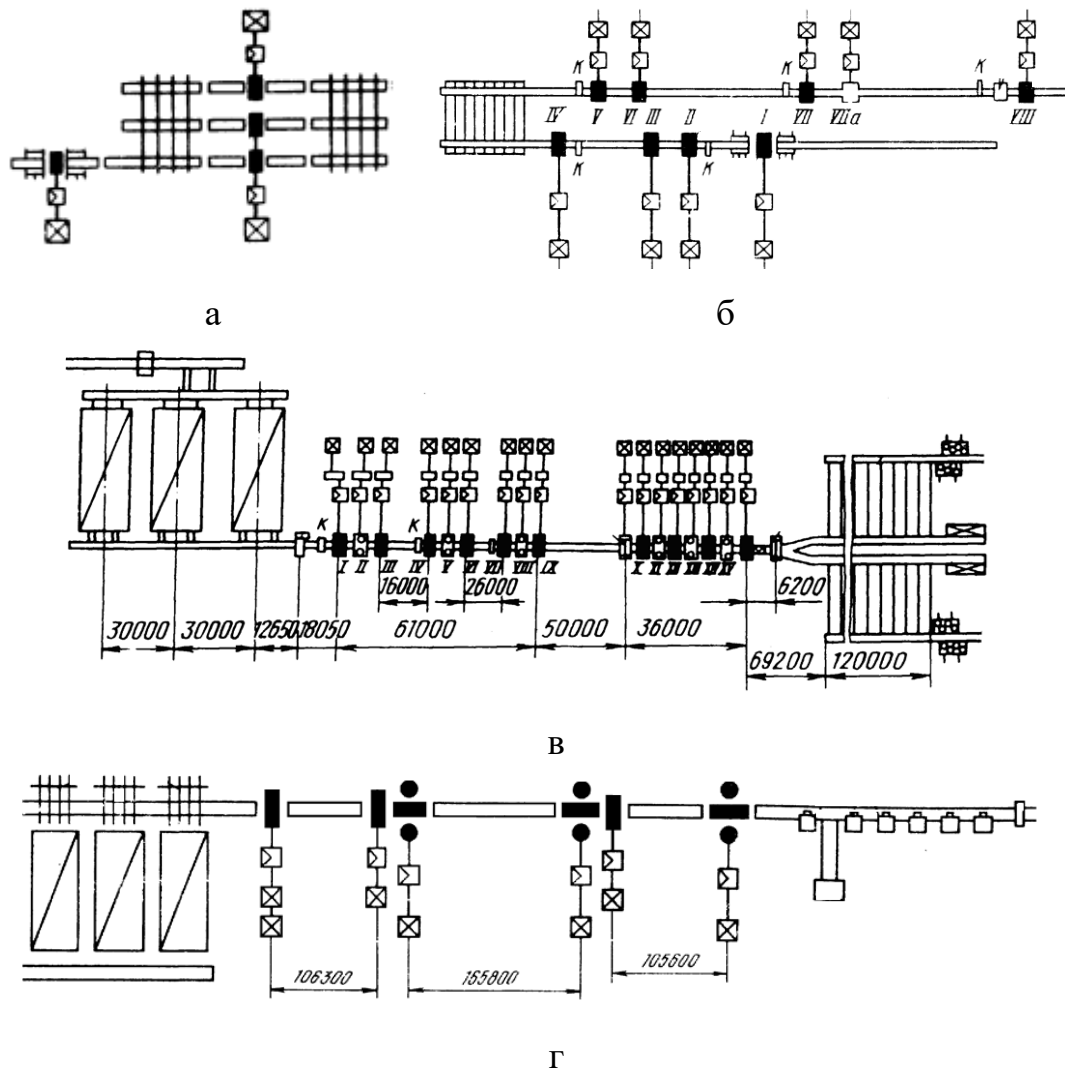


Рисунок 1.5 – Типи сортових станів: лінійні (а); послідовні з прокаткою на випуск (б); безперервні (в); універсально-балкові (г)

сучасними, мають високі техніко-економічні показники виробництва [5-6, 65, 81-82, 113-117]. Це високопродуктивні стани, швидкість прокатки на них підвищується від проходу до проходу відповідно до витяжки металу і константи калібрування. Кінцева швидкість прокатки обмежується лише пропускною спроможністю ад'юстажного обладнання (холодильниками, засобами порізки, пакетування і прибирання готової продукції). Представниками таких станів є стан 600 ПАТ «АМК», до складу якого входять тільки кліті дуо, і стан 450 ВАТ «ЄВРАЗ ЗСМК», обладнаний двовалковими і чотиривалковими універсальними клітями.

За кордоном для виробництва економічних широкополочних двотаврів та інших фасонних профілів набули поширення сортові стани, що складаються з однієї або двох обтискних реверсивних клітей дуо, чорнових реверсивних груп і чистової нереверсивної безперервної групи клітей, до складу яких входять універсальні і двовалкові кліті (рис. 1.6 і 1.7.). Кількість обтискних реверсивних клітей визначається необхідною продуктивністю стану і діапазоном розмірів перерізів вихідної заготовки. Встановлення другої реверсивної кліті дозволяє збільшити маневровість стану і підвищити пропускну здатність чорнової групи шляхом послідовного розміщення в ній декількох горизонтальних клітей дуо. Дана концепція впроваджена на безперервних середньосортних станах, встановлених в Сканторпі (Великобританія) (обладнання фірми «Schloemann-Siemag») і Ньюкаслі (ПАР) (обладнання фірм «Demag» і «Хитати дзосен»), на яких прокатка двотаврів ведеться в двох реверсивних клітях дуо і безперервній чистовій групі, що складається з універсальних і комбінованих клітей, які забезпечують контроль ширини полиць заготовки і готового прокату. Обтиснення крайок заготовки виконується еджерними клітями чистової групи [116].

Технологічна лінія середньосортного стану в Шарлеруа (Бельгія) (обладнання фірми «Schloemann»), на якому вперше в Європі безперервним способом був прокатаний двотавровий профіль, включає одну реверсивну обтискну двовалкову кліть і безперервну чистову групу, що складається з горизонтальних і комбінованих клітей, частина яких може трансформуватись в універсальні - дуо горизонтальні (У-Д), а інші мають можливість працювати як горизонтальні, так і вертикальні. Підвищена жорсткість, що характерна для клітей типу У-Д, забезпечується за рахунок малих габаритів вікна станини і попереднього напруження, створеного гідравлічним розтягненням стяжних болтів. Прокатка на стані двотаврів високої точності, в тому числі тонкостінних, обумовлена використанням в безперервній групі універсальних клітей високої жорсткості та петлевого регулювання швидкості прокатки [116].

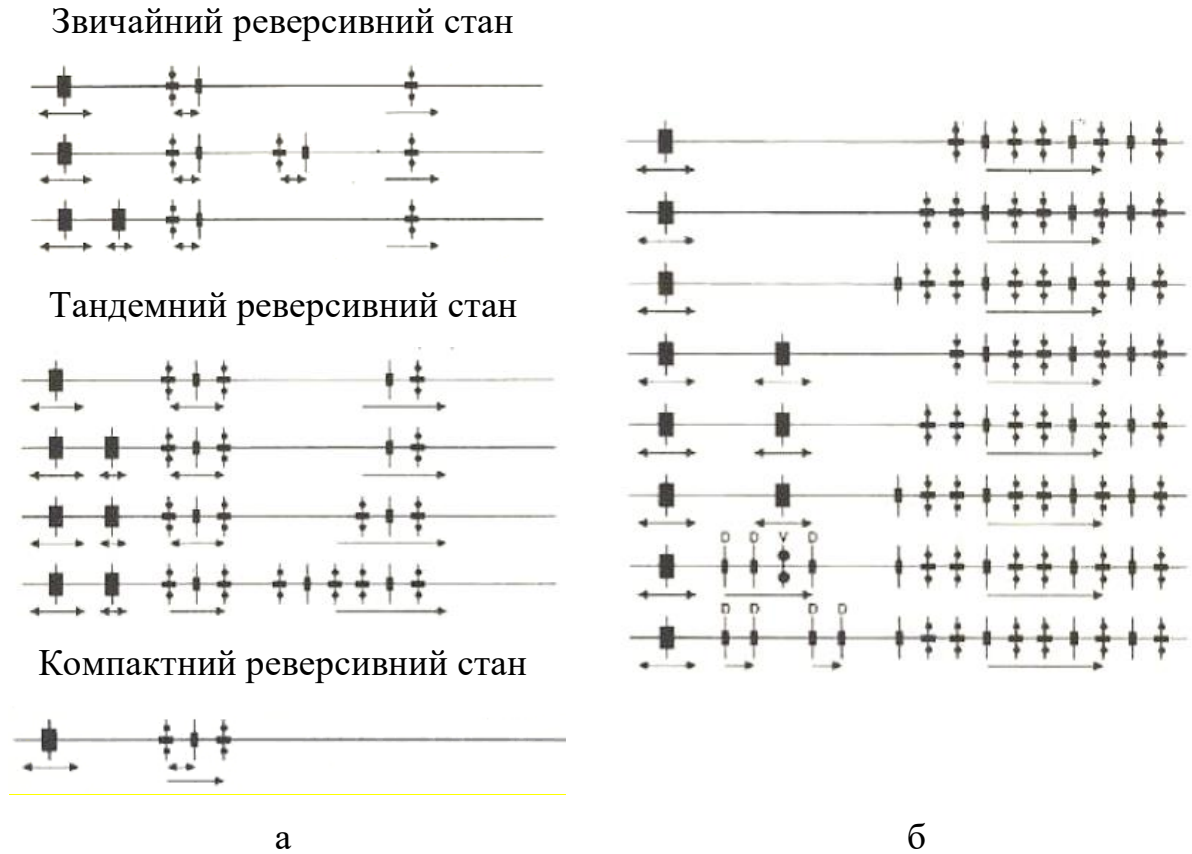


Рисунок 1.6 – Типові схеми розташування робочих клітей в реверсивних (а) і безперервних (б) станах

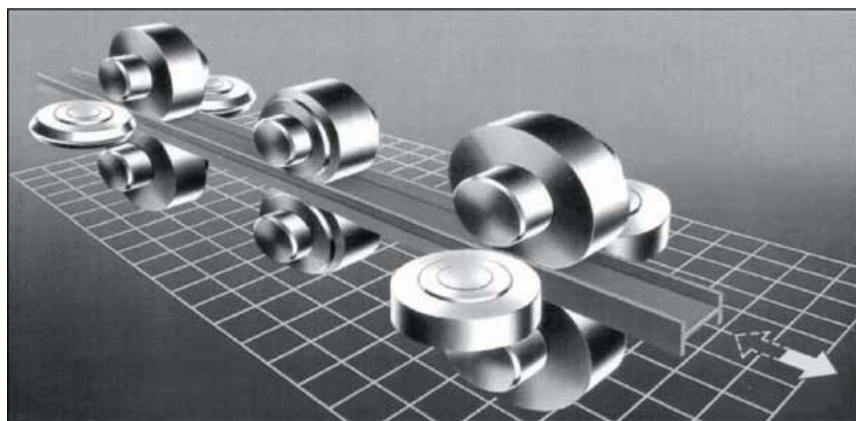


Рисунок 1.7 – Реверсивна група стану з послідовним розташуванням клітей (тандем) для прокатки за схемою X-Н

На безперервному 15-ти клітьовому крупно-среднесортному стані в Кіміцу (Японія) прокатка двотаврів ведеться в трьох групах клітей: чорновій з використанням однієї реверсивної кліті, проміжній і чистовій. Висока точність прокатки, в два рази більша, ніж на аналогічних балкових станах, досягається завдяки застосуванню клітей дуо компактної конструкції «Siemag-Compact» (SC), що мають підвищену жорсткість. Відмінною особливістю клітей типу SC є можливість видозміни конструкції кліті в три різні модифікації: чисто універсальну, чисто двовалкову і комбіновану дуо-універсальну. Клітьями конструкції SC обладнана також чистова група середньосортного балкового стану в Пайне (Німеччина), що виробляє двотаври загального призначення, двотаври з паралельними полицями середньої ширини і широкополочні двотаври. Ексцентриковий пристрій кліті SC забезпечує регулювання в процесі прокатки зазору між горизонтальними і вертикальними валками [116].

Прогресивною технологією в області виробництва широкополочних двотаврів з паралельними полками є прокатка на реверсивному стані тандем з застосуванням сучасних універсальних клітей (рис. 1.7). Технологія прокатки Х-Н запатентована компанією «SMS Meer» [120]. До складу проміжної групи входить три кліті, причому перша універсальна кліть має калібрування за схемою Х, а друга чистова універсальна кліть – калібрування за схемою Н, відповідне готовому профілю. Прикладом застосування такої технології є крупносортовний стан «INI Steel» (Південна Корея) [108] та триклітьовий стан тандем Х-Н 1295 мм фірми «Steel Dynamics», який складається з універсальної чорнової кліті, еджеру і універсальної чистової кліті [109]. Продукція таких станів має високу якість.

На описаних раніш станах при прокатці двотаврів та інших фасонних профілів застосовують попередньо напружені кліті (рис. 1.8) [6-7, 40-42, 117, 121-126], особливістю яких є використання замість станин масивних жорстких подушок, попередньо стягнутих між собою болтами з силою, що

перевершує максимальну силу тиску металу на валки в процесі прокатки. За допомогою попереднього навантаження вибираються зазори між подушками і сполучними деталями. Передача тиску від металу при прокатці відбувається безпосередньо на подушки і стягнуті болти, що дозволяє виключити з конструкції кліті натискні гвинти, стакани, різного роду прокладки. Для безстанінних клітей характерні компактність, мала металоємність і велика радіальна жорсткість, тобто мала деформація у вертикальній площині при прокатці, що значно підвищує точність готового прокату.

Широке застосування в реверсивних групах тандем сучасних зарубіжних станів знайшли компактні касетні кліті CCR (рис.1.9) одного з найбільших виробників сортопрокатного обладнання – італійської компанії «SMS Meer S.p.a.», що входить до складу концерну «SMS group» [127]. Відмінною особливістю клітей CCR в порівнянні з традиційними є висока жорсткість їх конструкції. Застосування гідравлічних систем з високою точністю регулювання міжвалкового зазору забезпечує отримання профілів з точними розмірами. Кліті CCR виготовляють в двовалковому і чотиривалковому виконанні. Завдяки компактній конструкції вони добре вписуються в робочу лінію при модернізації існуючих станів. На сучасному ринку прокатного обладнання інноваційними є попередньо напружені кліті безстанінного типу «Red Ring» конструкції фірми Siemens VAI, одного зі світових лідерів з виробництва устаткування для прокатки двотаврових профілів [126]. Залежно від призначення ці кліті виготовляють в широкому діапазоні конфігурацій. Компактні чорнові кліті ковзання «Red Ring» в горизонтальному або вертикальному (H-V) варіантах утворюють реверсивну двовалкову чорнову групу. У проміжних і чистових лініях знайшли застосування трансформовані кліті, що забезпечують відповідно до технології прокатки почергове горизонтальне або вертикальне позиціонування. Універсальні кліті «Red Ring» (рис. 1.10) представляють нове покоління безстанінних жорстких клітей, обладнаних комплектом

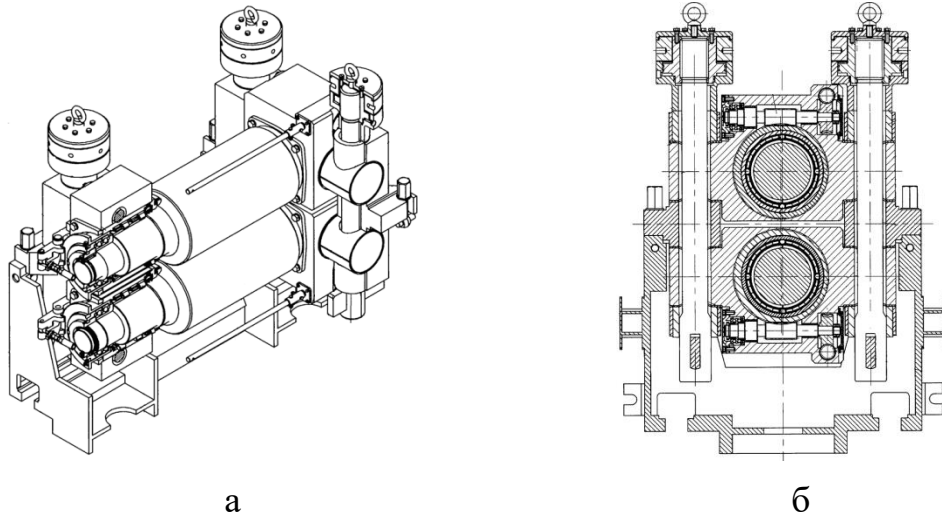


Рисунок 1.8 – Безстанінна попередньо напружена прокатна кліть: загальний вигляд (а), переріз (б)



Рисунок 1.9 – Компактні касетні прокатні кліті CCR компанії «SMS Meer S.p.a.»: прокатна кліть дуо (а); реверсивна група клітей тандем (б)

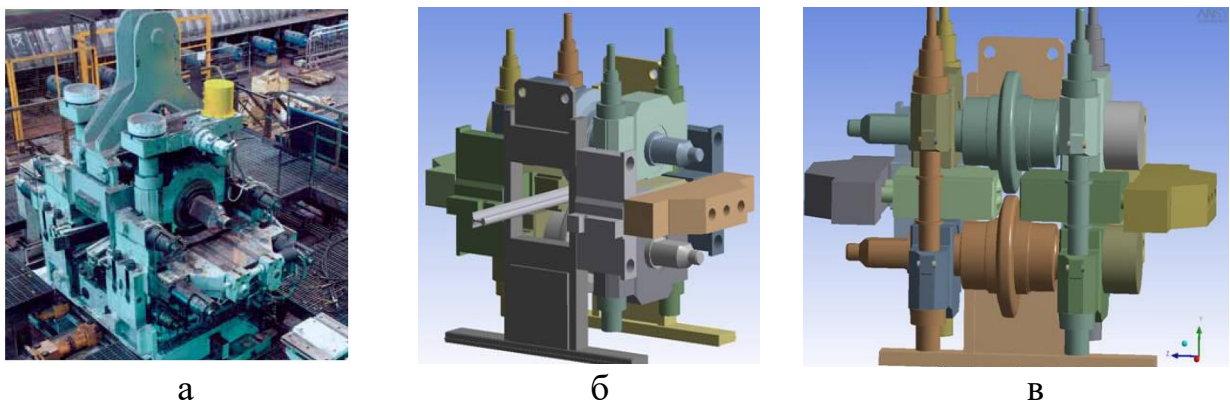
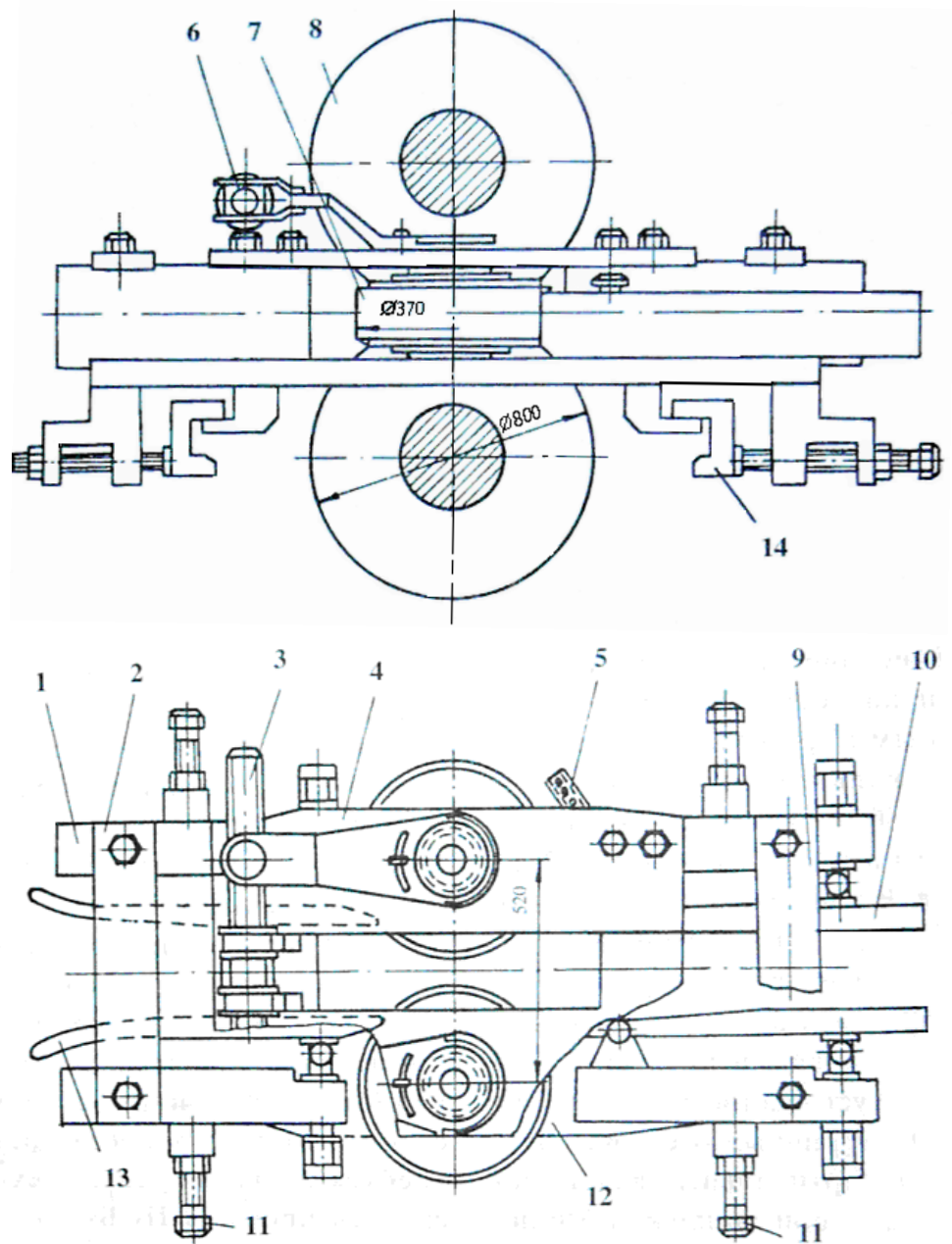


Рисунок 1.10 – Універсальна кліть «Red Ring» конструкції фірми Siemens VAI: загальний вигляд (а); модель (б); модель (в)

холостих валків для обтиснення полиць двотаврових профілів. Конструкція кліті забезпечує прокатку профілів з мінімальними допусками в чистовій безперервній групі і отримання готової продукції високої точності розмірів. Універсальну чотиривалкову кліть можливо без труднощів трансформувати в двовалкову, скоротивши потребу в додаткових горизонтальних клітях.

Аналіз складу і конструктивних особливостей обладнання для прокатки двотаврів показує, що основними тенденціями в розвитку сортових станів є застосування гнучких компоновальних схем розташування основного технологічного устаткування, поєднання в одному стані обтискних реверсивних клітей, компактних чорнових реверсивних груп з послідовним розташуванням клітей, включаючи різні комбінації універсальних чотиривалкових і допоміжних двовалкових клітей, що працюють в безперервному режимі прокатки, а також чистових безперервних груп з чергуванням універсальних і двовалкових допоміжних клітей. Остаточне формування готового профілю здійснюється в чистовій універсальній кліті. Застосування універсальних клітей з прямим обтисненням стінки і полиць двотаврів в чотиривалкових калібрах і контроль ширини полиць в двовалкових калібрах допоміжних клітей дуо дозволяє прокатувати широкополочні двотаври з паралельними полками з точними розмірами по поперечному перерізу профілю. Використання безстанінних попередньо напружених клітей високої жорсткості, обладнаних комплектом вертикальних неприводних валків для обтиснення полиць двотаврів, забезпечує отримання готових профілів з точними розмірами по їх довжині.

В Україні відсутні стани з універсальними клітями, альтернативою яким можуть бути кліті дуо або тріо, дообладнані касетами з неприводними вертикальними валками (рис. 1.11) [5, 6, 65, 104, 105, 112]. Досвід експлуатації цих касет на стані 600 ПАТ «АМК» і стані 650 ПрАТ «МК» Азовсталь» показує на ряд істотних недоліків в їх конструкції, зокрема на недостатню жорсткість і міцність пристроїв. Крім того, конструкція касет не забезпечує



1 – поздовжні бруси; 2 і 9 – поперечні бруси; 3 – шпилька; 4 – верхня несуча плита; 5 – колектор для охолодження валків водою; 6 – ексцентриковий пристрій; 7 – вертикальні валки; 8 – горизонтальні валки; 10 – похідна валковая арматура; 11 – домкрати; 12 – нижня несуча плита; 13 – вступна валковая арматура; 14 – кронштейн

Рисунок 1.11 – Касета з неприводними вертикальними валками конструкції НМетАУ

незалежне переміщення вертикальних валків відносно осі прокатки, що не дозволяє здійснювати точне налаштування універсального калібру і несприятливо позначається на кінцевих розмірах готової продукції [112].

Однак, з огляду на в цілому позитивний ефект застосування касет, який полягає в тому, що на стані, обладнаному тільки клетями дуо і тріо, з'являється можливість прокатки широкополочних двотаврів з паралельними полицями без значних капітальних витрат на реконструкцію чистових клітей, стає доцільним проведення комплексних досліджень відносно вдосконалення конструкції касет і розробки практичних рекомендацій відносно підвищення точності готового прокату, що і є одним з завдань цієї дисертаційної роботи.

1.3 Чинники, що впливають на точність прокатки двотаврів

Точність готового профілю є одним з найважливіших показників якості прокату. Кількісною оцінкою точності геометричних розмірів профілю є його поздовжня різнотовщинність і різноширинність. Чинники, що впливають на точність профілів, можна поділити на дві технологічні групи – технічні і технологічні [40-45, 49, 128-138]. До технічних чинників належать: склад і схема розташування обладнання прокатного стану, конструктивне виконання і технічні характеристики робочих клітей, їх жорсткість; наявність систем автоматичного регулювання товщини, що використовують гідравлічні або комбіновані (гідромеханічні) натискні механізми, а також систем швидкого налаштування стану в профіль і оперативного управління формозміною металу в процесі прокатки; ступінь зносу окремих деталей робочих клітей, в тому числі калібрів робочих валків і прівалкової арматури; фізичний стан устаткування стану в цілому та ін. До технологічних чинників належать: якість вихідних заготовок, що поставляються на стан, коливання допусків по перерізу і довжині заготовок; нагрів заготовок в методичних печах, розподіл температури металу за поперечним перерізом і довжиною заготовок, що

нагріваються; частота зміни марок сталей, що прокатуються, і пов'язана з цим зміна опору деформації, коефіцієнтів тертя, навантажень на обладнання, міжвалкових зазорів в робочих клітках і параметрів формозміни металу в калібрах; способи прокатки і калібрування валків, деформаційні і температурно-швидкісні режими прокатки; натягнення розкату при безперервній прокатці, поява температурного клину по довжині розкату та ін.

Залежність товщини розкату від умов прокатки і конструктивних особливостей робочих клітей визначається рівнянням Головіна-Сімса [40, 42]

$$h = S + f_k = S + \frac{P}{M_{кл}}, \quad (1.1)$$

де S – міжвалковий зазор;

f_k – пружна деформація робочої кліті;

P – сила прокатки, що дорівнює силі тиску металу на валки;

$M_{кл}$ – модуль жорсткості робочої кліті.

Поздовжня різнотовщинність розкату в процесі прокатки може бути виражена через повний диференціал рівняння, заснований на залежності Головіна-Сімса [42, 83, 117]

$$dh_1 = dS + \frac{dP}{M_{кл}} - \frac{P}{M_{кл}} \cdot \frac{dM_{кл}}{M_{кл}}. \quad (1.2)$$

Теоретична залежність пружної деформації прокатної кліті від сили прокатки є нелінійною, її графік складається з двох ділянок – криволінійного і прямолінійного [40, 83, 117]. Однак в сталому режимі прокатки робочі навантаження кліті знаходяться в межах лінійної ділянки даної кривої. З урахуванням вище сказаного, нехтуючи зміною модуля пружності матеріалу

деталей кліті, викликаного коливаннями температури прокатки, в рівнянні (1.2) останній доданок можна не враховувати. Тоді

$$dh_1 = dS + \frac{dP}{M_{кл}}. \quad (1.3)$$

Згідно з виразами (1.1) і (1.3) товщину розкату в процесі прокатки можна регулювати шляхом зміни зазору між валками, модуля жорсткості робочої кліті, величини сили тиску металу на валки. Поздовжня різноширинність профілю багато в чому визначається обраними способами прокатки і калібруванням валків.

В теперішній час у світовій і вітчизняній металургії досягнуто значних результатів у напрямку підвищення точності прокатки двотаврів головним чином за рахунок вдосконалення технології прокатки, особливо калібрування валків, широкого застосування універсальних безстанинних жорстких клітей нових конструкцій. Використання попередньо напружених клітей дозволяє в 1,5-2,0 рази зменшити поле допуску розмірів готових профілів.

Однак дослідження точності прокатки двотаврів на сортовоих станах, у складі яких відсутні універсальні кліті, де чистові калібри утворюються за допомогою касет з неприводними вертикальними валками, не достатньо висвітлені в літературних джерелах, що робить актуальним завдання промислового дослідження працездатності касети, теоретичного дослідження НДС їх елементів і фактичної точності прокатки двотаврів.

1.4 Математичне моделювання прокатки в калібрах і методи розрахунку обладнання

В якості математичних моделей, що використовуються для опису процесу прокатки, застосовуються аналітичні залежності, що визначають

контури калібрів і геометричні параметри осередку деформації; зміну механічних властивостей деформованого металу, що виникає в результаті дії температурних і силових навантажень; температуру металу; кінематику процесу прокатки; умови контактного тертя; розподіл напружень і деформацій за об'ємом деформованого металу; інтегральні характеристики формозміни (розширення, утяжка та ін.) і енергосилові параметри прокатки (силу, момент і потужність прокатки).

Серед найбільш поширених аналітичних методів визначення деформуючих сил і деформацій виділяються інженерний метод, енергетичний метод з використанням варіаційних принципів, метод скінченних елементів (МСЕ) [139-147], в основу яких покладена заміна реального процесу прокатки його математичною моделлю, що з деякими спрощеннями і певною точністю відображає перебіг процесу прокатки.

Інженерний метод отримав розвиток в роботах [90, 142-147] та ін. В його основу покладено спільне рішення диференціальних рівнянь рівноваги і рівняння пластичності, які можуть бути записані для вісесиметричного, об'ємного, плоского напруженого і плоского деформованого станів. При розгляді об'ємного напруженого стану металу в загальному вигляді задача зводиться до вирішення 13 рівнянь з 13 невідомими при відомих граничних умовах. Однак рішення даної системи рівнянь вельми складно. Особливо це стосується об'ємних тривимірних задач прокатки фасонних профілів складної геометричної форми, до яких відносяться двотаври [141], що значно обмежує його використання для вирішення завдань такого типу. Для комплексного вирішення об'ємних задач пластичної деформації сортової прокатки найбільш прийнятні варіаційні або чисельні (проекційно-сіткові) методи.

Варіаційний метод, в основу якого покладено закон збереження енергії, використовує один з енергетичних принципів механіки суцільних середовищ – принцип мінімуму повної енергії деформації. Теоретична розробка основ, обґрунтування і розвиток варіаційних принципів, застосовуваних при

дослідженні процесів пластичної деформації, належать А.А. Іллюшину, Л.М. Качанову, В.Л. Колмогорову, І.Я. Тарновському, Г.Я. Гуну, Б.М. Ілюковичу, В.С. Медведеву та ін. [73, 141,148-158]. Даний метод базується на принципі можливих зсувів Лагранжа: «сума робіт всіх зовнішніх і внутрішніх сил на будь-якій системі можливих переміщень близько стану рівноваги дорівнює нулю». Робота внутрішніх сил (робота деформацій) являє собою добуток компонентів напружень і компонентів деформацій, які є першими похідними переміщень по координатам. Під роботою зовнішніх сил приймається робота сил тертя, що дорівнює добутку напруження тертя і відповідних їм переміщень по контактній поверхні осередку деформації. За можливі переміщення приймаються варіації переміщень [73]. Автори робіт [73, 152-154, 158] варіаційний метод використовували при дослідженні пластичної деформації металу в двовалкових і універсальних чотиривалкових балкових і інших фасонних калібрах. Однак практична реалізація методу була пов'язана з серйозними математичними труднощами рішення громіздких систем диференціальних та інтегральних рівнянь. Для отримання кінцевого результату авторам доводилося вводити в задачу істотні спрощуючі припущення і використовувати чисельні методи рішення, що ускладнювало практичне використання цього методу.

Медведевим В.С. [155-158] реалізований новий системний підхід для дослідження варіаційним методом процесів прокатки сортових профілів складної геометричної форми в фасонних калібрах. Профілі і калібри, що їх формують, представлені «як сукупності окремих типових базових елементів. Розроблено класифікацію та виділено п'ять базових елементів фасонних калібрів (кінематичних модулів), що розрізняються за формою, характером силового впливу, умовами контактного тертя і ступеня свободи течії металу. Це дозволило створити максимально уніфіковані математичні моделі, методи проектування калібрувань і технології прокатки фасонних профілів широкого сортаменту»[155]. Математичне моделювання прокатки здійснено з

використанням спеціальної прикладної програми розрахунку формозміни і енергосилових параметрів прокатки в середовищі MathCAD з аналітичним рішенням диференціальних та інтегральних рівнянь, що дозволило підвищити ефективність застосування варіаційного методу на практиці [158]. Слід зазначити, що, розроблені Медведевим В.С., кінематичні модулі описують течію металу в фасонних калібрах з розвинутими елементами і призначені для аналізу процесів прокатки в чистових проходах. У розрізних калібрах деформація металу має інший характер.

Метод скінченних елементів (МСЕ) є потужним засобом для вирішення різноманітних пластичних задач обробки металів тиском [139-141, 159-162]. Метод дозволяє знайти розподіл кінематичних і силових параметрів не тільки по перерізу, але і по всьому об'єму зони деформації. Він є чисельним різновидом варіаційного методу і заснований на мінімізації функції повної роботи або потужності деформації. Суть методу полягає в тому, що шукана безперервна величина замінюється кусочно-безперервною функцією, побудованою за значеннями досліджуваної безперервної величини з кінцевим числом вузлових точок. Побудова дискретної моделі безперервної величини реалізується шляхом розбиття досліджуваної області суцільного середовища на сукупність кінцевого числа елементів, що стикаються в вершинах (вузлах) їх граничних контурів.

Теоретичні основи методу скінченних елементів розроблено і отримали розвиток в роботах Г.Я. Гуна, І.М. Ананьєва, С.В. Єршова, Ю.І. Няшина, А.Н. Скороходова, В.І. Тарновського, В.М. Данченко, А.А. Міленіна, В.А. Гринкевича та ін. Універсальність і можливість вирішення досить складних задач теорії пружності та пластичності обумовили широке застосування МСЕ в розрахунках міцності і проектуванні механічного устаткування [139-141, 163-166], при дослідженні процесів обробки металів тиском [167-184]. МСЕ вирішуються окремі задачі, що досліджують пластичний плин металу при прокатці в калібрах простої та складної форми,

куванні, листовому та об'ємному штампуванні. Факторами, що обмежують сферу застосування завдань, які вирішуються МСЕ, є складність постановки і розрахунку задач, а також відсутність єдиних алгоритмів побудови скінченно-елементних сіток досліджуваних об'єктів. До недоліків цього методу автор роботи [139] відносить також суттєві розбіжності, які зустрічаються на практиці, в результатах розрахунків, виконаних за допомогою різних пакетів програм (ANSYS, DEFORM, QFORM).

У великому різномаятті програмних продуктів, які застосовуються для визначення напружено-деформованого стану (НДС) тривимірних об'єктів в пластичній постановці, виділяється американський програмний комплекс SIMULIA / ABAQUS [185-187], основу якого становить універсальне середовище моделювання SIMULIA, створене на принципах МСЕ.

Переходячи до розгляду методів розрахунку технологічного обладнання для прокатки двотаврових профілів необхідно зазначити, що основним деформувальним пристроєм сортового стану є робоча кліть. Окремі вузли і деталі робочих клітей розраховують на міцність, зносостійкість, жорсткість, витривалість (довговічність), динамічні та вібраційні навантаження [117, 122, 131, 188-191].

Велике значення при прокатці двотаврів з паралельними гранями полиць на сортових станах, в складі яких відсутні універсальні кліті, відводиться розрахунку на міцність і жорсткість касет з неприводними вертикальними валками [5, 13, 192-197]. Методика розрахунку на міцність і жорсткість основних несучих деталей касети – плит, описана в роботі [5], аналогічна розрахунку станини робочої кліті за винятком додаткової перевірки поперечок на розтягнення в середньому перерізі отвору під цапфу. Пружна деформація плити, яка безпосередньо впливає на точність розмірів полиць (різнововщинність фланців) готового двотавра, визначається як сума деформацій її елементів: поперечок і стійок.

Другою відповідальною деталлю касети є неприводний вертикальний валок касети, що представляє собою порожній циліндр. В силу сприйняття холостим валком, крім вертикальної складової тиску металу також і удару смуги при вході її в касету розрахунок валка на міцність проводять з урахуванням динамічного навантаження, яке визначається за методиками [5, 198]. Тоді повна сила прокатки, що діє на вертикальний валок, визначається як сума вертикальної складової сили прокатки і динамічного навантаження. Методика визначення напружень в зовнішніх і внутрішніх волокнах неприводного валка викладена в роботі [5], згідно з якою валок при розрахунку на міцність в області, навантаженій повною силою прокатки, розраховується як защемлений одним кінцем кривий брус, що зазнає вигин.

Альтернативним і більш точним методом визначення деформацій і розподілу напружень за об'ємом тривимірних деталей може бути прийнятий МСЕ, реалізований в програмних комплексах сімейства ЛІРА [199-202].

Перевагою розрахунків, виконаних за допомогою скінченно-елементних комплексів ЛІРА і SIMULIA / ABAQUS, в порівнянні з розрахунками НДС, вироблених інженерним, енергетичним та іншими аналітичними методами, є можливість реального тривимірного моделювання конструкцій, що супроводжується візуалізацією і оперативним редагуванням і регулюванням етапів проектування технологічного процесу і устаткування. Це забезпечує скорочення натурних експериментів, підвищує споживчі якості виробу, що випускається, і полегшує впровадження новітніх технологій у виробництво.

З вище сказаного випливає, що найбільш прогресивним аналітичним методом визначення формозміни і енергосилових параметрів сортової прокатки, а також НДС окремих деталей і вузлів технологічного прокатного обладнання є МСЕ, який набув широкого розповсюдження в практиці в силу стрімкого розвитку ЕОМ.

Висновки до розділу

На підставі проведеного аналізу стану і шляхів розвитку технологічних процесів виробництва двотаврів, способів прокатки, калібрування валків і обладнання сортових станів зроблені наступні висновки:

1. Однією з основних тенденцій подальшого розвитку промислового виробництва двотаврів на діючих сортових станах металургійного комплексу України є розширення їх сортаменту шляхом освоєння нових імпортозамінних економічних профілів з паралельними полицями, випуску готової продукції підвищеної точності, прокатки двотаврів в мінусовому полі допусків, що в умовах сучасної світової економічної кризи можливе шляхом удосконалення існуючих і використання нових ресурсозберігаючих технологій і обладнання на основі розробки, промислового дослідження і впровадження у виробництво певних практичних рекомендацій.

2. В результаті аналізу способів прокатки і калібрувань валків для отримання двотаврових профілів визначено, що найбільш ефективним стосовно до сортових станів України, обладнаних клетями дуо і тріо, є комбінований спосіб, при якому спочатку прокатку ведуть в закритих балкових калібрах з доданням розкату чорнкової форми двотавру, а остаточне формування готового профілю виконують в універсальних чотиривалкових калібрах з проміжним контролем висоти полиць в двовалковому калібрі. Встановлено, що на точність і якість готової продукції однаковою мірою впливає процес формозміни заготовки в чорнових фасонних калібрах і прокатка на завершальній стадії процесу в чистовій кліті з остаточним коригуванням розмірів. Разом з тим, недостатня вивченість формозміни металу в закритих балкових калібрах вимагає детального і всебічного дослідження процесу пластичної деформації заготовки в різних балкових калібрах, що дозволить визначити вплив різних технологічних факторів на деформацію елементів двотаврового профілю, і розробити більш точні

методики розрахунку формозміни металу з метою підвищення точності прокатки двотаврів і досягнення економії металу.

3. Як показав аналіз складу і конструктивних особливостей обладнання для виробництва двотаврів підвищеної точності, прогресивним напрямком у розвитку сортових станів є використання безстанинних попередньо напружених клітей високої жорсткості, оздоблених комплектом вертикальних неприводних валків для обтиснення полиць двотаврів. Однак, в умовах неможливості проведення в даний час витратної докорінної реконструкції діючих прокатних станів України, альтернативним рішенням є використання експлуатуємих на цих станах клітей дуо і тріо, дообладнаних касетами з неприводними вертикальними валками, застосування яких дає можливість на стані без універсальних клітей отримувати широкополочні двотаври з паралельними гранями полиць. Однак для підвищення точності прокатки таких профілів потрібно провести низку заходів відносно вдосконалення технології прокатки, калібрування валків і усунення властивих конструкції касет недоліків.

4. Серед великої кількості методів розрахунку процесу гарячої прокатки фланцевих профілів широке поширення отримав метод скінченних елементів. Внаслідок особливостей прокатки двотаврів на початковій стадії технологічного процесу виникає потреба в подальшому розвитку чисельних моделей, отриманих МСЕ, в напрямку визначення кількісної оцінки граничних параметрів прокатки двотаврів в чорнових балкових калібрах. Поряд з цим необхідним є уточнення і доповнення методів розрахунку основних конструктивних параметрів механічного обладнання для прокатки двотаврів на основі всебічного аналізу об'ємного напружено-деформованого стану елементів касети з вертикальними валками, що дозволить визначити вплив різних чинників на її деформацію.

Виходячи з проведеного аналізу, встановлено мету і завдання дисертаційної роботи, які сформульовані у вступі.

2 НАПРЯМКИ І МЕТОДИ ДОСЛІДЖЕНЬ

2.1 Основні напрямки досліджень

Вибір напрямків і методів дослідження процесів прокатки і обладнання сортових станів для виробництва двотаврів визначається необхідністю розширення сортаменту і підвищення точності готового металопродукату шляхом вдосконалення калібрування валків, технологічних режимів прокатки та конструктивних параметрів робочих клітей. Для вирішення цих завдань в дисертаційній роботі потрібно спочатку досліджувати фактичну точність прокатки двотаврів на сортових станах і виявити недоліки в діючих технологічних процесах прокатки, калібруваннях валків і обладнанні, які не дозволяють виробляти якісний металопродукат з підвищеними вимогами до точності геометричних розмірів. Потім необхідно провести всебічні теоретичні і експериментальні дослідження процесів прокатки в балкових калібрах, виявити закономірності руху металу в калібрах, встановити основні технологічні чинники, що впливають на параметри формозміни металу, а також дослідити в чистових двовалкових клітях деформації окремих елементів касет з вертикальними валками, які значною мірою визначають точність готових профілів і можливість розширення сортаменту станів за рахунок виробництва економічних широкополочних двотаврів. Заключним етапом роботи є розробка практичних рекомендацій відносно вдосконалення калібрувань валків, технології прокатки і конструкції касет чистових клітей дуо для прокатки двотаврів підвищеної точності.

Вирішення зазначених вище завдань буде виконуватися за такими основними напрямками досліджень:

- проведення досліджень фактичної точності прокатки двотаврових профілів, що виготовляються на сортових станах з двовалковими клітями, обладнаними касетами з неприводними вертикальними валками, визначення

впливу формозміни металу в чорнових закритих балкових калібрах на геометричні параметри профілів в чистових універсальних калібрах з метою прогнозування ширини полиць готового профілю;

- розробка з використанням методу скінченних елементів математичної моделі процесу прокатки в фасонних балкових калібрах, дослідження напружено-деформованого стану металу в осередку деформації, виявлення основних закономірностей руху металу в калібрах, визначення впливу технологічних факторів на висотну деформацію фланців, від якої безпосередньо залежить виготовлення готового профілю з точними розмірами по ширині полиць;

- розробка практичних рекомендацій з використання МСЕ при проектуванні калібрувань валків і технології прокатки двотаврових профілів;

- експериментальне дослідження методами фізичного моделювання розподілу деформацій по перерізу двотаврового профілю в закритих балкових калібрах для визначення відповідності реального процесу прокатки розробленим математичній моделі і впливу основних технологічних параметрів на деформацію металу в калібрах і ефективність процесу прокатки;

- математичне моделювання об'ємного напружено-деформованого стану елементів касет з вертикальними валками і визначення взаємозв'язку між пружною деформацією касет і різнотовщинністю полиць двотаврових профілів, викликаних зміною параметрів прокатки;

- розробка практичних рекомендацій відносно вдосконалення калібрувань валків, технології прокатки і обладнання сортових станів для прокатки двотаврів підвищеної точності;

- розробка рекомендацій відносно вдосконалення конструкції касети з неприводними вертикальними валками, що забезпечить прокатку готових профілів підвищеної точності і розширення сортаменту стана за рахунок освоєння виробництва економічних широкополочних двотаврів;

- впровадження результатів дисертаційної роботи, в тому числі вдосконалення діючих калібрувань валків і технології прокатки двотаврів підвищеної точності, розширення сортаменту прокатних станів, поліпшення техніко-економічних показників виробництва.

2.2 Методи теоретичних досліджень процесів прокатки в балкових калібрах

На основі проведеного в розділі 1 огляду теоретичних методів дослідження напружено-деформованого стану металу впливає, що в сучасних умовах найбільш передовим методом визначення формозміни і енергосилових параметрів прокатки металу в балкових калібрах, а також напружено-деформованого стану деталей і вузлів прокатного обладнання є метод скінченних елементів, широко застосовуваний на практиці завдяки інтенсивному розвитку обчислювальної техніки. Універсальність МСЕ дозволяє вирішувати різні крайові задачі, враховуючи при цьому реальні властивості робочого середовища, матеріалів і геометрію будь-якої складності всіх досліджуваних об'єктів. При реалізації чисельного моделювання напружено-деформованого стану металу МСЕ використання швидкодіючих ЕОМ крім прискорення процедури розрахунку забезпечує можливість візуалізації і оперативного редагування на будь-якій стадії математичного моделювання.

У зв'язку з цим в цій дисертаційній роботі для теоретичних досліджень руху металу в чорнових балкових калібрах і визначення напружено-деформованого стану касет прийнятий метод скінченних елементів.

Для аналізу пластичної деформації металу в розрізному калібрі використовується скінченно-елементний програмний комплекс SIMULIA / ABAQUS [184-187], основу якого складають два модуля - вирішувачі ABAQUS / Standard, ABAQUS / Explicit і пре-постпроцесор ABAQUS / CAE.

Математичне моделювання пластичного плину металу реалізується за допомогою варіаційного обчислення. При цьому задача зводиться до пошуку функцій, на яких функціонал формозміни досягає мінімального значення.

У загальному вигляді стан рівноваги системи може бути описано рівнянням віртуальних робіт [73]:

$$\delta W_{\text{int}} = \delta W_{\text{ext}}, \quad (2.1)$$

де δW_{int} – внутрішня віртуальна робота;

δW_{ext} – зовнішня віртуальна робота.

Внутрішня віртуальна робота може бути представлена як швидкість зміни віртуальної роботи внутрішніх сил. У вирішувачі ABAQUS / Standard інтерпретація виразу (2.1) використовується у вигляді [203]:

$$\int_V \boldsymbol{\sigma} : \delta \mathbf{D} dV = \int_S \mathbf{t}^T \cdot \delta \mathbf{v} dS + \int_V \mathbf{f}^T \cdot \delta \mathbf{v} dV, \quad (2.2)$$

де $\boldsymbol{\sigma}$ – матриця напружень Коші,

$\mathbf{t} = \mathbf{n} \cdot \boldsymbol{\sigma}$ – поверхневе навантаження у вузлі S ($\mathbf{n}$ – одинична зовнішня нормаль у вузлі S),

$\mathbf{f}$ – об'ємні сили,

$\delta \mathbf{v}$ – поле нескінченно малих віртуальних швидкостей, що задовольняє накладеним на систему кінематичним зв'язкам,

$\delta \mathbf{D}$ – швидкість віртуальних деформацій,

$:$ – скалярний добуток матриць,

$\cdot$ – скалярний добуток векторів.

На першому етапі рішення об'ємної задачі пластичної формозміни металу визначаються граничні умови, при цьому поверхня тіла, що

деформується (рис. 2.1), умовно ділиться на три частини [204]: S_c – площа контактної поверхні; S_T – площа поверхні з доданим початковим навантаженням; S_v – площа поверхні з початковою швидкістю.

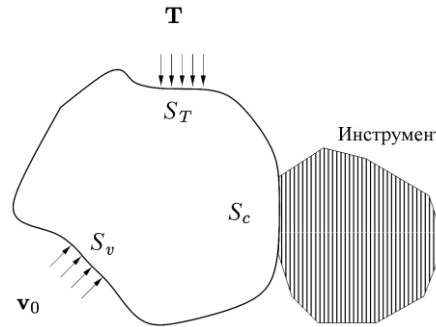


Рисунок 2.1 – Граничні умови

Узагальнено завдання пластичності виділеного об'єму з урахуванням умови відсутності проникнення інструменту в матеріал в варіаційній постановці описується рівнянням [204]:

$$\int_V (\delta \mathbf{v} \cdot \tilde{\nabla}) : \boldsymbol{\sigma} dV = \int_{S_c} \delta \mathbf{v} \cdot \boldsymbol{\tau}_T dS + \int_{S_c} \delta \mathbf{v} \cdot \mathbf{n} \sigma_n dS + \int_{S_T} \delta \mathbf{v} \cdot \mathbf{T} dS, \quad \forall \delta \mathbf{v} \in \mathbf{V}_c(t)$$

і

$$\int_{S_c} \delta \lambda h(\mathbf{v}) dS \leq 0 \quad \forall \delta \lambda. \quad (2.3)$$

де $\delta \mathbf{v}$ – кінематично допустима віртуальна швидкість;

$\boldsymbol{\sigma}$ – тензор напружень;

dV – елементарний об'єм;

V – об'єм, що деформується;

$\boldsymbol{\tau}_T$ – дотичні напруження на поверхні контакту;

dS – елемент площі поверхні;

$\mathbf{n}$ – нормаль до поверхні dS ;

σ_n – множник Лагранжа;

$\mathbf{T}$ – вектор початкового навантаження на поверхні;

$h(\mathbf{v})$ – функція, що описує умову взаємного непроникнення матеріалів інструменту і заготовки;

$\delta\mathcal{L}$ – вагова функція.

У виразі (2.3) параметр $\delta V_c(t)$ надано у вигляді набору функцій, відповідних рівностям:

$$\begin{cases} \delta \mathbf{v} = 0 & \text{на } S_v(t); \\ \delta \mathbf{v} \cdot \mathbf{n} = 0 & \text{на } S_c(t). \end{cases} \quad (2.4)$$

Скінченно-елементне моделювання нелінійних задач обробки металів тиском, що супроводжуються формозміною тіла, яке деформується, здійснюється на основі формулювання Лагранжа-Ейлера, що зв'язує деформацію суцільного середовища і зміну скінченно-елементної сітки в процесі деформування тіла нарівні з забезпеченням точності рішення і коректного опису контурів вільних поверхонь рухомого матеріалу.

Процес моделювання розбивається в часі на певну кількість кроків, протягом яких здійснюється апроксимація шляху деформування суцільного тіла приростами в часі його параметрів, при цьому вузли розрахувальної сітки переміщуються окремо від деформованого матеріалу за якоюсь довільною траєкторією, що дозволяє безперервно перебудовувати сітку, зберігаючи її топологію (число елементів і їх взаємозв'язок) [184].

Рішення нелінійних рівнянь рівноваги, що описують завдання формозміни, в ABAQUS/Standard реалізується ітераційним методом Ньютона-Рафсона [203, 205-208].

Суть методу полягає в задоволенні умови рівноваги на кожній ітерації за рахунок послідовно одержуваних наближених рішень системи лінійних рівнянь. У вирішувача ABAQUS / Standard ця процедура реалізується за допомогою схеми предиктор / коректор. Незважаючи на виникаючі

допустимі помилки внаслідок наближених рішень, ітераційний метод Ньютона-Рафсона є ефективним при розрахунках тривимірних моделей, зокрема процесів формозміни [184, 209].

В результаті виконання завдання пластичної формозміни металу була створена скінченно-елементна модель, що описує тривимірну задачу прокатки в закритому балковому калібрі з урахуванням термодинамічних ефектів при деформації матеріалу.

Модель (рис. 2.2) складається з абсолютно жорстких недеформівних тіл верхнього і нижнього валків і проводки, а також деформуємого бруса, що моделює катану заготовку [210]. Розробка скінченно-елементної моделі проводилася за нижче наведеною методикою.

Спочатку будується тривимірна модель заготовки, яка представляє собою деформуємий брус (рис. 2.3). З метою спрощення розв'язуваної задачі прийнято допущення симетричності процесу прокатки відносно вертикальної осі заготовки, що прокатується.

Створення моделі заготовки починається з формування бази даних моделі, в якій вказується найменування моделі, простір моделювання – тривимірне, тип моделі – тіло, що деформується, його базова характеристика – суцільне середовище, отримане видавлюванням.

Подальшою дією є побудова ескізу перерізу заготовки, після чого виконується видавлювання плоского контуру заготовки в об'ємний об'єкт.

На наступному етапі створення моделі заготовки визначаються комплекти, що застосовуються для накладення обмежень. В якості першого комплекту задається площина симетрії заготовки (в розглянутій задачі – площина YZ з ім'ям *Symmetry YZ*). Далі створюється комплект, що описує тіло заготовки, якому присвоюється ім'я *Bar*.

Для опису подальшої взаємодії між собою металу, що прокатується, з валками задаються контактні поверхні заготовки. Оскільки потенційно контактувати з поверхнею валків поряд з внутрішніми гранями фланців і

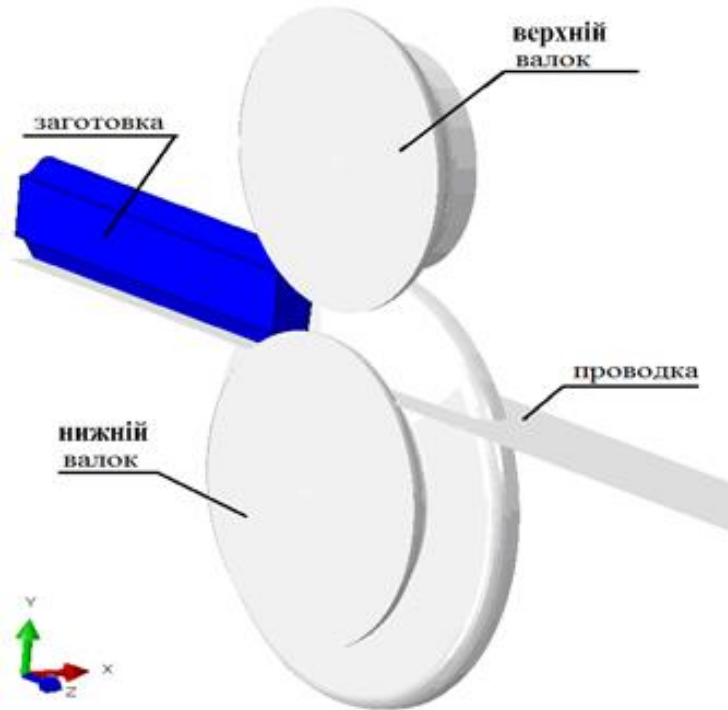


Рисунок 2.2 – Загальний вигляд моделі

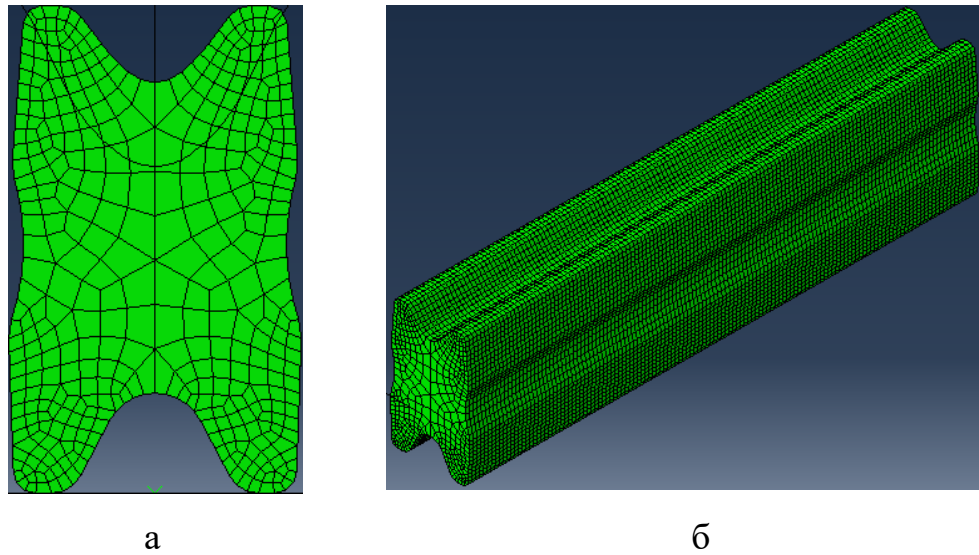


Рисунок 2.3 – Початкова конфігурація заготовки з розбивкою скінченно-елементної сітки: поперечний переріз (а), брус, що деформується (б)

шийки можуть також передня, задня і бічна вільна межі заготовки, в якості контактних краще виділяти всі її поверхні.

Подальшим кроком формування моделі заготовки є завдання механічних властивостей її матеріалу. На цьому етапі вводяться значення щільності матеріалу, модуля пружності Юнга і коефіцієнта Пуассона. Оскільки в роботі вирішується завдання пластичної формозміни металу, в моделі враховуються межа плинності, пластична деформація, тобто ступінь і швидкість деформації матеріалу. При цьому приймається, що деформуємий метал є ізотропним, а також враховується вплив швидкості деформації і температури на механічні властивості матеріалу.

Далі створюється скінченно-елементна сітка заготовки, що складається з ізопараметричних восьмикутних білінійних елементів зі скороченою схемою інтегрування. В результаті скінченним елементам присвоюються властивості суцільного деформівного середовища, що забезпечує спільне рішення деформаційного і температурного завдань в умовах тривимірної деформації.

На наступному етапі моделювання будується двовалковий калібр (рис. 2.4). Створення калібру включає в себе дві стадії: побудова моделей верхнього і нижнього валків, проводки; об'єднання моделей технологічних деталей в складальну одиницю.

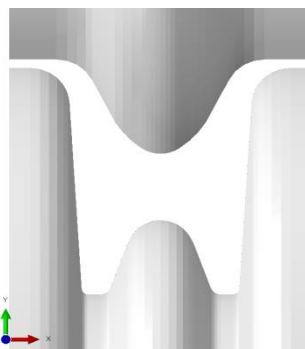


Рисунок 2.4 – Закритий балковий калібр

Процедура створення моделей верхнього і нижнього валків однотипна. На відміну від моделі заготовки при формуванні бази даних верхнього і нижнього валків за тип моделі приймається абсолютно жорстке недеформоване тіло, його базова характеристика – суцільне середовище, отримане обертанням.

Наступною дією в побудові моделі кожного з валків є креслення плоского контуру утворюваної кривої поверхні рівчака валка. Після побудови ескізу рівчака створюється тіло валка з використанням операції обертання плоского контуру відносно осі валка.

Подальшою операцією є створення комплекту осі валка, в якому задається вісь обертання валка.

Далі, аналогічно до заготовки, визначаються контактні поверхні валків.

На завершення побудови моделі калібру створюється поверхня проводки, яка спрямовує руху заготовку в роз'єм між валками. Аналогічно створенню заготовки спочатку будується плоский контур, який потім витягується на необхідну ширину. Останньою дією на цьому етапі призначається контактна поверхня проводки.

Подальшою стадією побудови моделі є завдання взаємного розташування деталей моделі та об'єднання їх в єдину складальну одиницю.

Далі здійснюється вибір кроків аналізу. При цьому приймається тип аналізу – основний, тип вирішувача – динамічний, задається крок розрахунку з фізичним часом перебігу кроку 0,8.

Потім задаються змінні, які необхідно визначити в результаті розрахунку. При цьому вказуються вихідні параметри моделі і форми їх виведення, призначається адаптація сітки для всієї області деформованого матеріалу, задаються умови взаємодії валків і заготовки. Під законом, який описує контактну взаємодію заготовки з валками, прийнятий закон тертя Амонтона-Кулона. Коефіцієнт тертя приймається рівним 0,5.

Наступною дією виконується накладення граничних умов на компоненти моделі. Спочатку задаються граничні умови, що відображають симетрію задачі. Потім створюються обмеження руху осей валків шляхом виключення всіх ймовірних рухів, крім обертання навколо осі X .

Далі задається напрямок руху заготовки з зазначенням показника швидкості переміщення. Наступним кроком є надання валкам кутової швидкості обертання.

Завершальним етапом у створенні всієї скінченно-елементної моделі є формування обчислювального процесу з зазначенням умов роботи вирішувача і запуск розрахунку на виконання.

2.3. Методи математичного моделювання об'ємного напружено-деформованого стану елементів касет

Дослідження напружено-деформованого стану технологічного обладнання – касети з неприводними вертикальними валками виконувалося з використанням програмного комплексу ЛПРА, теоретичною основою якого є МСЕ, реалізований на принципі можливих переміщень. Визначення переміщень у вузлах в ПК ЛПРА виконується з використанням системи лінійних алгебраїчних рівнянь, записаних в матричній формі [199]:

$$AX = B, \quad (2.5)$$

де A – симетрична позитивно визначена матриця розміром $N \times N$;

B – матриця правих частин (завантажень) розміром $N \times k$ (k – кількість завантажень);

X – шукана матриця переміщень розміром $k \times N$.

Система лінійних рівнянь вирішується методом послідовного виключення невідомих (метод Гаусса). Мінімізація профілю матриці A

(переважно матриця A – розріджена), що виконується з метою скорочення об'єму необхідної оперативної пам'яті, може здійснюватися кількома методами упорядкування. До них відносяться зворотний алгоритм Катхілла-Маккі, алгоритм «фактор дерев», метод вкладених перерізів і алгоритм паралельних перерізів [199].

При вирішенні тривимірної задачі теорії пружності для визначення напружено-деформованого стану масивних просторових об'єктів використовується функціонал Лагранжа при нульових граничних умовах, який набирає вигляду [199]:

$$\Pi = \frac{1}{2} \int_V (\sigma_x e_x + \sigma_y e_y + \sigma_z e_z + \tau_{yz} e_{yz} + \tau_{xy} e_{xy} + \tau_{zx} e_{zx}) dV - \int_S (P_x U + P_y V + P_z W) dS - \int_V (XU + YV + ZW) dV, \quad (2.6)$$

де $\sigma_x(x, y, z)$, $\sigma_y(x, y, z)$, $\sigma_z(x, y, z)$, $\tau_{xy}(x, y, z)$, $\tau_{yz}(x, y, z)$, $\tau_{zx}(x, y, z)$ – компоненти тензора напружень, що представляють собою безперервні функції координат;

$e_x = \frac{\partial u}{\partial x}$, $e_y = \frac{\partial v}{\partial y}$, $e_z = \frac{\partial w}{\partial z}$ – відносні лінійні деформації;

$e_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}$, $e_{yz} = \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y}$, $e_{zx} = \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z}$ – відносні кутові деформації;

$U(x, y, z)$, $V(x, y, z)$, $W(x, y, z)$ – компоненти переміщень вузлів елементів, паралельні відповідно осям OX , OY , OZ загальної системи координат;

P_x , P_y , P_z – компоненти інтенсивності поверхневих сил, що діють в напрямку осей OX , OY і OZ відповідно;

X , Y , Z – компоненти інтенсивності об'ємних сил (на одиницю об'єму) в напрямку осей OX , OY і OZ відповідно.

Для визначення деформацій і напружень використовуються відомі з теорії пружності співвідношення [162, 191, 199]:

$$\begin{aligned} e_x &= \frac{1}{E}(\sigma_x - \nu\sigma_y - \nu\sigma_z), \\ e_y &= \frac{1}{E}(\sigma_y - \nu\sigma_x - \nu\sigma_z), \\ e_z &= \frac{1}{E}(\sigma_z - \nu\sigma_x - \nu\sigma_y), \\ e_{xy} &= \frac{1}{G}\tau_{xy}, \quad e_{yz} = \frac{1}{G}\tau_{yz}, \quad e_{zx} = \frac{1}{G}\tau_{zx}, \end{aligned} \quad (2.7)$$

де E – модуль Юнга; ν – коефіцієнт Пуассона; G – модуль зсуву.

Критичні значення напружень визначаються за енергетичною теорією міцності (теорія Губера-Генки-Мізеса) [144, 191]:

$$\begin{aligned} \sigma_i &= \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2} = \\ &= \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}, \end{aligned} \quad (2.8)$$

де $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ – головні нормальні напруження.

Задача визначення напружено-деформованого стану касети з неприводними вертикальними валками вирішувалася за такою методикою [211, 212]. Для спрощення розрахункової моделі використовується припущення симетричності процесу прокатки відносно горизонтальної осі катаної заготовки. Внаслідок симетричності конструкції касети з неприводними валками відносно вертикальної площини, що проходить через вісь прокатки, розрахункова модель являє собою половину касети.

Тривимірна модель касети з неприводними валками чистової кліті з розбивкою на скінченні елементи представлена на рис. 2.5.

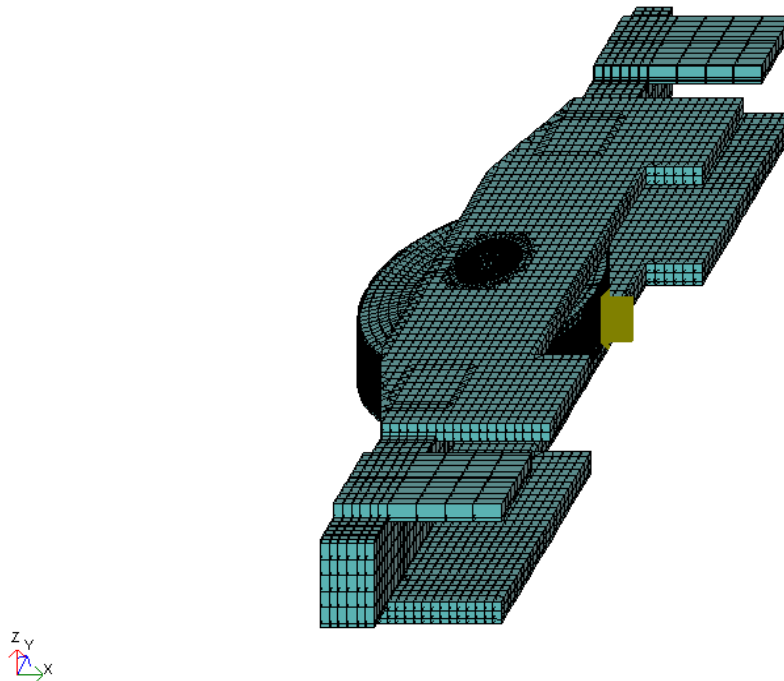


Рисунок 2.5 – Тривимірна скінченно-елементна модель касети з неприводними валками чистової кліті

Конструкція касети має корпус і вузол вертикальних валків. Корпус являє собою розбірну рамну конструкцію, що складається з верхньої, нижньої несучих плит і чотирьох поздовжніх брусів. Основними деталями валкового вузла є вертикальні валки у вигляді порожнистих циліндрів, ексцентрикові осі та сферичні роликотілопідшипники.

На першому етапі створюються об'ємні моделі елементів касети, що містять 6-ти і 8-ми вузлові об'ємні скінчені елементи. При цьому розрахункова модель кожного сферичного роликотілопідшипника включає в себе три типи деталей: зовнішнє і внутрішнє кільця та два ряди роликів по 18 шт. в кожному. При побудові верхньої і нижньої плит в області отвору під цапфи ексцентрикових осей використовується тріангуляція сітки.

Далі кожній з деталей призначається певний тип жорсткості, що описує їх жорсткісні характеристики.

На другому етапі побудови моделі накладаються обмеження за ступенями свободи. Закріплення деталей моделюється за допомогою накладення зв'язків, що забороняють переміщення по осі X в січній площині симетрії, що проходить через вісь прокатки, по осі Y уздовж осей болтів кріплення плит до брусів, і по осях X , Y , Z в місцях жорсткого закріплення нижньої плити, а також повороти UX , UY і UZ відносно осі Z для всієї конструкції за винятком деталей валкового вузла.

Третім етапом моделюється прикладення сили прокатки на валки. Для коректної передачі навантаження використовується пружна пластина, розбита на рівні сегменти. До кожного сегменту прикладається рівномірно розподілена сила.

Заключною дією в створенні всієї скінченно-елементної моделі є формування обчислювального процесу і запуск розрахунку на виконання.

2.4 Методи експериментальних досліджень процесів прокатки в двотаврових калібрах

Проведення експериментальних досліджень мало за мету визначення основних закономірностей пластичного плину металу в чорнових балкових калібрах і виконання експериментальної перевірки адекватності розроблених математичних моделей.

У технологічній схемі прокатки двотаврів використовується кілька чорнових балкових калібрів, кількість яких залежить від розмірів профілю. Належність калібрів до чорновим можна визначити за таким параметром форми балкового калібру, як відношення товщини стінки d до висоти профілю H . Для чорнових калібрів параметр d/H знаходиться в межах від 0,7 до 0,1. У калібрах з відношенням d/H , що дорівнює 0,1, товщина стінки і

фланців приблизно однакові. При значеннях d/H , що менше 0,1, балкові калібри відносять вже до чистових, у яких товщина стінки менше товщини фланців [75].

Аналіз методів експериментальних досліджень пластичного плину металу в чорнових балкових калібрах показав, що найбільш інформативним методом експериментального дослідження деформації металу в складних фасонних калібрах, в тому числі і балкових калібрах, є метод координатних сіток [73, 155, 213-218 та ін.]. Цей метод дозволяє не тільки встановити характер формозміни металу в осередку деформації, але і визначити чисельні значення деформацій. Серед проаналізованих робіт слід особливо виділити експериментальні дослідження В.А. Шпакова, В.Т. Жадана та ін. [215-218], в яких детально досліджено формозміну металу в останніх по ходу прокатки чорнових калібрах з відношенням d/H менше 0,15.

У дисертаційній роботі поставлено завдання дослідити формозміну металу в перших чорнових балкових калібрах з відношенням d/H в межах від 0,4 до 0,2. Ця область чорнових калібрів досліджена ще недостатньо.

За експериментальний метод дослідження пластичної формозміни металу в розрізному калібрі обраний метод координатних сіток, заснований на теорії скінченних деформацій, який одержав розвиток у роботах Е. Зібеля й П.О. Пашкова [219-220].

Дослідження проводили на лабораторному стані з початковим діаметром валків 340 мм (рис. 2.6) [221]. Матеріал валків – чавун. Матеріал заготовки – свинець (97% Pb, 3% Sb). У валки були врізані розрізний і чорновий закритий балкові калібри, які моделювали калібрування валків для прокатки двотавру №16 на стані 650 ПрАТ «МК» Азовсталь ». Калібри виконані в масштабі 1: 2.

Отриману в розрізному калібрі фасонну свинцеву заготовку (рис. 2.7, а) довжиною 350 мм розрізали навпіл і на торцях наносили координатну сітку з розміром чарунок 2x2 мм, розміри яких вимірювали за допомогою

інструментального мікроскопа УІМ-21 зі збільшенням 30 [222]. Потім складові частини заготовки спаювали припоєм, що складається з 50% Sn, 32% Pb і 18% Cd.

Прокатку складеного зразка здійснювали в чорновому закритому балковому калібрі з відношенням d/H , що дорівнює 0,3 (рис. 2.7, б). Після прокатки зразки нагрівали в електропечі до температури 220°C, розпаювали (температура плавлення припою 145°C) і знову вимірювали координатну сітку.

Параметри деформованого стану металу визначали шляхом виміру форми й розмірів осередків викривленої й вихідної ділильної сітки. Метод сіток припускає використання теореми про перетворення внаслідок деформації найпростішого елементу – сфери в еліпсоїд, головні осі якого збігаються з напрямком головних осей деформації. Спочатку на перерізі в результаті формозміни квадратний осередок координатної сітки перебудовується в паралелограм, тоді коло, вписане у вихідний осередок, приймає форму еліпса (рис. 2.8).

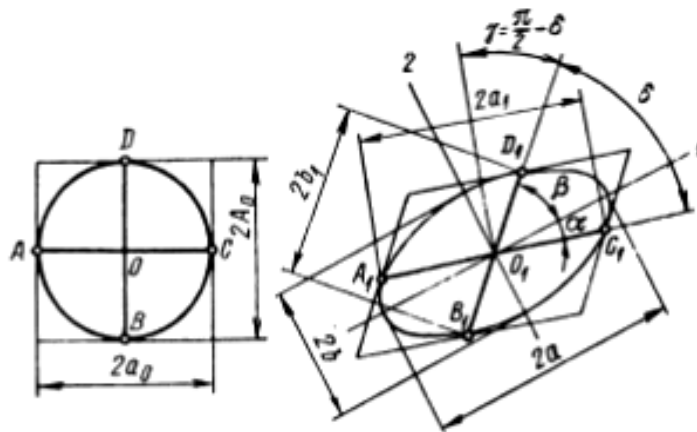


Рисунок 2.8 – Схема перетворення кола в еліпс за Е. Зібелем

Головні компоненти деформації обчислюються як натуральні логарифми відносин головних діаметрів еліпсоїда до діаметра вихідної сфери. Застосування в цьому методі деформаційної теорії Генка дозволяє

приймати напрямок головних осей еліпсоїда за напрямок головних осей напружень за умови ізотропії деформівного металу.

На основі виміру координат вузлів ділильної сітки, використовуючи вище розглянутий метод Е. Зібеля, були визначені головні компоненти деформації за такими виразами [219, 220]:

– у вертикальному напрямку

$$e_1 = \frac{1}{2} \ln \frac{a_1^2 + b_1^2 + \sqrt{(a_1^2 + b_1^2)^2 - 4a_1^2 b_1^2 \sin^2 \delta}}{2a_0^2}, \quad (2.1)$$

– у горизонтальному напрямку

$$e_2 = \frac{1}{2} \ln \frac{a_1^2 + b_1^2 - \sqrt{(a_1^2 + b_1^2)^2 - 4a_1^2 b_1^2 \sin^2 \delta}}{2a_0^2}, \quad (2.2)$$

де a_1 й b_1 – сполучені радіуси, що з'єднують точки торкання еліпса зі сторонами паралелограма деформованого квадратного осередку сітки,

δ – кут між сполученими радіусами a_1 й b_1 ,

a_0 – база координатної сітки.

Результати експериментальних досліджень використовували для перевірки адекватності розроблених математичних моделей.

2.5 Методика дослідження точності прокатки двотаврів

Дослідження точності прокатки проводилися на крупносортному стані 600 ПАТ «АМК» при виробництві двотаврів №14 та №20 [223, 224]. Фактичні розміри готової продукції визначали на ділянці сортообробки стану 600. Під час дослідження визначалась зміна поздовжньої різновтовщинності

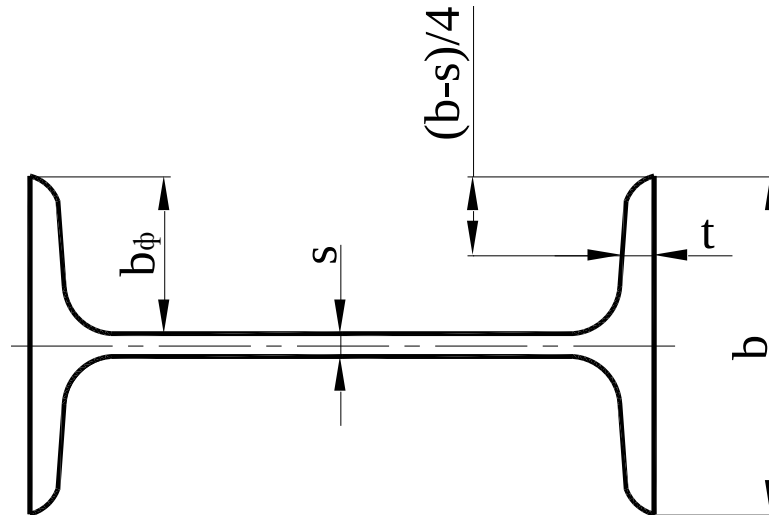
елементів (стінки і фланців) по довжині двотаврового профілю і різноширинності фланців (коливань загальної ширини полиці, висоти правих, лівих, верхніх і нижніх фланців). Схема вимірювань розмірів двотаврів наведена на рис. 2.9, а. Ширину полиць готового профілю вимірювали електронним штангенциркулем фірми «Mitutoyo» Corp (Японія) моделі CDN-R30C (похибка вимірювань $\pm 0,04$ мм) (рис. 2.9, б). Товщину стінки і фланців визначали за допомогою цифрового індикаторного мікрометра IP-54 (похибка вимірювань $\pm 0,001$ мм) (рис. 2.9, в). Глибину фланців вимірювали штангенциркулем з глибиноміром, шкала розподілу якого 0,1 мм, допустима похибка вимірювань $\pm 0,05$ мм.

Поздовжню різнотовщинність фланців вимірювали на смугах двотаврових профілів №14 і №20 довжиною відповідно 74 м і 60 м (крок вимірювання 1 м). У кожному досліджуваному поперечному перерізі профілю визначали середню товщину t кожного з чотирьох фланців. З метою визначення можливого биття вертикальних валків касети і отримання точної картини зміни товщини фланців за один оборот валків, крок вимірювань було зменшено до 100 мм. Ці виміри виконували на смугах двотаврового профілю №14 довжиною 3 м.

Поздовжню різнотовщинність стінки профілів обох типорозмірів визначали шляхом вимірювання товщини стінки s на передньому і задньому кінцях всіх смуг довжиною 12 м кожна.

Ширину фланців b_{ϕ} і загальну ширину полиць b в одному поперечному перерізі двотавру вимірювали на смугах довжиною 9 м з кроком 100 мм. У кожному досліджуваному поперечному перерізі смуги визначали одночасно ширину лівої і правої полиць.

В процесі проведення вимірювань для кожного з досліджуваних параметрів було сформовано кілька незалежних вибірок. Для обробки результатів вимірів обрані методи математико-статистичного аналізу [225-227].



a



б



в

Рисунок 2.9 – Схема (а) та інструмент для вимірювань розмірів двотаврів: електронний штангенциркуль моделі CDN-P30C (б), цифровий індикаторний мікрометр IP-54 (в)

Результати дослідження точності прокатки двотаврів в промислових умовах наведено в розділі 6.

Для отримання математичних моделей формозміни металу в чорнових балкових калібрах обраний кореляційно - регресійний аналіз.

Висновки до розділу

1. Вибір основних напрямків наукових досліджень дисертаційної роботи обумовлений необхідністю розширення сортаменту прокатних станів шляхом освоєння виробництва нових імпортозамінних економічних двотаврів з широкими та паралельними полицями і підвищення точності готового металопродукату на підставі вдосконалення калібрування валків, технологічних режимів прокатки та конструктивних параметрів робочих клітей, що забезпечить економію металу та підвищить техніко-економічні показники металургійних підприємств.

2. Дослідження фактичної точності прокатки, спрямоване на визначення закономірностей зміни поздовжньої різнотовщинності стінки і фланців, і різноширинності фланців по довжині готової двотаврової смуги, дозволить виявити недоліки в діючих технологічних процесах прокатки, калібруванні валків і конструкції прокатного обладнання, що сприятиме визначенню заходів відносно удосконалення технології та обладнання для прокатки двотаврів підвищеної точності. В якості методів обробки результатів вимірювань геометричних параметрів готового металопродукату обрано методи математико-статистичного аналізу.

3. В якості методів теоретичних досліджень процесу прокатки в чорнових балкових калібрах і НДС елементів касети з неприводними вертикальними валками обрано МСЕ, здатний в режимі візуалізації на основі реального тривимірного моделювання редагувати і регулювати етапи проектування технологічного процесу і обладнання, що дозволить визначити основні технологічні фактори, що впливають на параметри формозміни заготовки, встановити залежності між формозміною металу в чорнових балкових калібрах і точним виконанням геометричних розмірів профілю в чистових універсальних калібрах, визначити взаємозв'язок між пружною деформацією касет і різнотовщинністю полиць двотаврових профілів.

4. Для проведення експериментальних досліджень вибрано методи фізичного моделювання і координатних сіток. Фізичний експеримент дозволить встановити закономірності плину металу в чорнових балкових калібрах і визначити відповідність математичних моделей, розроблених на підставі теоретичних досліджень, дійсному процесу прокатки в промислових умовах.

5. Теоретичні та експериментальні дослідження дозволять розробити практичні рекомендації відносно вдосконалення калібрувань робочих валків, конструкції касети з неприводними вертикальними валками, що забезпечить прокатку готових профілів підвищеної точності і розширення сортаменту стана шляхом освоєння виробництва економічних двотаврів з широкими полицями.

3 ТЕОРЕТИЧНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ФОРМОЗМІНИ МЕТАЛУ В ЧОРНОВОМУ БАЛКОВОМУ КАЛІБРІ

3.1 Дослідження напружено-деформованого стану металу і впливу технологічних факторів на висотну деформацію фланців в чорнових закритих балкових калібрах

3.1.1 Досліджувані параметри

Метою теоретичних досліджень є математичне моделювання методом скінчених елементів процесу прокатки двотаврів в чорнових закритих балкових калібрах, аналіз напружено-деформованого стану і виявлення загальних закономірностей пластичної формозміни металу в калібрах, визначення впливу основних технологічних факторів процесу прокатки, таких як розподіл обтиснень за елементами профілю, і геометричних параметрів осередку деформації на висотну деформацію фланців, розробка універсальної математичної моделі розрахунку інтегральних характеристик формозміни металу, а також отримання кількісних оцінок оптимальних граничних параметрів прокатки профілів і калібрувань валків на початковій стадії технологічного процесу.

Прокатка профілів з раціональними граничними параметрами дозволяє сформувати в чорнових калібрах двотавровий розкат з максимально можливою висотою відкритих і закритих фланців, а на наступних заключних стадіях технологічного процесу в предчистових контрольних калібрах забезпечити надійне висотне обтиснення фланців і далі в чистовому універсальному калібрі отримати готові двотаврові профілі з точними розмірами по ширині полиць.

Змінюючи параметри прокатки в чорнових калібрах, можна регулювати висотну деформацію фланців і коригувати ширину полиць на готовому

профілі, тобто фактично прогнозувати і управляти кінцевою формозміною металу для підвищення точності прокатки двотаврових профілів.

Практикою доведено, що від правильного розрахунку і конструювання розрізних калібрів значною мірою залежить нормальне виконання кінцевого профілю.

Аналіз діючих калібрувань валків для виробництва двотаврових профілів показує, що в чорнових закритих балкових калібрах відбувається інтенсивне збільшення висоти відкритих і закритих фланців при зменшенні висоти полиць (загальної висоти профілю). Для отримання в цих калібрах двотаврового розкату з максимально високими фланцями течію металу в напрямку висоти відкритих і закритих фланців стінками калібрів не обмежують, розширення металу тут є вільним. Точний прогноз положення вільних поверхонь металу у фланцях є основним завданням калібрувальника.

Інтегральними кількісними характеристиками, за допомогою яких можна однозначно визначити положення вільних поверхонь, є безрозмірні параметри [14]:

$\eta_H = H/H'$ – коефіцієнт висотної деформації полиці,

$\eta_{ho} = h_o/h'_o$ – коефіцієнт висотної деформації відкритого фланця,

$\eta_{hz} = h_z/h'_z$ – коефіцієнт висотної деформації закритого фланця,

а також абсолютні значення деформацій висоти полиць, відкритих і закритих фланців:

$\Delta H = H - H'$ – утяжка полиці,

$\Delta h_o = h'_o - h_o$ – абсолютне збільшення висоти відкритого фланця,

$\Delta h_z = h'_z - h_z$ – абсолютне збільшення висоти закритого фланця.

Тут H і H' – висота полиці, h_o і h'_o – висота відкритого фланця, h_z і h'_z – висота закритого фланця (тут і далі за текстом розміри без штриха описують стан до прокатки, з штрихом – після прокатки).

Деформація металу в напрямках, де немає обмеження стінками калібрів, залежить від форми і розмірів профілю (геометричних параметрів осередку деформації) і розподілу обтиснень по його елементах (прямого обтиснення стінки і бічного обтиснення фланців). Це основні технологічні чинники процесу прокатки, що впливають на висотну деформацію фланців.

Деформація по товщині елементів профілю характеризуються такими безрозмірними параметрами [14]:

$\eta_d = d / d'$ – коефіцієнт обтиснення стінки по товщині,

$\eta_{to} = t_o / t'_o$ – коефіцієнт бічного обтиснення відкритого фланця,

$\eta_{t3} = t_3 / t'_3$ – коефіцієнт бічного обтиснення закритого фланця,

$\eta_t = 0,5(\eta_{to} + \eta_{t3})$ – середній по всьому калібру коефіцієнт бічного обтиснення відкритих і закритих фланців.

Тут d і d' – товщина стінки, t_o і t'_o – середня товщина відкритого фланця, t_3 і t'_3 – середня товщина закритого фланця.

Форма двотавру характеризується безрозмірними параметрами [1.14]:

B/d – відношення ширини профілю B до товщини стінки d ,

B/H – відношення ширини профілю B до висоти полиць H .

Теоретичне дослідження процесу прокатки проводили на моделі чорнового закритого калібру для двотавра №16, що катають на крупносортному стані 650 Маріупольського металургійного комбінату ПрАТ «МК «Азовсталь». Модель калібру і відповідної вихідної фасонної заготовки, виконані в масштабі 1: 2, показані на рис. 2.6. Даний калібр обраний в якості базового.

Розміри заготовки: товщина і ширина стінки $d = 65,2$ мм, $b_k = 56,8$ мм; параметри відкритого фланця: висота $h_o = 16,3$ мм, товщина фланця по краю $a_o = 10,2$ мм, товщина фланця по основі $b_o = 23,9$ мм; закритий фланець: висота $h_3 = 21,1$ мм, товщина фланця по краю $a_3 = 12,1$ мм, товщина фланця

по основі $b_3 = 24,1$ мм; висота заготовки $H = 102,6$ мм.

Розміри базового балкового калібру (рис. 3.1): товщина стінки $d = 27,5$ мм; ширина стінки $b_k = 65$ мм; відкритий фланець: висота $h_o = 30,75$ мм, товщина фланця по краю $a_o = 9$ мм, товщина фланця по основі $b_o = 21$ мм; закритий фланець: висота $h_3 = 30,75$ мм, товщина фланця по краю $a_3 = 9,75$ мм, товщина фланця по основі $b_3 = 22,5$ мм, висота полиці $H = 89$ мм. Початковий діаметр валків дорівнює 340 мм.

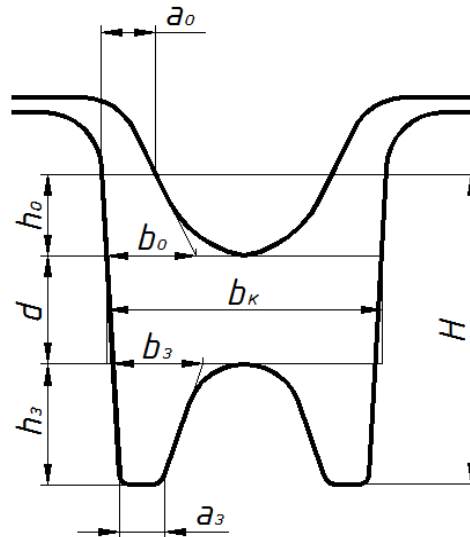


Рисунок 3.1 – Схема чорнового закритого балкового калібру

Вплив параметрів деформації на зміну висоти фланців досліджено на теоретичних моделях прокатки двотаврових заготовок зі сталі Ст3сп при температурі 1100°C . Механічні властивості стали визначали за методикою Л.В. Андріюка [228]. У всіх моделях швидкість прокатки становила 1 м/с , кутова швидкість обертання валків $\omega = 5,9 \text{ с}^{-1}$.

Дослідження впливу технологічних факторів на висотну деформацію фланців здійснювали шляхом активного багатфакторного теоретичного експерименту з варіюванням безрозмірних параметрів: коефіцієнтів деформації η_d , η_t і відношення B/d в межах $1,373 \leq \eta_d \leq 2,371$, $1,102 \leq \eta_t \leq 1,305$

і $1,00 \leq B/d \leq 6,73$. Крок варіювання вибирали за результатами аналізу зміни цих параметрів у діючих калібруваннях прокатних валків.

Дослідження напружено-деформованого стану металу в осередку деформації виконано методом скінченних елементів, розглянутому в розділі 2 дисертації і роботах [163-184, 229-230]. Проведено три серії теоретичних експериментів з використанням програмного комплексу SIMULIA/ABAQUS. Результати цих досліджень наведені нижче в розділах 3.1.2. – 3.1.4.

3.1.2. Дослідження впливу обтиснення стінки на зміну висоти фланців в чорнових закритих балкових калібрах

Вплив обтиснення стінки η_d на висотну деформацію полиць η_H і ΔH , відкритих η_{ho} і Δh_o і закритих фланців η_{hz} і Δh_z досліджували на теоретичній моделі прокатки балкової заготовки з товщиною стінки $d = 65,2$ мм (див. рис. 2.6). Товщина стінки в базовому калібрі дорівнювала 47,5 мм. Крок варіювання обтиснення стінки становив 10 мм (товщину стінки змінювали шляхом опускання верхнього валка). Абсолютні значення обтиснень Δd становили 17,7; 27,7 і 37,7 мм, а коефіцієнти обтиснень η_d відповідно 1,373; 1,739 і 2,371 [231]. Розрахункові поперечні перерізи смуг, отримані шляхом чисельного моделювання прокатки з варіюванням обтиснення стінки, наведені на рис. 3.2, а основні параметри формозміни в табл. 3.1.

В результаті проведених досліджень встановлено, що в чорнових закритих балкових калібрах при збільшенні деформації стінки η_d з 1,373 до 2,371 (на 73%) зменшується загальна висота полиць H , а відкритий і закритий фланці отримують інтенсивне збільшення висоти (рис. 3.3). Утяжка полиць зростає з 8,6 до 18,0 мм, тобто в 2,1 рази, при цьому коефіцієнт висотної тий фланці отримують інтенсивне збільшення висоти (рис. 3.3). Утяжка полиць зростає з 8,6 до 18,0 мм, тобто в 2,1 рази, при цьому

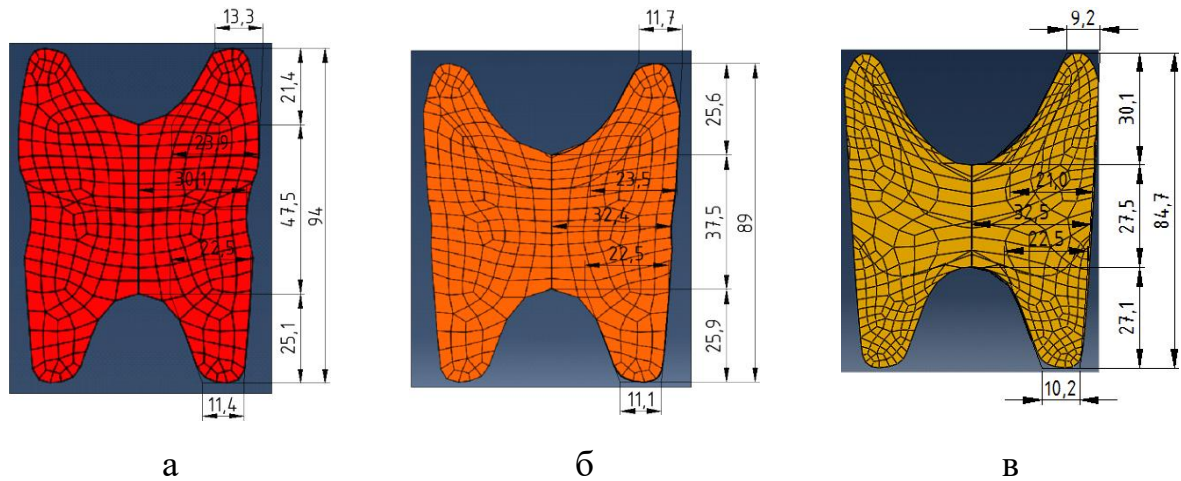


Рисунок 3.2 – Розміри поперечного перерізу смуги після прокатки при $\Delta d = 17,7$ мм, (а); $\Delta d = 27,7$ мм, (б); $\Delta d = 37,7$ мм, (в)

Таблиця 3.1 – Формозміна металу при прокатці в чорнових закритих балкових калібрах з різним обтисненням стінки

№ зразків	Розміри поперечного перерізу смуги після прокатки				Д е ф о р м а ц і ї							
					стінка		полиця		відкритий фланець		закритий фланець	
	d , мм	H , мм	h_o , мм	h_3 , мм	Δd , мм	η_d	ΔH , мм	η_H	Δh_o , мм	η_{ho}	Δh_3 , мм	η_{h3}
Заг.	65,2	102,6	16,3	21,1								
1	47,5	94,0	21,4	25,1	17,7	1,373	8,6	1,091	5,1	0,762	4,0	0,841
2	37,5	89,0	25,6	25,9	27,7	1,739	13,7	1,153	9,3	0,637	4,8	0,815
3	27,5	84,7	30,1	27,1	37,7	2,371	18,0	1,211	13,8	0,542	6,0	0,779

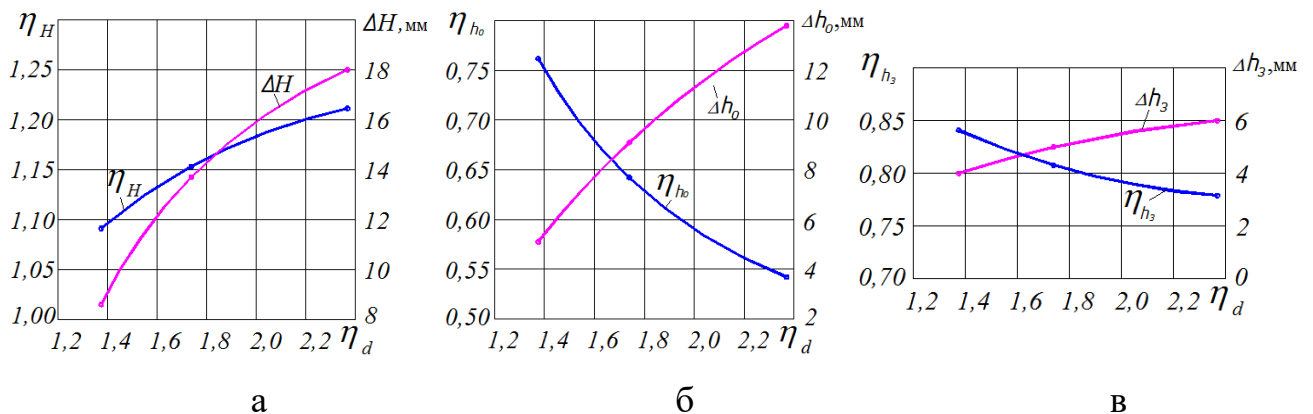


Рисунок 3.3 – Вплив обтиснення стінки η_d на висотну деформацію полиць η_H и ΔH (а), відкритих η_{ho} и Δh_o (б) і закритих фланців η_{h3} и Δh_3 (в)

коефіцієнт висотної деформації полиць збільшується з 1,091 до 1,211 (на 11%) (рис. 3.3, а). Приріст висоти відкритих фланців Δh_o зростає з 5,1 до 13,8 мм, тобто в 2,7 рази, при цьому коефіцієнт висотної деформації відкритого фланця зменшується з 0,762 до 0,542, тобто на 40% (рис. 3.3, б). Інтенсивність збільшення приросту висоти закритих фланців менше, ніж відкритих. Так, Δh_z зростає на 50%, з 4 до 6 мм, а коефіцієнт η_{hz} зменшується з 0,841 до 0,779 (на 8%) (рис. 3.3, в).

Таким чином, встановлено, що збільшення обтиснення стінки η_d в межах від 1,373 до 2,371 сприяє зростанню висоти фланців, що дозволяє отримувати в чорнових калібрах заготовку з високими фланцями, що задовольняє вимогам прокатки двотаврів підвищеної точності.

Залежності висотної деформації полиць і фланців від обтиснення стінки виражаються наступними рівняннями:

$$\eta_H = -0,078\eta_d^2 + 0,412\eta_d + 0,673, \quad (3.1)$$

$$\Delta H = -7,145\eta_d^2 + 36,169\eta_d - 27,592, \quad (3.2)$$

$$\eta_{ho} = 0,192\eta_d^2 - 0,938\eta_d + 1,689, \quad (3.3)$$

$$\Delta h_o = -4,364\eta_d^2 + 25,056\eta_d - 21,075, \quad (3.4)$$

$$\eta_{hz} = 0,014\eta_d^2 - 0,115\eta_d + 0,972, \quad (3.5)$$

$$\Delta h_z = -0,288\eta_d^2 + 3,081\eta_d + 0,312. \quad (3.6)$$

З графіків видно, що коефіцієнти висотної деформації фланців η_{ho} і η_{hz} зворотно пропорційні значенням абсолютного приросту їх висоти Δh_o і Δh_z (рис. 3.3, б, в). Зі зростанням збільшення висоти фланців коефіцієнти висотної деформації зменшуються. Коефіцієнти висотної деформації полиць η_H прямо пропорційні значенням абсолютного приросту їх висоти (рис. 3.3, а). Зростання утяжки полиці, тобто зменшення загальної її висоти, що

виникає в результаті підвищення обтиснення стінки, пояснюється збільшенням витяжки металу в довжину. У той же час поряд з утяжкою полиці відбувається приріст висоти обох фланців Δh_o і Δh_z за рахунок перетікання металу з стінки внаслідок більш інтенсивного її обтиснення.

При збільшенні обтиснення стінки істотно змінюється напружено-деформований стан металу. Змінюються не тільки абсолютні значення деформацій і напружень, а й характер їх розподілу в осередку деформації. На рис. 3.4 і 3.5 наведен розподіл еквівалентних напружень S за Мизесом (сталій стан) в поперечному і поздовжньому перерізах смуги, а на рис. 3.6-3.8 розподіл переміщень U_1 , U_2 і U_3 у відповідних перерізах профілю при різних обтисненнях стінках.

Еквівалентні напруження S в поперечному перерізі стінки в міру збільшення обтиснення з 17,7 до 37,7 мм зростають з + 26,2 ... + 43,3 до + 42,2 ... + 73,8 МПа (рис. 3.4). При малому обтисненні область максимальних напружень локалізується в стінці з боку ріжучого гребеня відкритого рівчака валка. При максимальному обтисненні ця область поширюється глибше до середньої лінії стінки в зону між гребенями верхнього і нижнього валків, захоплюючи і об'єми металу, що примикають до внутрішніх поверхонь відкритих і закритих фланців. Область найбільш низьких напружень (до 10,3 МПа) розташовується при малих обтисненнях стінках на кінцях відкритих і закритих фланців, а при великих обтисненнях — в об'ємах металу, що примикають до зовнішніх (бічних) поверхонь фланців і стінки. При цьому у відкритих фланцях напруження в 4 рази більше, ніж в закритих. В середині стінки напруження досягають 31,6 МПа.

Еквівалентні напруження S в поздовжньо-вертикальному перерізі стінки змінюються в широких межах. Характер розподілу напружень не залежить від величини обтиснення стінки (рис. 3.5). Найбільші напруження обтиснення мають місце в геометричному осередку деформації. У міру зростання максимальні напруження S збільшуються з +103,1 до +126,4 МПа.

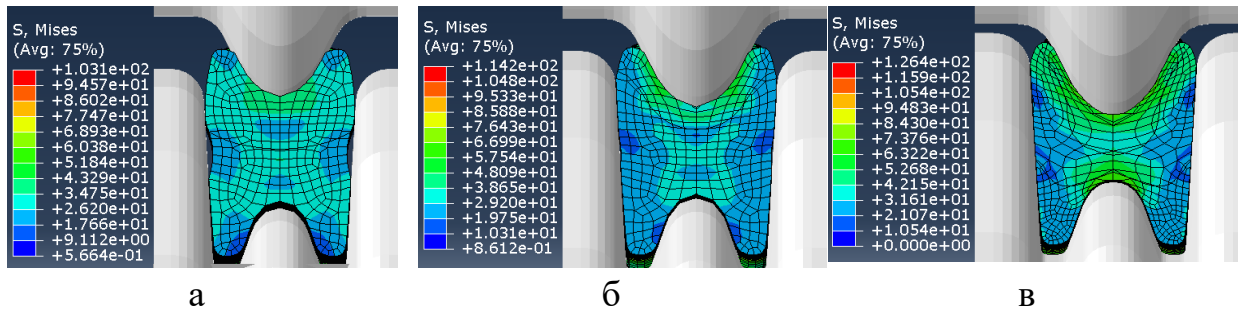


Рисунок 3.4 – Розподіл еквівалентних напружень S в поперечному перерізі профілю при $\Delta d = 17,7$ мм (а), $\Delta d = 27,7$ мм (б) і $\Delta d = 37,7$ мм (в)

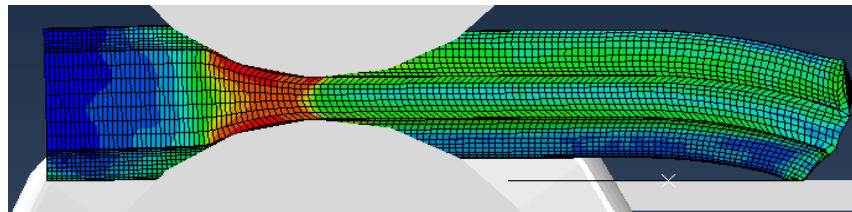


Рисунок 3.5 – Характер розподілу еквівалентних напружень S за Мизесом в поздовжньо-вертикальному перерізі профілю (по середині стінки)

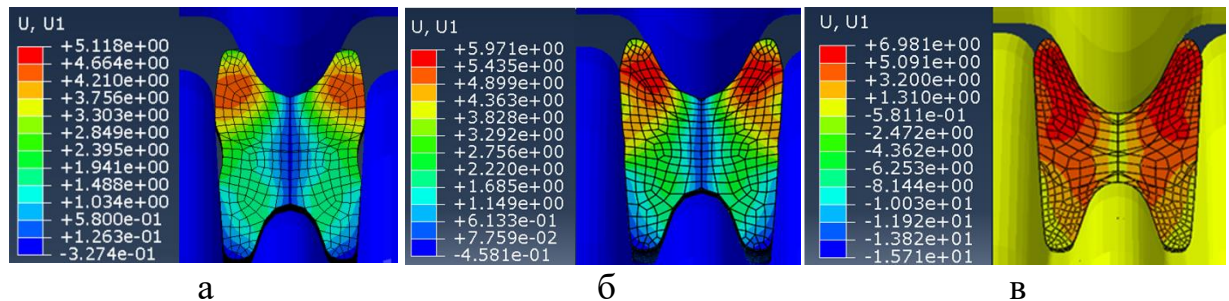


Рисунок 3.6 – Розподіл горизонтальних переміщень $U1$ в поперечному перерізі профілю при $\Delta d = 17,7$ мм (а), $\Delta d = 27,7$ мм (б) і $\Delta d = 37,7$ мм (в)

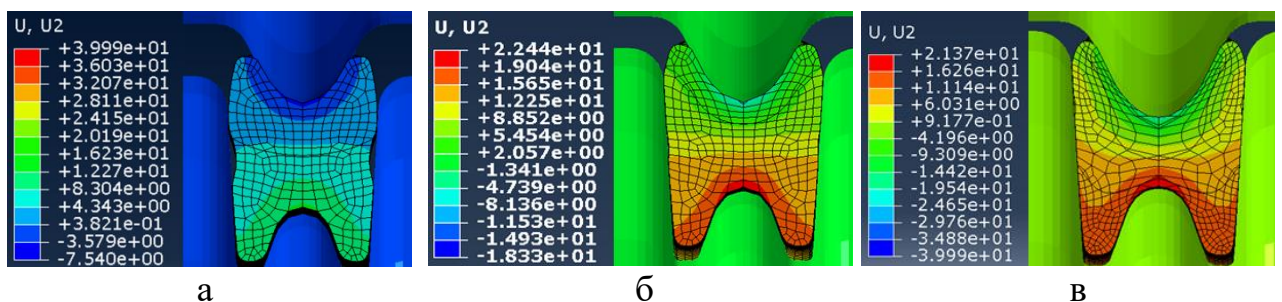


Рисунок 3.7 – Розподіл вертикальних переміщень $U2$ в поперечному перерізі профілю при $\Delta d = 17,7$ мм (а), $\Delta d = 27,7$ мм (б) і $\Delta d = 37,7$ мм (в)

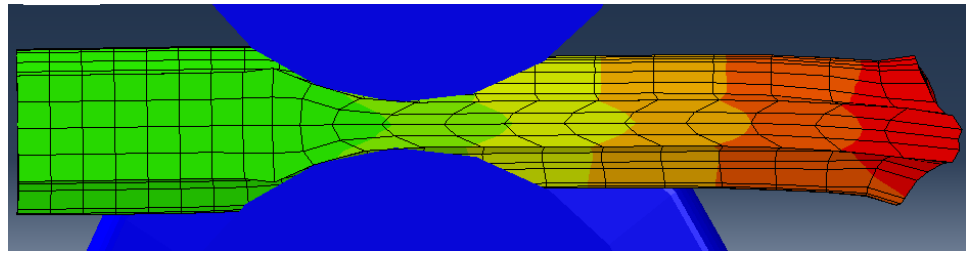


Рисунок 3.8 – Характер розподілу переміщень U_3 в поздовжньо-вертикальному перерізі профілю (по середині стінки)

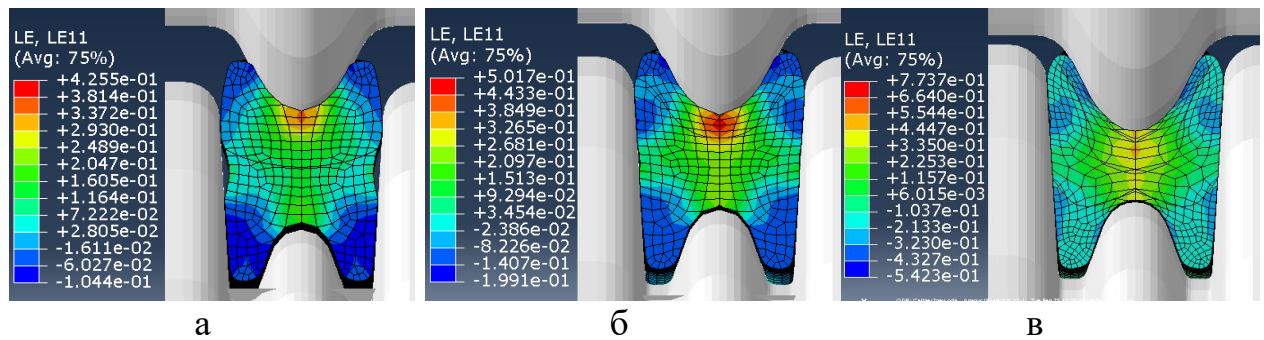


Рисунок 3.9 – Розподіл логарифмічних деформацій LE_{11} в поперечному перерізі профілю уздовж осі X при $\Delta d = 17,7$ мм (а), $\Delta d = 27,7$ мм (б) і $\Delta d = 37,7$ мм (в)

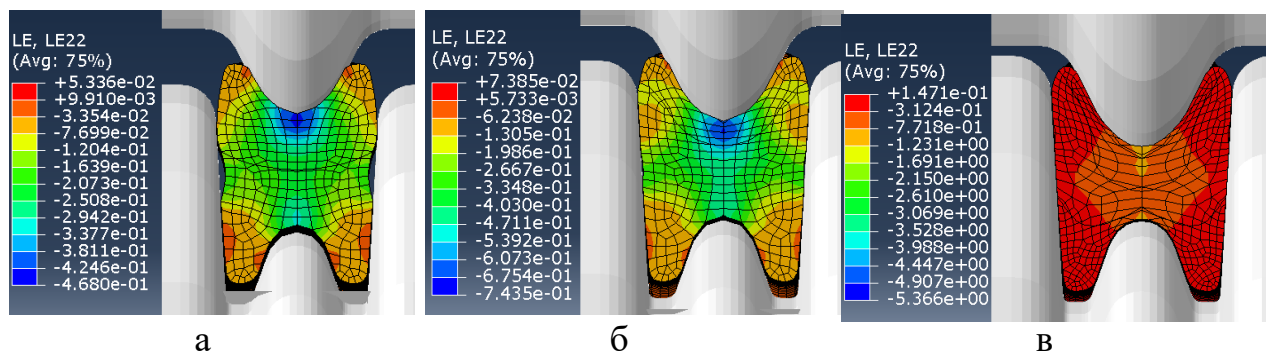


Рисунок 3.10 – Розподіл логарифмічних деформацій LE_{22} в поперечному перерізі профілю уздовж осі Y при $\Delta d = 17,7$ мм (а), $\Delta d = 27,7$ мм (б) и $\Delta d = 37,7$ мм (в)

Область максимальних напружень в геометричному осередку деформації з боку входу і виходу обмежена параболою, осі яких збігаються з віссю прокатки, що проходить через середину стінки профілю. Гілки парабол спрямовані в протилежні сторони (до жорстких кінців смуги). Відстань між вершинами парабол становить 0,60 ... 0,75 від довжини геометричного осередку деформації на стінці профілю. У позаконтактних зонах на вході і виході з геометричного осередку деформації напруження плавно зменшуються в напрямках до заднього і переднього жорстких кінців смуги до мінімальних значень + 10,6 ... + 21,4 МПа. Протяжність позаконтактних зон становить 0,8 ... 0,9 від довжини геометричного осередку деформації.

Таким чином, при заданих технологічних параметрах прокатки забезпечується цілісність заготовки, про що свідчать значення еквівалентних напружень, які не перевищують допустимі.

Розподіл горизонтальних переміщень U_1 в поперечному перерізі профілю нерівномірний в його елементах (рис. 3.6). У процесі обтиснення заготовки валками в її поперечному перерізі спостерігається перетікання металу зі стінки під фланці в напрямку від вертикальної осі профілю до зовнішніх бічних граней. У стінці профілю переміщення U_1 викликані розширенням металу в горизонтальному напрямку внаслідок його обтиснення по товщині, а також розтягуванням стінки розрізними гребенями валків. У відкритих і закритих фланцях горизонтальні переміщення U_1 носять більш складний характер. До переміщень, викликаних прямим обтисненням стінки, додаються також переміщення металу, що виникають в результаті бічного обтиснення фланців. Зі збільшенням обтиснення стінки значення U_1 зростають. У всьому діапазоні зміни обтиснень стінки найбільші переміщення спостерігаються в області основ відкритих фланців і складають + 4,7 ... + 7,0 мм (максимальне переміщення при $\Delta d = 37,7$ мм). По краю відкритих фланців переміщення U_1 знаходяться в межах + 2,9 ... + 5,1 мм. У закритих фланцях переміщення U_1 суттєво нижче, ніж у відкритих.

Найменші абсолютні значення $U1$ становлять $-0,33$ мм (при $\Delta d = 17,7$ мм), а найбільші $-0,58$ мм (при $\Delta d = 37,7$ мм) і характерні в області краю закритих фланців. Горизонтальні переміщення $U1$ в стінці не перевищують $5,1$ мм.

Розподіл вертикальних переміщень $U2$ в поперечному перерізі профілю вкрай нерівномірний і залежить від величини обтиснення стінки Δd . При малих значеннях (рис. 3.7, а і 3.7, б) переміщення металу $U2$ на ділянці стінки з боку нижнього валка з закритим рівчаком на $11 \dots 15\%$ перевищують аналогічні переміщення $U2$ з боку верхнього валка з відкритим рівчаком. Відбувається перерозподіл обтиснення стінки між нижнім і верхнім валками. Конструктивно ріжучі гребені закритих рівчаків валків завжди більш гострі, ніж у відкритих рівчаках (в розглянутому прикладі ширина гребеня нижнього закритого рівчака становить $18,35$ мм, а гребеня верхнього відкритого валка – $24,65$ мм). Гострі гребені легше проникають всередину заготовки, ніж тупі. При сумарному обтисненні стінки в межах від $17,7$ до $27,7$ мм ($\eta_d = 1,373 \dots 1,739$) переміщення $U2$ на поверхні контакту металу з нижнім валком змінюються від $+10,2$ до $+15,4$ мм, а з верхнім від $-7,5$ до $-12,3$ мм. Тут стінка профілю обтискається переважно нижнім валком. У міру подальшого збільшення обтиснення стінки в закритих фланцях нижнього валка формуються зони утрудненої деформації, які стримують проникнення гострого гребеня вглиб заготовки. Нерівномірність обтиснення стінки зменшується. При максимальному обтисненні стінки $\Delta d = 37,7$ мм ($\eta_d = 2,371$) абсолютні значення переміщення $U2$ на ділянці стінки з боку нижнього і верхнього валків практично однакові і складають $18,85$ мм, тобто має місце симетрична відносно горизонтальної осі стінки деформація металу (рис. 3.7, в). За товщиною стінки в напрямках від контактних поверхонь до горизонтальної осі переміщення $U2$ плавно згасають від своїх максимальних значень до нуля. Нейтральний переріз, де переміщення змінюють знак, співпадає з горизонтальною віссю стінки.

У фланцях і в перехідних зонах на стику фланців зі стінкою також спостерігається значна асиметрія в вертикальних переміщеннях металу. Асиметрія U_2 на ділянках фланців пояснюється різним впливом на метал закритих і відкритих рівчаків балкового калібру.

У закритих рівчаках фланці утворюються, врізаючись тільки в один валок, ухили зовнішніх і внутрішніх граней спрямовані в різні боки. Закриті рівчаки представляють собою вузькі щілини. У них формуються зони утрудненої деформації. При бічному обтисненні в закритих рівчаках відбувається заклинювання металу і його плин в напрямку до кінців закритих фланців ускладнений. Внаслідок цього переміщення металу U_2 на вільних кінцях закритих фланців в напрямку позитивних значень осі Y значно зростає і превалює над переміщеннями металу U_2 на вільних кінцях відкритих фланців в напрямку негативних значень осі Y . У відкритих рівчаках фланці утворюються, врізаючись в два валки. Ухили зовнішніх і внутрішніх граней спрямовані в одну сторону. При бічному обтисненні метал тут не застряє і вільно тече в напрямку до кінців фланців. Аналіз розподілу переміщень U_2 показує про переважне перетікання металу в бік відкритих фланців. Це підтверджує і зміщення в той же бік нейтральних перерізів в перехідних зонах на стику фланців зі стінкою. У відкритих фланцях величини переміщень U_2 істотно нижче, ніж в закритих.

У міру збільшення обтиснення стінки значення переміщень металу U_2 на кінцях відкритих фланців зростають від - 2,4 до - 5,05 мм, а на кінцях закритих фланців від + 6,2 до + 12,85 мм. При цьому утяжка полиць профілю збільшується з 8,6 до 17,9 мм. Зміна обтиснення по стінці не впливає на напрямок вертикальних переміщень U_2 металу у фланцях.

Збільшення висоти відкритих і закритих фланців Δh_0 і Δh_3 розраховуються як різниця максимальних переміщень U_2 в стінці профілю (на поверхнях контакту металу з верхнім і нижнім різальними гребенями

валків) і переміщень U_2 на вільних поверхнях металу біля кінців відповідних фланців

$$\Delta h_o = U_{2_{\text{вв}}} - U_{2_{\text{вк}}} \quad (3.7)$$

$$\Delta h_z = U_{2_{\text{вн}}} - U_{2_{\text{зк}}} \quad (3.8)$$

де $U_{2_{\text{вв}}}$ и $U_{2_{\text{вн}}}$ – переміщення на поверхнях контакту металу з верхнім і нижнім розрізаючими гребенями валків відповідно,

$U_{2_{\text{вк}}}$ и $U_{2_{\text{зк}}}$ – переміщення на вільних поверхнях металу біля кінців відкритих і закритих фланців відповідно.

Утяжка полиць розраховується як сума переміщень U_2 на вільних поверхнях металу у кінців відкритих і закритих фланців відповідно

$$\Delta H = U_{2_{\text{вк}}} + U_{2_{\text{зк}}} \quad (3.9)$$

Характер розподілу переміщень U_3 частинок металу в поздовжньо-вертикальному перерізі профілю (див. рис. 3.8) однаковий для всіх профілів і не залежить від обтиснення стінки. З підвищенням обтиснення значення переміщень U_3 пропорційно зростають, що обумовлено збільшенням загальної витяжки профілю в поздовжньому напрямку.

Розподіл логарифмічних деформацій LE_{11} і LE_{22} в поперечному перерізі профілю уздовж осей X і Y (рис. 3.9 і 3.10) вкрай нерівномірний і залежить від величини обтиснення стінки. При цьому в усьому діапазоні зміни спостерігається якісно однаковий характер розподілу LE_{11} і LE_{22} . Область максимальних значень деформації LE_{11} розташовується на вертикальній осі симетрії калібру, при цьому максимальне значення знаходиться на ділянці контакту вершини гребеня верхнього валка з поверхнею стінки і в залежності від величини обтиснення змінюється в діапазоні від +0,44 до +0,55. По ширині калібру LE_{11} зменшуються від середини до зовнішніх граней полиць. Позитивні значення логарифмічних

деформацій уздовж осі X характерні для середньої частини стінки, негативні значення притаманні фланцям заготовки. Незалежно від величини розподіл $LE11$ відбувається досить рівномірно по всій площі закритих фланців і змінюється від $-0,1$ до $-0,32$. Мінімальні деформації $LE11$ спостерігаються в області основ відкритих фланців і з ростом обтиснення стінки їх абсолютні значення збільшуються в межах від $-0,06$ до $-0,104$. По товщині стінки $LE11$ зменшуються в напрямку від гребенів до її горизонтальної осі.

В полицях максимальні значення деформацій $LE11$ відносяться до кінців відкритих і закритих фланців і змінюються від $0,1$ до $0,2$. По ширині профілю деформації $LE11$ плавно зменшуються від осі калібру до полиць. Деяке збільшення $LE11$ має місце біля зовнішніх граней полиць, що пов'язано з активною дією контактних сил тертя.

При малих обтисненнях логарифмічні деформації $LE22$ уздовж вертикальної осі Y по всьому поперечному перерізу профілю є негативними і якісно не відрізняються (рис. 3.10). Аналогічно розподілу деформацій уздовж осі X стискні деформації $LE22$ є найбільшими в області контактних поверхонь заготовки з гребенями валків і змінюються в межах від $-0,46$ до $-0,74$. По висоті полиць деформації $LE22$ мінімальні на бічних гранях закритих і відкритих фланців ($-0,03 \dots -0,062$) і поступово зростають, наближаючись до горизонтальної осі калібру ($-0,25 \dots -0,4$). Однак при досягненні максимального обтиснення по стінці у всіх фланцях і в області зовнішніх бічних граней стінки деформації $LE22$ є вже позитивними $+0,15$. У міру наближення до середини калібру $LE22$ поступово зменшуються і мають негативне значення. По висоті профіля на ділянках стінки, прилеглих до відкритого і закритого розрізаючих гребенів валків, $LE22$ більші, ніж по середині товщини стінки. Причому в напрямку від поверхонь гребенів до горизонтальної осі стінки $LE22$ спочатку дещо зростають до свого максимального по модулю значення $-1,23$, а потім зменшуються.

Таким чином, в результаті даного теоретичного дослідження виявлено

основні закономірності формозміни металу в чорнових закритих балкових калібрах, отримані розподіли напружень і переміщень в поздовжніх і поперечних перерізах профілю, визначено залежності висотної деформації полиць і фланців від величини обтиснення стінки профілю. Основний практичний висновок – для отримання двотаврів з високими фланцями прокату необхідно вести з інтенсивною деформацією стінки в чорнових калібрах. Змінюючи обтиснення стінки можна управляти висотою полиць і фланців у процесі прокати.

3.1.3 Дослідження впливу бічного обтиснення фланців на зміну їх висоти в чорнових закритих балкових калібрах

Вплив бічного обтиснення фланців η_t на висотну деформацію полиць η_H і ΔH , відкритих η_{ho} і Δh_o і закритих фланців η_{hz} і Δh_z досліджували на теоретичній моделі прокати двотаврової заготовки (див. рис. 2.6) в трьох закритих балкових калібрах з різною товщиною фланців t [232].

Розміри заготовки – товщина стінки $d = 65,2$ мм, середня товщина фланців $t_o = 16,25$ мм і $t_z = 17,75$ мм. Розміри калібрів – товщина стінки $d' = 27,5$ мм, середня товщина відкритих фланців $t'o$ становила 15,0; 13,5 і 12,0 мм, а закритих фланців $t'z$ дорівнювала 16,125; 14,625 і 13,125 мм. Крок варіювання обтиснення Δt по середній товщині фланців становив 1,5 мм. Обтиснення по стінці у всіх калібрах було однаковим $\Delta d = 37,7$ мм. Товщина і ширина стінки в калібрах і заготовках при варіюванні розмірів фланців не змінювались. Розрахунковий середній по всьому калібру коефіцієнт бічного обтиснення фланців η_t при варіюванні їх товщини становив 1,102; 1,195 і 1,305.

Розрахункові поперечні перерізи смуг, отримані шляхом чисельного моделювання прокати з варіюванням бічного обтиснення фланців, наведені на рис. 3.11, а основні параметри формозміни представлені в табл. 3.2.

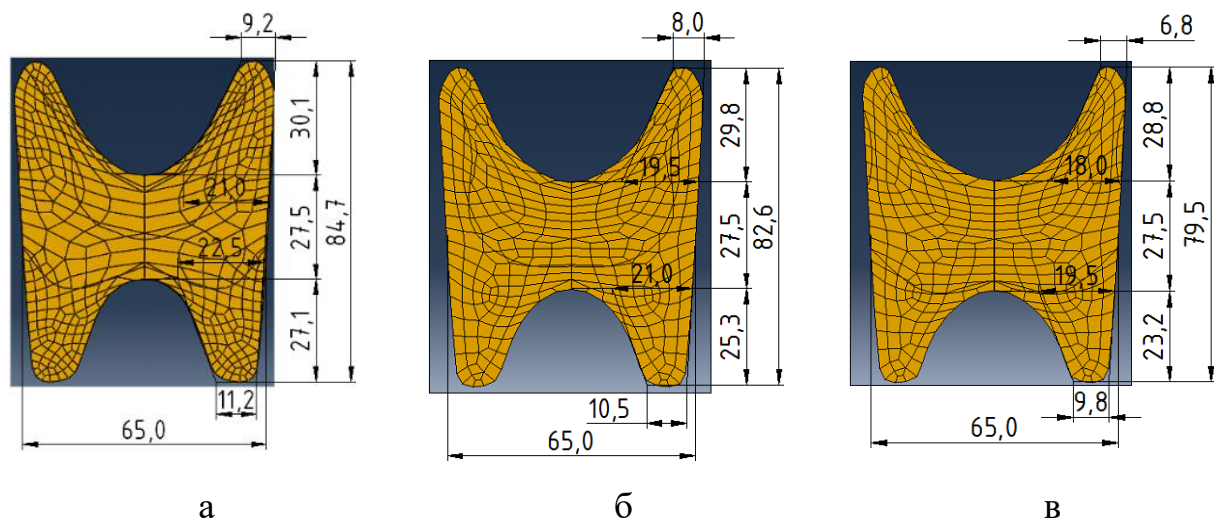


Рисунок 3.11 – Розміри поперечних перерізів смуг після прокатки при $\eta_t = 1,102$ (а), $\eta_t = 1,195$ (б) и $\eta_t = 1,305$ (в)

Таблиця 3.2 – Формозміна металу при прокатці в чорнових закритих балкових калібрах з різним обтисненням фланців (в заготовці товщина стінки $d = 65,2$ мм, в калібрах $d = 27,5$ мм)

№	Розміри поперечного перерізу смуги після прокатки							Д е ф о р м а ц і ї							
								полиця		відкритий фланець			закритий фланець		
	a_o мм	b_o мм	a_3 мм	b_3 мм	H мм	h_o мм	h_3 мм	ΔH мм	η_H	Δh_o мм	η_{ho}	η_{to}	Δh_3 мм	η_{h3}	η_{t3}
Заг.	10,2	23,9	12,1	24,1	102,6	16,3	21,1								
1	9,2	21,0	11,2	22,5	84,7	30,1	27,1	17,9	1,211	13,8	0,542	1,129	6,0	0,779	1,074
2	8,0	19,5	10,5	21,0	82,6	29,8	25,3	20,0	1,242	13,5	0,547	1,240	4,2	0,834	1,149
3	6,8	18,0	9,8	19,5	79,5	28,8	23,2	23,1	1,291	12,5	0,566	1,375	2,1	0,909	1,235

На підставі проведених теоретичних досліджень встановлено, що при збільшенні середнього коефіцієнту деформації η_t на 18% у межах дослідженого діапазону має місце зменшення загальної висоти полиць H , висоти відкритих h_o і закритих h_z фланців. Висота величини h_o зменшується з 30,1 до 28,8 мм; тобто на 4,52%. При цьому приріст висоти відкритих фланців Δh_o знижується з 13,8 до 12,5 мм, тобто в 1,1 рази, що становить 9,42%, а коефіцієнт η_{ho} зростає з 0,542 до 0,566, тобто на 4,43%. Висота закритих фланців h_z зменшується з 27,1 до 23,2 мм (на 14,4%). Приріст Δh_z знижується з 6,0 до 2,1 мм, тобто в 2,9 рази. Коефіцієнт η_{hz} збільшується з 0,779 до 0,909 (на 16,7%).

Висота полиць H при порівнянні досліджених смуг зменшується з 84,7 до 79,5 мм, тобто на 6,54%. Утяжка полиць ΔH збільшується з 17,9 до 23,1 мм (на 29%), коефіцієнт η_H зростає з 1,211 до 1,291 (на 6,6%).

Таким чином, при збільшенні η_t в межах дослідженого інтервалу відбувається зменшення загальної висоти полиць та закритих і відкритих фланців. Приріст висоти обох фланців Δh_o і Δh_z зменшується, причому інтенсивність зменшення його стосовно закритих фланців більше, ніж відкритих. Виявлена закономірність негативно впливає на процес формування висоти фланців заготовки. Отримання фланців у чорнових калібрах меншого розміру наслідок збільшення бічного обтиснення фланців призводить до того, що у чистову кліть надходить розкат з меншою висотою фланців, ніж мав би бути, що не дозволяє отримати готовий профіль з потрібними розмірами по ширині полиць.

Залежності висотної деформації полиць, відкритих і закритих фланців від бічного обтиснення фланців в чорновому балкому калібрі наведені на рис 3.12.

Залежності висотної деформації полиць і фланців від обтиснення стінки виражаються наступними рівняннями:

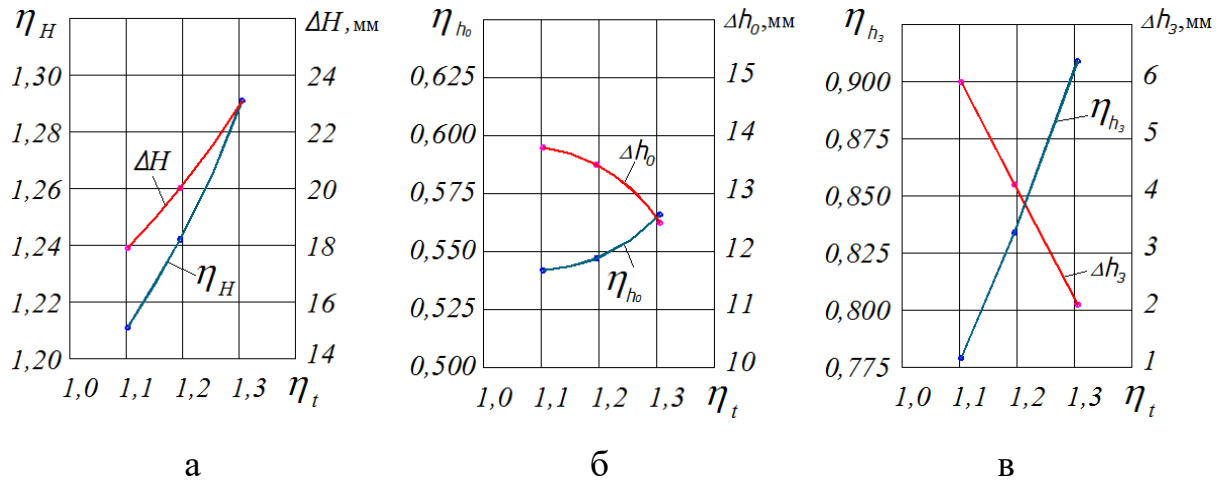


Рисунок 3.12 – Вплив бічного обтиснення фланців на висотну деформацію полиць η_H і ΔH (а), відкритих η_{ho} і Δh_o (б) і закритих η_{h3} і Δh_3 (в) фланців

$$\eta_H = 0,522\eta_t^2 - 0,935\eta_t + 1,571, \quad (3.10)$$

$$\Delta H = 27,592\eta_t^2 - 40,798\eta_t + 29,352, \quad (3.11)$$

$$\eta_{ho} = 0,586\eta_t^2 - 1,292\eta_t + 1,255, \quad (3.12)$$

$$\Delta h_o = -28,892\eta_t^2 + 63,139\eta_t - 20,693, \quad (3.13)$$

$$\eta_{h3} = 0,445\eta_t^2 - 0,431\eta_t + 0,714, \quad (3.14)$$

$$\Delta h_3 = 1,30\eta_t^2 - 22,34\eta_t + 29,04. \quad (3.15)$$

Зміна параметрів висотної деформації відкритих фланців носить яскраво виражений параболічний характер, причому приріст висоти фланців зворотно пропорційний до коефіцієнта висотної деформації. У той же час зміна висотної деформації закритих фланців і полиць в цілому при таких же значеннях бічного обтиснення наближається до прямолінійного закону.

Значне зменшення приросту висоти закритих фланців в порівнянні з відкритими обумовлено різним характером деформації металу в закритих і відкритих рівчаках калібрів, що було відзначено в розділі 3.1.2.

Загальна тенденція зниження приросту висоти відкритих і закритих фланців при збільшенні їх бокового обтиснення пояснюється складністю затікання металу в більш вузькі щілини балкових калібрів, а також зміною співвідношення маси фланців і стінки.

Результати розрахунку моделі показали, що для кращого заповнення металом рівчаків і отримання необхідної висоти фланців у чорнових закритих балкових калібрах потрібно, щоб фланці безперешкодно входили в закриті рівчаки не менше $2/3$ їх глибини. При цьому бічне обтиснення по основі закритого фланця Δb_z повинно бути менше, ніж по основі відкритого Δb_o . В іншому випадку, коли $\Delta b_o < \Delta b_z$, спостерігається зростання висоти відкритих фланців і зменшення висоти закритих фланців, порушується вертикальна рівновага в калібрі. Отримані результати добре погоджуються з теоретичними дослідженнями І.Я. Винокурова [3.5] і багаторічними практичними спостереженнями В.Т. Жадана, Г.Д. Фейгіна, І.М. Германа [14].

При збільшенні бічного обтиснення фланців в межах дослідженого інтервалу істотно змінюється напружено-деформований стан металу всередині осередку деформації. На рис. 3.13-3.15 показані розподіли еквівалентних напружень S за Мізесом і переміщень $U1$, $U2$ в поперечних перерізах профілю при прокатці в балкових калібрах при бічному стисненні фланців $\eta_t = 1,102$ (а), $\eta_t = 1,195$ (б) і $\eta_t = 1,305$ (в).

Абсолютні значення напружень в поперечному перерізі профілю змінюються в широких межах: від +10,5 до +84,8 МПа. Зі збільшенням бічного обтиснення фланців область найбільших напружень (+ 72,5 ... + 84,8 МПа) переміщується від середини стінки до відкритих фланців, займаючи практично всю їх площу.

У стінці максимальні напруження розташовуються в об'ємах металу, що примикають до розрізних гребенів верхнього і нижнього рівчаків валків по всій їх ширині. У середній частині стінки і в закритих фланцях напруження становлять + 21 ... + 32 МПа, що в 2,6-3,5 рази менше, ніж в

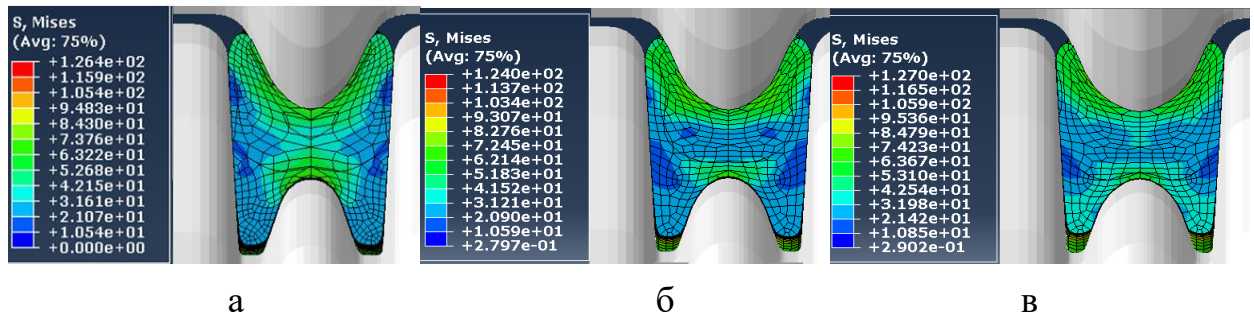


Рисунок 3.13 – Розподіл еквівалентних напружень S за Мізесом в поперечному перерізі профілю при $\eta_t = 1,102$ (а), $\eta_t = 1,195$ (б) и $\eta_t = 1,305$ (в)

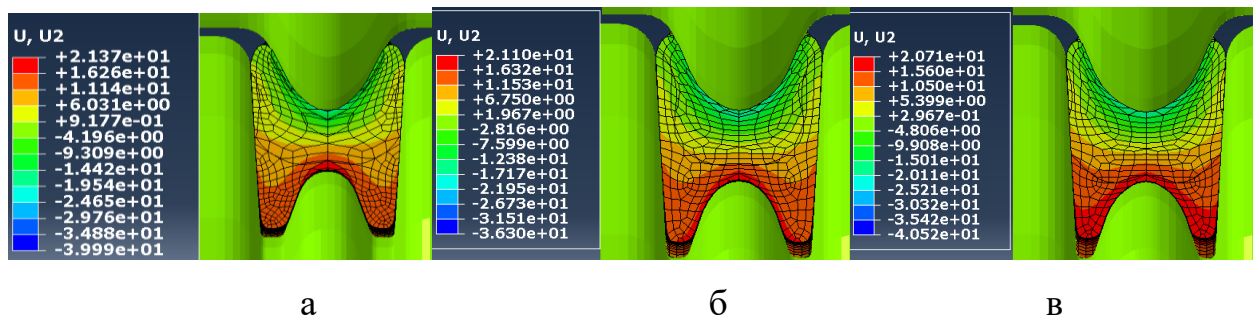


Рисунок 3.14 – Розподіл вертикальних переміщень U_2 в поперечному перерізі профілю при $\eta_t = 1,102$ (а), $\eta_t = 1,195$ (б) и $\eta_t = 1,305$ (в)

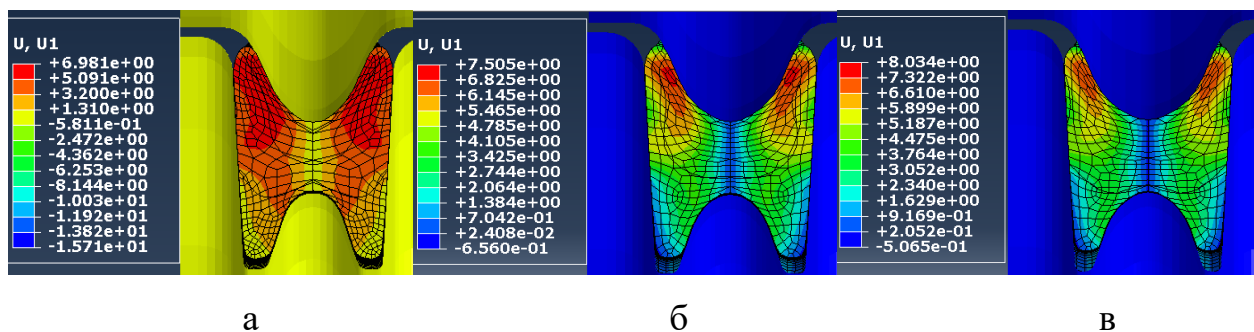


Рисунок 3.15 – Розподіл горизонтальних переміщень U_1 в поперечному перерізі профілю при $\eta_t = 1,102$ (а), $\eta_t = 1,195$ (б) и $\eta_t = 1,305$ (в)

зонах біля гребенів валків та у відкритих фланцях. Найменші напруження локалізуються на зовнішніх бічних поверхнях стінки і мають значення $+10,6 \dots +21,4$ МПа.

Абсолютні значення напружень і їх розподіл в поздовжньо-вертикальному перерізі профілю (по середині стінки) практично не залежать від бічного обтиснення фланців. Характерний розподіл напружень приведений на рис. 3.5 (п. 3.1.2).

Аналіз розподілу вертикальних переміщень U_2 частинок металу в поперечному перерізі профілю (рис. 3.14) показує, що зміна величини бічної деформації фланців η_t (при незмінному обтисненні стінки $\Delta d = \text{Const}$) не впливає на характер плину металу на ділянці стінки. У розглянутому прикладі області максимальних переміщень U_2 , рівних 18,85 мм (половині сумарного обтиснення стінки Δd), знаходяться на поверхнях контакту металу з верхнім і нижнім різальними гребенями валків. По товщині стінки в напрямках від контактних поверхонь до горизонтальної осі переміщення U_2 плавно згасають від своїх максимальних значень до нуля. Нейтральний переріз, де переміщення змінюють знак, знаходиться по середині стінки.

У фланцях і в перехідних зонах на стику фланців зі стінкою спостерігається значна асиметрія в вертикальних переміщеннях металу. Залежно від бічного обтиснення фланців переміщення U_2 на вільних поверхнях металу у кінцях відкритих фланців змінюються в межах від -4,35 до -5,05 мм, а у кінцях закритих фланців від +12,85 до +16,75 мм.

Асиметрія в переміщеннях U_2 на ділянках фланців пояснюється неоднаковим впливом на метал закритих і відкритих рівчаків балкого калібру. Аналіз розподілу переміщень U_2 вказує на переважне перетікання металу в бік відкритих фланців. Це підтверджує і зміщення в той же бік нейтральних перерізів в перехідних зонах на стику фланців зі стінкою. У всьому діапазоні зміни бічного обтиснення фланців характер розподілу

вертикальних переміщень U_2 якісно не змінюється. Змінюються лише числові значення переміщень.

На відміну від вертикальних переміщень збільшення бічного обтиснення фланців впливає на характер розподілу горизонтальних переміщень U_1 в поперечному перерізі профілю, де метал плине в напрямках від вертикальної осі профілю до зовнішніх бічних стінок калібру. У стінці заготовки переміщення U_1 відбувається за рахунок розширення металу під впливом його обтиснення по товщині, а також через розтягнення стінки різальними гребенями валків. У відкритих і закритих фланцях на ці переміщення накладаються ще й додаткові переміщення металу, пов'язані з бічним обтисненням фланців.

При мінімальному обтисненні ($\eta_t = 1,102$) найбільші переміщення U_1 , рівні +6,5 мм, мають місце у відкритих фланцях і перехідних зонах на стику їх зі стінкою. У міру збільшення обтиснення фланців до $\eta_t = 1,305$ області максимальних переміщень U_1 локалізуються в зонах, прилеглих до внутрішніх граней відкритих фланців, і сягають значень +7,7 мм. Найменші горизонтальні переміщення металу спостерігаються в зонах, прилеглих до зовнішніх граней закритих фланців.

Розподіл переміщень U_3 частинок металу в горизонтальному напрямку в поздовжньо-вертикальному перерізі профілю (по середині стінки) не залежить від бічного обтиснення фланців, характер якого аналогічний, приведеному на рис. 3.8.

В результаті дослідження встановлено, що підвищення бічного обтиснення фланців незначно впливає на зміну логарифмічних деформацій LE_{11} і LE_{22} в поперечному перерізі профілю (рис. 3.16 і 3.17).

Максимальні значення логарифмічних деформацій LE_{11} уздовж осі X зосереджуються у верхній частині стінки в області вертикальної осі калібру. Зі збільшенням η_t область максимальних значень LE_{11} розширюється в

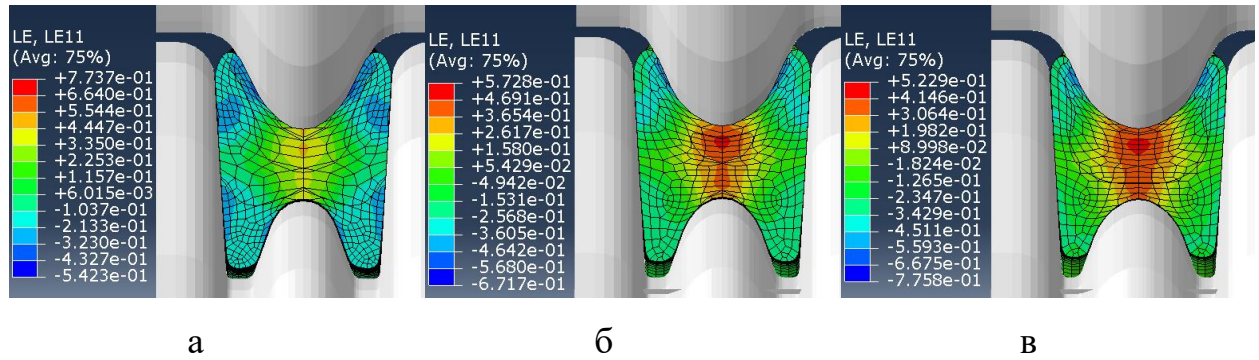


Рисунок 3.16 – Розподіл логарифмічних деформацій $LE11$ в поперечному перерізі профілю уздовж осі X при $\eta_t = 1,102$ (а), $\eta_t = 1,195$ (б) и $\eta_t = 1,305$ (в)

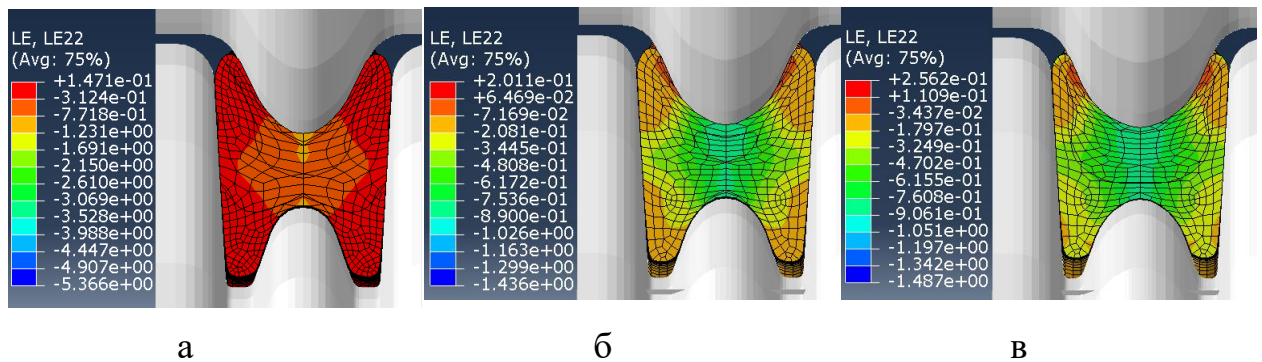


Рисунок 3.17 – Розподіл логарифмічних деформацій $LE22$ в поперечному перерізі профілю уздовж осі Y при $\eta_t = 1,102$ (а), $\eta_t = 1,195$ (б) и $\eta_t = 1,305$ (в)

інтервалі від +0,66 до +0,52. Мінімальні за абсолютним значенням деформації $LE11$ (+ 0,006 ... -0,018) розташовуються в середній частині зовнішніх бічних поверхонь заготовки. Найбільші негативні логарифмічні деформації $LE11$ спостерігаються у відкритих фланцях і охоплюють області внутрішніх граней, що стикаються з похилими поверхнями гребеня верхнього валка. Їх значення змінюються в межах від -0,43 до -0,67.

Тенденція розподілу логарифмічних деформацій $LE22$ уздовж осі Y аналогічна деформаціям $LE11$. Найбільші за абсолютним значенням деформації $LE22$ знаходяться в середині ширини стінки, рівномірно

розподіляючись по всій її товщині і поступово згасаючи в напрямку зовнішніх бічних граней полиць. Максимальні негативні деформації LE_{22} змінюються в межах від -0,77 до -1,05. Нейтральна зона, в якій відбувається зміна знака деформацій LE_{22} , знаходиться в області основ фланців. Найбільші позитивні деформації LE_{11} , прилеглі до внутрішніх граней відкритих фланців, складають + 0,11 ... + 0,14.

Таким чином, в результаті даного теоретичного дослідження встановлено, що збільшення бічного обтиснення фланців призводить до зменшення приросту висоти відкритих і закритих фланців і підвищеної утяжки полиць двотаврового профілю. Основний практичний висновок – для отримання високих фланців в чорнових закритих балкових калібрах прокату необхідно вести з мінімальним бічним обтисненням фланців (не більше 1,3), при якому має місце найбільший приріст їх висоти. Необхідно також дотримуватися умови $\Delta b_o > \Delta b_z$, що забезпечує краще заповнення закритих фланців по всій довжині розкату, ніж у випадку, коли бічне обтиснення по основі закритого фланцю більше, ніж по основі відкритого.

Формування в перших проходах балкової заготовки з досить високими фланцями забезпечить її надійну висотну деформацію в чистових контрольних калібрах і отримання готових двотаврів зі стабільними розмірами по ширині полиць.

3.1.4 Дослідження впливу ширини стінки на зміну висоти фланців в чорнових закритих балкових калібрах

Вплив ширини стінки на висотну деформацію фланців досліджували на теоретичній моделі прокату двотаврових заготовок з товщиною стінки 65,2 мм в дев'ятьох закритих балкових калібрах з різною шириною стінки [234]. Товщина стінки у всіх калібрах однакова і дорівнює 27,5 мм. Обтиснення по стінці у всіх калібрах становило 37,7 мм. Ширину стінки B в

калібрі варіювали в межах від 65 до 185 мм (ширина стінки заготовки в кожному калібрі була на 8,4 мм менше, ніж ширина стінки калібру). Крок варіювання ширини B в межах від 65 до 125 мм становив 10 мм, а від 125 до 185 мм – 30 мм. Відношення ширини стінки B до її товщини d в калібрах змінювалося від 2,36 до 6,73. Розміри фланців в заготовках при варіюванні ширини B залишалися незмінними. Розміри і матеріал заготовки, а також розміри закритого балкового калібру за винятком ширини стінки прийняті ті ж самі, що і в п. 3.1.1. Приклади розрахункових поперечних перерізів смуг, отриманих шляхом чисельного моделювання прокатки двотаврової заготовки при неоднаковій ширині стінки, показані на рис. 3.18, а основні параметри формозміни в табл. 3.2. Величини, що характеризують деформацію металу в процесі прокатки, визначалися аналогічно дослідженню, описаному в п. 3.1.2.

В результаті проведених досліджень встановлено, що висотна деформація фланців в чорнових закритих балкових калібрах в залежності від ширини стінки має змінний характер. У всьому діапазоні зміни відношення B/d від 2,36 до 6,73 має місце первісне збільшення загальної висоти полиць H і фланців, а далі їх зменшення. В цілому висота полиць H зменшується на 10%, з 86,7 до 78,9 мм. Утяжка полиць ΔH зростає від 15,9 до 23,7 мм, тобто на 49%, а коефіцієнт висотної деформації полиць η_H від 1,184 до 1,300 (9,8%) (рис. 3.19 а). Приріст висоти відкритих фланців Δh_o зменшується з 15,1 до 10,3 мм (46,6%), а коефіцієнт висотної деформації відкритого фланця η_{ho} підвищується на 18%, з 0,519 до 0,613 (рис. 3.19 б). Інтенсивність зменшення приросту висоти закритих фланців більше, ніж відкритих. Приріст Δh_z змінюється від 6,7 до 3,7 мм, тобто на 81%, а коефіцієнт η_{hz} від 0,759 до 0,851 (12%) (рис. 3.19 в).

Приріст висоти відкритих і закритих фланців спочатку зростає, а потім плавно зменшується. Максимум приросту Δh_o і Δh_z і мінімум утяжки ΔH знаходяться при $B/d = 3,10$. Більш інтенсивному збільшенню приросту

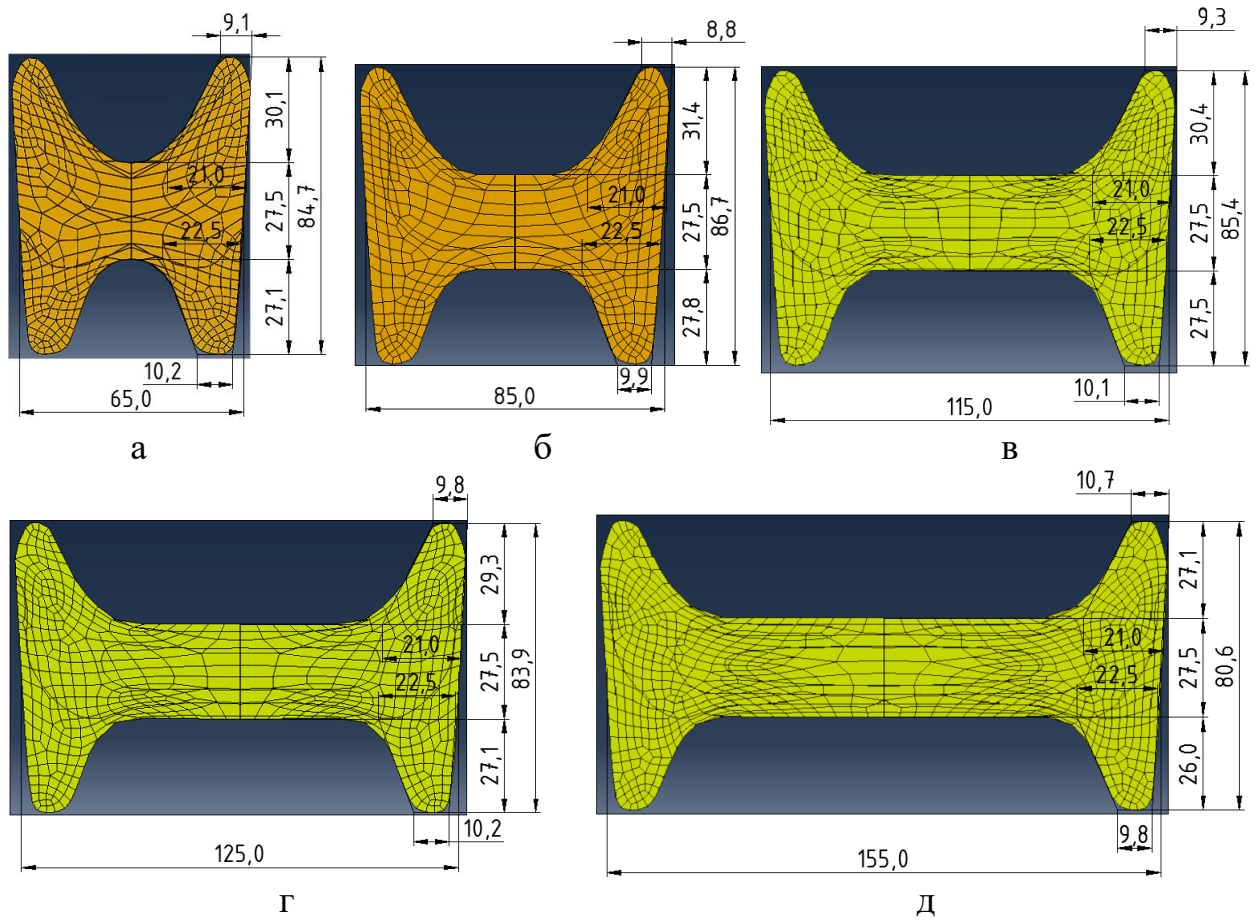


Рисунок 3.18 – Розміри поперечних перерізів смуг після прокатки при ширині стінки 65 мм (а), 85 мм (б), 115 мм (в), 125 мм (г) и 155 мм (д)

Таблиця 3.2 – Формозміна металу при прокатці в чорнових закритих балкових калібрах з різною шириною стінки

№ зразків	Розміри поперечного перерізу смуги після прокатки				Д е ф о р м а ц і ї							
					стінка		полиця		відкритий фланець		закритий фланець	
	B, мм	H, мм	h _o , мм	h _з , мм	B/d, мм	η _d	ΔH, мм	η _H	Δh _o , мм	η _{h_o}	Δh _з , мм	η _{h_з}
Заг.		102,6	16,3	21,1								
1	65,0	84,7	30,1	27,1	2,36	2,371	17,9	1,211	13,8	0,542	6,0	0,779
2	75,0	85,8	30,9	27,4	2,73	2,371	16,8	1,196	14,6	0,528	6,3	0,770
3	85,0	86,7	31,4	27,8	3,10	2,371	15,9	1,184	15,1	0,519	6,7	0,759
4	95,0	86,2	31,0	27,7	3,45	2,371	16,5	1,190	14,7	0,526	6,6	0,762
5	105,0	85,8	30,8	27,5	3,82	2,371	16,8	1,196	14,5	0,529	6,4	0,767
6	115,0	85,4	30,4	27,5	4,18	2,371	17,2	1,201	14,1	0,536	6,4	0,767
7	125,0	83,9	29,3	27,1	4,55	2,371	18,7	1,223	13,0	0,556	6,0	0,779
8	155,0	80,6	27,1	26,0	5,64	2,371	22,0	1,273	10,8	0,601	4,9	0,812
9	185,0	78,9	26,6	24,8	6,73	2,371	23,7	1,300	10,3	0,613	3,7	0,851

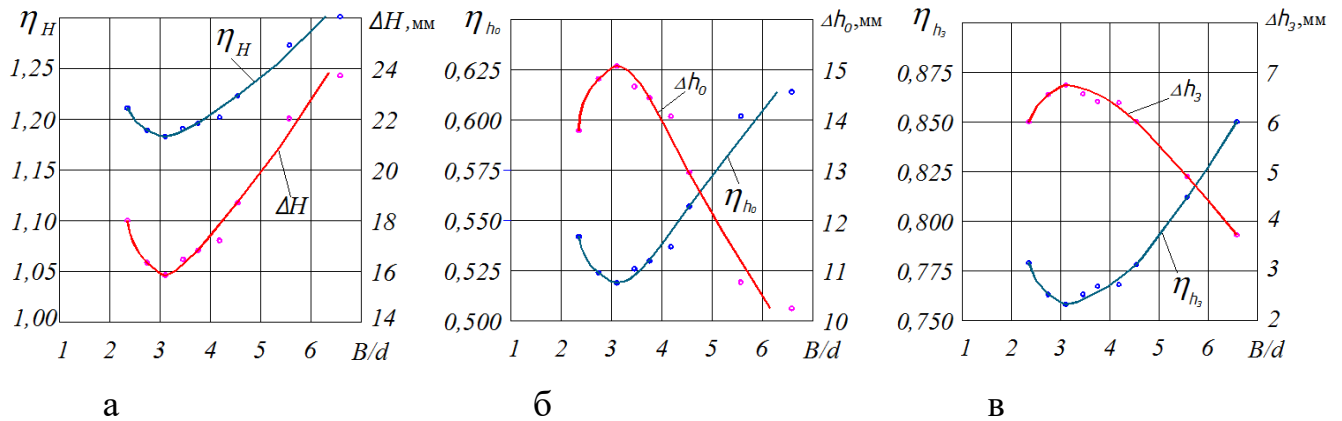


Рисунок 3.19 – Вплив ширини стінки (відношення B/d) на висотну деформацію полиць η_H и ΔH (а), відкритих η_{ho} и Δh_o (б) і закритих фланців η_{h3} и Δh_3 (в)

фланців в діапазоні $B/d = 2,36 \dots 3,10$ сприяють збільшене розширення металу при стисненні у вузькому осередку деформації на ділянці стінки, що активно обтискається, а також дія на метал ріжучих гребенів валків, які інтенсивно зміщують його в напрямку від осі калібру в бік фланців. Зменшення Δh_o і Δh_3 в міру збільшення ширини стінки в діапазоні $B/d = 3,10 \dots 6,73$ обумовлено зміною співвідношення маси фланців і стінки. Збільшення маси стінки, що активно обтискається, викликає підвищення витяжки профілю в цілому. В результаті фланці, що мають меншу масу, отримують додаткову витяжку, яка викликає зниження Δh_o і Δh_3 .

Аналіз графіків (рис. 3.19) показав, що залежності висотної деформації полиць і фланців від ширини стінки (відношення B/d) в закритому балковому калібрі описуються кубічними параболою з вершинами в точках $B/d = 3,10$, які виражаються наступними рівняннями:

$$\eta_H = -0,005(B/d)^3 + 0,079(B/d)^2 - 0,345(B/d) + 1,657 \quad (3.16)$$

$$\Delta H = -0,368(B/d)^3 + 5,483(B/d)^2 - 23,988(B/d) + 48,81 \quad (3.17)$$

$$\eta_{ho} = -0,005(B/d)^3 + 0,079(B/d)^2 - 0,339(B/d) + 0,974 \quad (3.18)$$

$$\Delta h_o = 0,299(B/d)^3 - 4,307(B/d)^2 + 18,370(B/d) - 9,510 \quad (3.19)$$

$$\eta_{h3} = -0,002(B/d)^3 + 0,034(B/d)^2 - 0,165(B/d) + 1,003 \quad (3.20)$$

$$\Delta h_3 = 0,074(B/d)^3 - 1,256(B/d)^2 + 5,963(B/d) - 2,050 \quad (3.21)$$

Встановлений за допомогою математичної моделі характер висотної деформації фланців залежно від ширини стінки співпадає з експериментальними дослідженнями плину металу в листових таврових елементах балкових калібрів [235].

При збільшенні ширини стінки істотно змінюється напружено-деформований стан металу не тільки за абсолютними значеннями напружень і деформацій, а й за характером їх розподілу в осередку деформації.

На рис. 3.20 і 3.21 наведені приклади розподілу еквівалентних напружень S за Мизесом в поперечних і поздовжніх перерізах профілю. Абсолютні значення напружень в поперечному перерізі профілю змінюються в широких межах: від +10 до +95 МПа. При цьому спостерігається загальна тенденція підвищення напружень при збільшенні ширини стінки. У відкритих і закритих фланцях рівень напружень в цілому нижче, ніж в стінці.

У вузьких калібрах при малій ширині стінки ($B/d < 3,45$) область найбільших напружень +75 МПа розташовується на стінці в об'ємах металу, що примикають до розрізних гребеней верхнього і нижнього рівчаків валків по всій їх ширині, і на бічних внутрішніх поверхнях відкритих і закритих фланців (рис. 3.20, а). По вертикалі напруження в стінці поступово зменшуються і біля її горизонтальній осі складають +25 ... + 35 МПа. На зовнішніх бічних поверхнях фланців і стінках напруження ще нижче + 15 ... + 25 МПа.

У широких калібрах ($B/d > 3,45$) максимальні напруження зростають до +95 МПа і локалізуються біля різальних гребенів в місцях сполучення

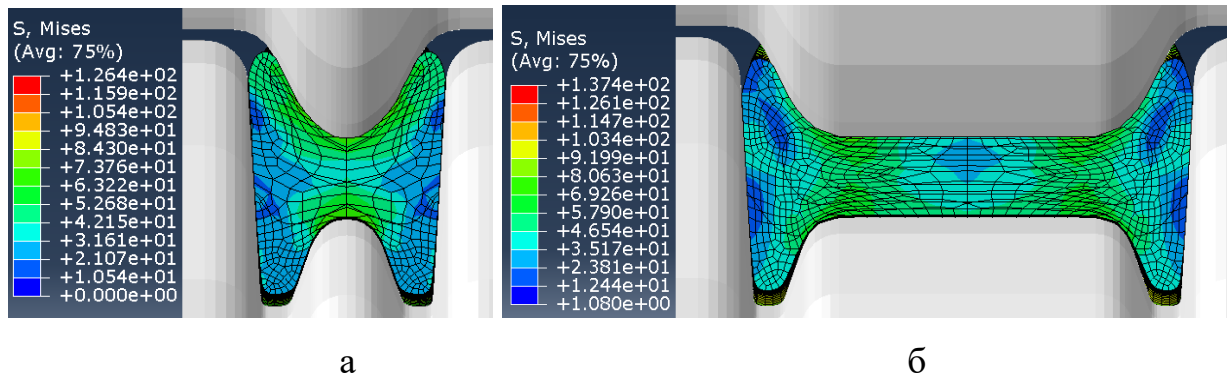


Рисунок 3.20 – Розподіл еквівалентних напружень S за Мизесом в поперечному перерізі профілю при ширині стінки 65 мм (а) и 155 мм (б)

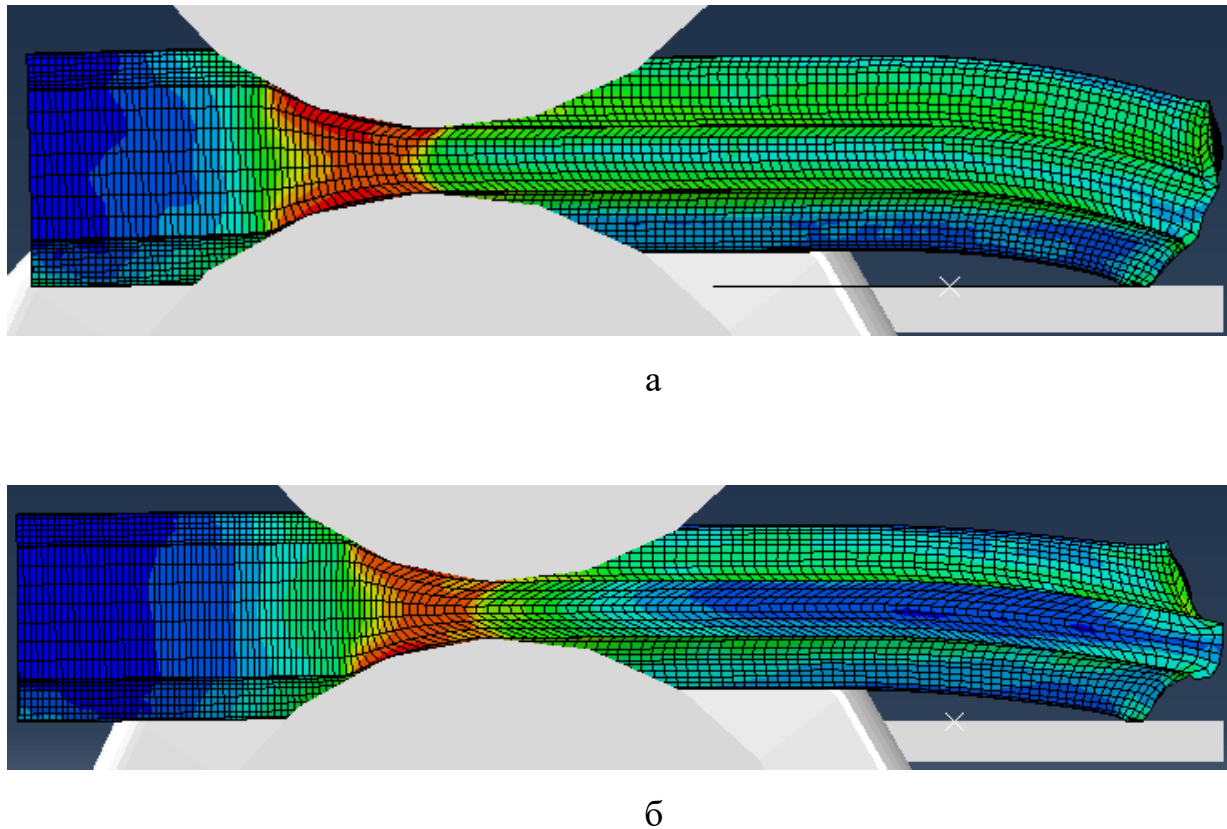


Рисунок 3.21 – Характер розподілу еквівалентних напружень S за Мизесом в поздовжньо-вертикальному перерізі профілю при ширині стінки 65 мм (а) и 155 мм (б)

стілки з фланцями (рис 3.20, б). У середній частині стінки і в зонах на її горизонтальній осі напруження в 1,5-2,0 рази менше, ніж біля гребенів.

Характер розподілу напружень в поздовжньому перерізі профілю обумовлений впливом на напружений стан металу нерівномірного розподілу обтиснення по ширині балкового калібру. В результаті на основні напруження накладаються додаткові напруження розтягнення або стиснення [236, 237]. У балковому калібрі за рахунок більшого обтиснення в стінці метал прагне набути більшої витяжки, ніж у фланцях. Оскільки смуга є жорстким тілом, то після виходу з осередку деформації стінка і фланці мають однакову витяжку і довжину. Внаслідок цього в стінці виникають додаткові напруження стиснення, а у фланцях – розтягнення, рівень яких визначається ступенем нерівномірності обтиснень по стінці і фланців профілю.

Наведений на рис. 3.21 розподіл напружень в поздовжньому перерізі профілю характерний для всіх балкових калібрів і їх вигляд практично не залежить від ширини стінки. Найбільші напруження стиснення $+126 \dots +141$ МПа мають місце в геометричному осередку деформації (менше значення при $B/d=2,36$, більше – при $B/d=6,73$), область яких з боку входу і виходу осередка деформації обмежена параболою, а осі збігаються з віссю прокатки, що проходить через середину стінки заготовки. Гілки парабол спрямовані в протилежні сторони (до жорстких кінців смуги). Відстань між вершинами парабол становить 0,60-0,75 від довжини осередку деформації на стінці заготовки. У позаконтактних зонах на вході і виході з геометричного осередку деформації напруження плавно зменшуються в напрямках до заднього і переднього жорстких кінців смуги до мінімальних значень $+10 \dots +25$ МПа. Протяжність позаконтактних зон для вузьких калібрів становить 0,4-0,5, а для широких 0,8-0,9 від довжини геометричного осередку деформації.

На рис. 3.22 і 3.23 приведено розподіл переміщень U_1 , U_2 в поперечних перерізах профілю при прокатці в калібрах з шириною стінки 65 і 155 мм.

У всіх перерізах уздовж горизонтальної осі метал плине в напрямках від вертикальної осі профілю до зовнішніх бічних граней калібру. У стінці профілю горизонтальні переміщення U_1 (рис. 3.22а і 3.23а) відбуваються, в основному, за рахунок розширення металу під впливом його прямого обтиснення по товщині і внаслідок розтягнення стінки різальними гребенями валків. У відкритих і закритих фланцях на ці переміщення накладаються ще й додаткові переміщення металу, пов'язані з боковим обтисненням фланців.

Збільшення ширини стінки впливає на характер розподілу горизонтальних переміщень металу. При мінімальній ширині стінки $B/d=2,36$ найбільші переміщення U_1 , рівні $+6,5$ мм, мають місце у відкритих фланцях і перехідних зонах на стику їх зі стінкою. У міру збільшення ширини стінки область максимальних переміщень від відкритих фланців зсувається в напрямку до стінки і при її максимальній ширині $B/d=6,73$ знаходиться в перехідних зонах сполучення фланців зі стінкою. При цьому максимальне значення переміщень U_1 становить $+14$ мм. Найменші горизонтальні переміщення металу спостерігаються в зонах, прилеглих до зовнішніх граней закритих фланців.

Аналіз розподілу вертикальних переміщень U_2 металу в поперечних перерізах профілю (рис. 3.22, б і 3.23, б) показує, що у всьому діапазоні зміни відношення B/d на ділянці стінки має місце симетрична відносно горизонтальної осі деформація металу. Максимальні вертикальні переміщення, що дорівнюють $18,85$ мм (половині сумарного обтиснення стінки), знаходяться на поверхнях контакту металу з верхнім і нижнім різальними гребенями валків. По товщині стінки переміщення U_2 плавно згасають до нуля, нейтральний переріз знаходиться на горизонтальній осі стінки. Залежно від ширини стінки переміщення U_2 на вільних поверхнях металу біля кінців відкритих фланців змінюються в межах від $-3,75$ до $-8,55$ мм, а у кінців закритих фланців від $+12,15$ до $+15,15$ мм.

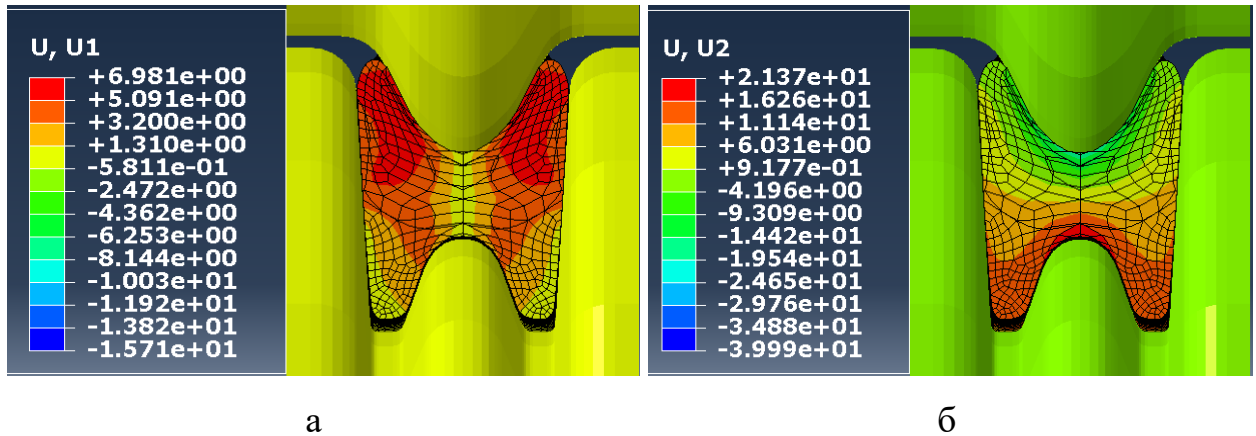


Рисунок 3.22 – Розподіл переміщень $U1$ (а) і $U2$ (б) в поперечному перерізі профілю при при ширині стінки 65 мм

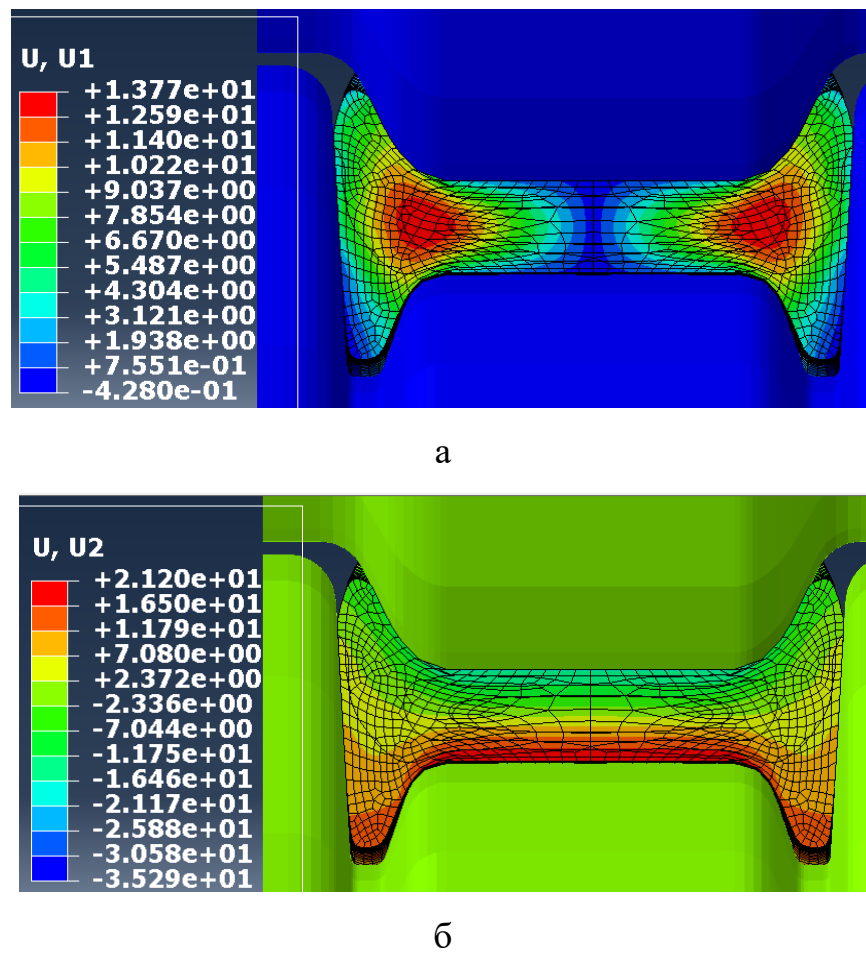


Рисунок 3.23 – Розподіл переміщень $U1$ (а) і $U2$ (б) в поперечному перерізі профілю при при ширині стінки 155 мм

Причому, з збільшенням ширини стінки вони спочатку зменшуються до свого мінімального значення, а потім знову зростають. Мінімальні значення переміщень U_2 знаходяться в калібрах з відношенням $B/d = 3,10$.

Асиметрія в переміщеннях U_2 на ділянках фланців пояснюється неоднаковим впливом на метал закритих і відкритих рівчаків балкового калібру. Незалежно від ширини стінки у всіх калібрах метал плине переважно в бік відкритих фланців. У всьому діапазоні зміни ширини стінки профілю характер розподілу горизонтальних і вертикальних переміщень металу якісно не змінюється. Змінюються лише їх числові значення.

Розподіл переміщень U_3 частинок металу в поздовжньо-вертикальному перерізі профілю не залежить від ширини стінки і однаковий як для вузьких, так і для широких калібрів (див. рис. 3.8).

Розподіл логарифмічних деформацій LE_{11} і LE_{22} в поперечному перерізі профілю уздовж вісей X і Y (рис. 3.24 і 3.25) вкрай нерівномірний і залежить від ширини стінки профілю. При малій ширині стінки ($B/d = 3,10$) характер розподілу LE_{11} описано в розділі 3.1.2., найбільші деформації мають місце в стінці, найменші – у фланцях (рис. 3.24, а). Зміна ширини стінки не впливає на знак деформацій LE_{11} . При будь-якому значенні B/d позитивні деформації LE_{11} зосереджені в стінці заготовки, негативні – в полиці. З ростом відношення B/d від 2,73 до 4,55 область максимальних позитивних деформацій LE_{11} (+ 0,55 ... + 0,59) спочатку розташовується по всій висоті стінки, поступово звужуючись при одночасному зміщенні вздовж вертикальної осі калібру до середини її товщини, а потім розповсюджується по всій ширині стінки. У зоні переходу полиці в стінку відбувається зміна знака LE_{11} на протилежний. При великій ширині стінки, більше ніж 4,55, найбільші деформації LE_{11} характерні для зовнішніх бічних поверхонь фланців, які складають -0,46 ... -0,59. Підвищені позитивні деформації LE_{11} з'являються в області переходу внутрішніх граней фланців в стінку,

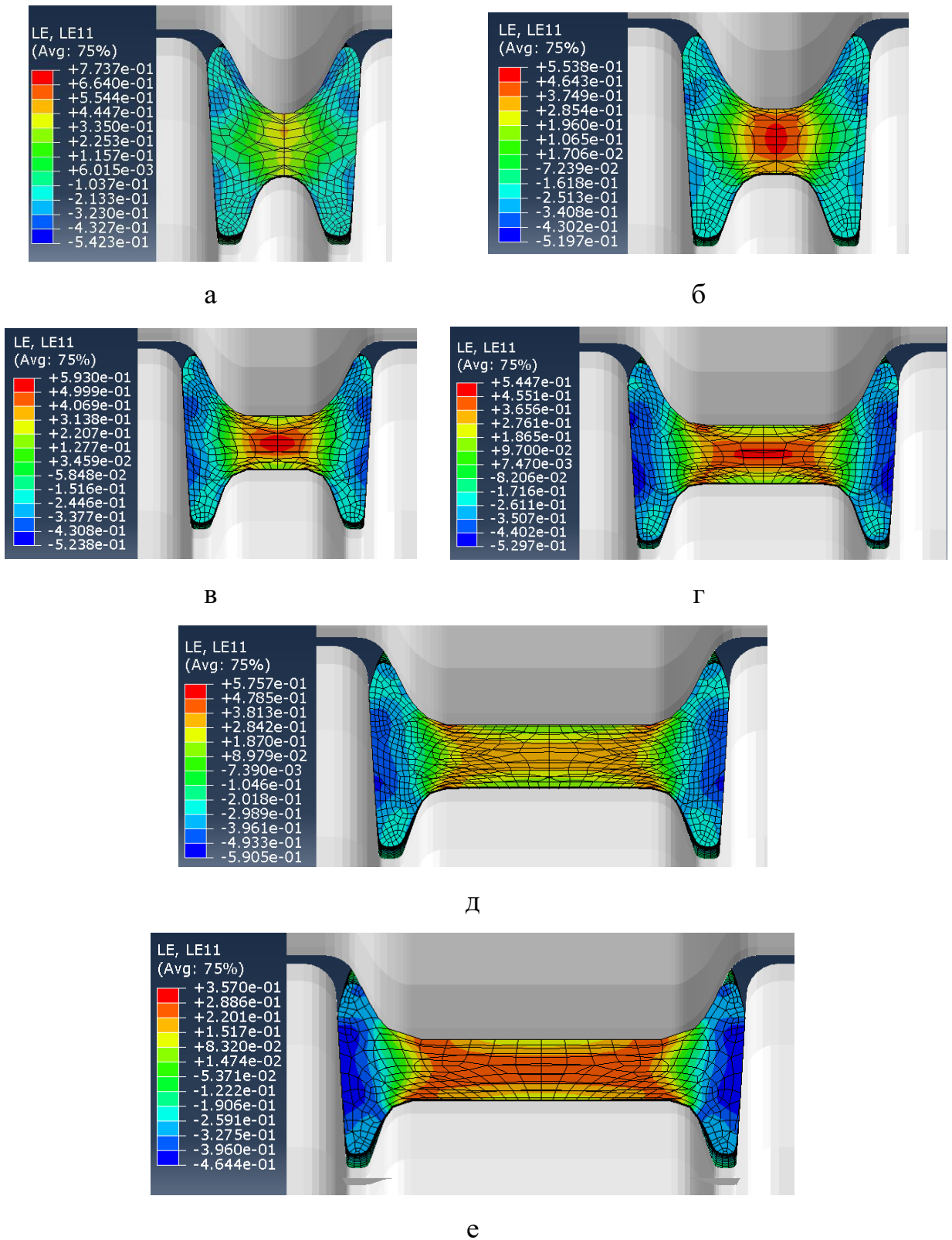


Рисунок 3.24 – Розподіл логарифмічних деформацій $LE11$ в поперечному перерізі профілю уздовж осі X при ширині стінки 65 мм (а), 75 мм (б), 85 мм (в), 125 мм (г), 155 мм (д) и 185 мм (е)

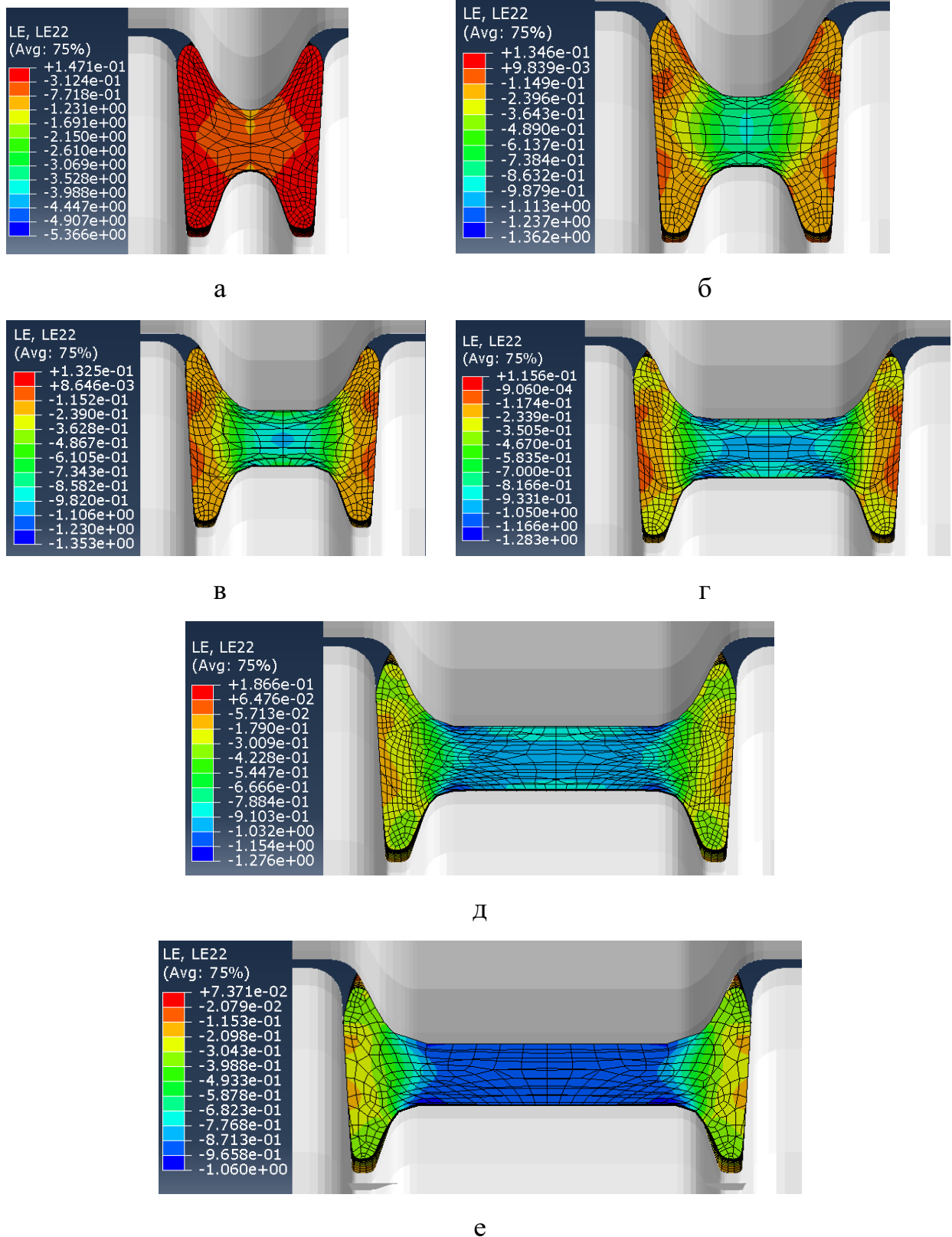


Рисунок 3.25 – Розподіл логарифмічних деформацій $LE22$ в поперечному перерізі профілю уздовж осі Y при ширині стінки 65 мм (а), 75 мм (б), 85 мм (в), 125 мм (г), 155 мм (д) и 185 мм (е)

приймаючи значення від $+0,37$ до $+0,48$. Однак зі збільшенням B/d , більше ніж $5,64$, деформації $LE11$ знижуються, що зменшує приріст висоти фланців.

Аналіз розподілу логарифмічних деформацій $LE22$ (рис. 3.25) показав, що зі збільшенням ширини стінки числові значення деформацій зменшуються. Деформації $LE22$ сягають максимуму в середній частині стінки. Зі зростанням відношення B/d область максимальних значень $LE22$, що змінюються в інтервалі від $-1,7$ до $-1,06$, розосереджується по всій частині стінки, що обтискається валками. У фланцях деформації $LE22$ в 3-4 рази менше, ніж в стінці, і змінюються від $-0,3$ до нуля. Мінімальні значення $LE22$ локалізуються на бічних зовнішніх гранях фланців в зонах, прилеглих до основи фланців, і складають в середньому $-0,115$.

Результати теоретичного дослідження показали, що збільшення ширини стінки спочатку підвищує приріст висоти фланців, а потім плавно знижує. Максимум приросту висоти фланців знаходиться при відношенні ширини до товщини стінки $B/d = 3,10$.

З вище сказаного випливає, що для отримання в промислових умовах двотаврів з високими фланцями чорнові закриті балкові калібри необхідно проектувати зі збереженням відношення B/d в межах від $2,5$ до $4,0$. При цих співвідношеннях має місце найбільший приріст висоти фланців. На підставі виконаних теоретичних розрахунків розроблені рекомендації (див. Додаток Г) відносно вибору раціональних деформаційних параметрів прокатки в чорнових закритих балкових калібрах.

3.2. Математичні моделі формозміни металу в чорнових закритих балкових калібрах

Виявлення загальних закономірностей і системних взаємодій між параметрами прокатки двотаврів в чорнових закритих балкових калібрах

здійснювали шляхом побудови математичної моделі формозміни металу у вигляді рівнянь регресії (апроксимуючих функцій), які наближено описують процес прокатки методом найменших квадратів [238, 239].

В основу математичної моделі покладено проведений вище багатofакторний теоретичний експеримент в динамічній постановці з варіюванням безрозмірних технологічних параметрів прокатки.

Результати теоретичних розрахунків висотної деформації полиць η_H і фланців η_{ho} , η_{hz} при зміні технологічних параметрів прокатки η_d , η_t , B/d і B/H представлені у вигляді табл. 3.4.

Таблиця 3.4 – Формозміна металу при прокатці в чорнових закритих балкових калібрах

№ п/п	d , мм	B , мм	H , мм	t , мм	η_d	η_t	η_H	η_{ho}	η_{hz}	B/d	B/H
1	47,5	65,0	94,0	17,775	1,373	1,000	1,091	0,762	0,841	1,37	0,69
2	37,5	65,0	89,0	17,200	1,739	1,022	1,153	0,637	0,815	1,73	0,73
3	27,5	65,0	84,7	15,725	2,371	1,118	1,211	0,542	0,779	2,36	0,77
4	27,5	65,0	84,7	15,565	2,371	1,102	1,211	0,542	0,779	2,36	0,77
5	27,5	65,0	82,6	14,065	2,371	1,195	1,242	0,547	0,834	2,36	0,79
6	27,5	65,0	79,5	12,565	2,371	1,305	1,291	0,566	0,909	2,36	0,82
7	27,5	65,0	84,7	15,700	2,371	1,119	1,211	0,542	0,779	2,36	0,77
8	27,5	75,0	85,8	15,700	2,371	1,125	1,196	0,528	0,770	2,73	0,87
9	27,5	85,0	86,7	15,550	2,371	1,130	1,184	0,519	0,759	3,10	0,98
10	27,5	95,0	86,2	15,550	2,371	1,125	1,190	0,526	0,762	3,45	1,10
11	27,5	105,0	85,8	15,615	2,371	1,124	1,196	0,529	0,767	3,82	1,22
12	27,5	115,0	85,4	15,725	2,371	1,118	1,201	0,536	0,767	4,18	1,35
13	27,5	125,0	83,9	15,875	2,371	1,107	1,223	0,556	0,779	4,55	1,49
14	27,5	155,0	80,6	16,000	2,371	1,098	1,273	0,601	0,812	5,64	1,92
15	27,5	185,0	78,9	15,625	2,371	1,095	1,300	0,613	0,851	6,73	2,34

Межі варіювання безрозмірних параметрів прокатки, що активно впливають на висотну деформацію полиць і фланців, обмежені границями: $1,373 \leq \eta_d \leq 2,371$, $1,000 \leq \eta_t \leq 1,305$, $1,37 \leq B/d \leq 6,73$ і $0,69 \leq B/H \leq 2,34$.

На підставі результатів теоретичного експерименту за допомогою методу кореляційно-регресійного аналізу були отримані емпіричні залежності процесу прокатки двотаврів в чорнових калібрах, що враховують вплив бічного обтиснення фланців, обтиснення стінки і її ширини на зміну висоти фланців:

$$\eta_H = 0,3437 + 0,2671 \cdot \eta_d + 0,2117 \cdot \eta_t - 0,2365 \cdot B/d + 0,7231 B/H$$

$$(R=0,99; \sigma = 0,05) \quad (3.22)$$

$$\eta_{ho} = 0,7300 - 0,1151 \cdot \eta_d + 0,0572 \cdot \eta_t - 0,1341 \cdot B/d + 0,4290 \cdot B/H$$

$$(R=0,98; \sigma = 0,06) \quad (3.23)$$

$$\eta_{hz} = 0,1229 + 0,0403 \cdot \eta_d + 0,5085 \cdot \eta_t - 0,2139 \cdot B/d + 0,6476 \cdot B/H$$

$$(R=0,99; \sigma = 0,04) \quad (3.24)$$

Визначення надійності моделей (3.22)-(3.24) проводилось методами математичної статистики за допомогою пакету Excel.

Перевірка на адекватність рівнянь регресії (3.22)-(3.24) виконувалась у наступному порядку:

1. Перевірка на адекватність рівнянь регресії за допомогою F-критерію Фішера [239]:

а) для коефіцієнта висотної деформації полиці η_H :

$\alpha = 0,05$; $n = 15$; $k = 4$; $\hat{S}_y = 0,0072$; $F_{розр} = 0,0054$; $F_{крит} = 3,48$, тобто $F_{розр} = 0,0054 < F_{крит} = 3,48$, де α – рівень значущості, n – кількість дослідів в експерименті, k – кількість вивчаємих факторів, $\hat{S}_y$ – загальна дисперсія. Отримане рівняння адекватне.

б) для коефіцієнта висотної деформації відкритого фланця η_{ho} :

$\alpha = 0,05$; $n=15$; $k=4$; $\hat{S}_y = 0,0143$; $F_{розр} = 0,015$; $F_{крит} = 3,48$, тобто $F_{розр} = 0,015 < F_{крит} = 3,48$. Таким чином, математична модель адекватна.

в) для коефіцієнта висотної деформації закритого фланця $\eta_{hз}$:

$\alpha = 0,05$; $n=15$; $k=4$; $\hat{S}_y = 0,0038$; $F_{розр} = 0,002$; $F_{крит} = 3,48$, тобто $F_{розр} = 0,002 < F_{крит} = 3,48$. Отже, рівняння адекватне.

Порівняння отриманих значень статистичних параметрів з табличними значеннями [239] показало, що залежності (3.22) – (3.24) адекватні.

2. Перевірка значущості коефіцієнта детермінації R^2 за допомогою F-критерію Фішера [239]:

а) для коефіцієнта висотної деформації полиці η_H :

$\alpha = 0,05$; $p=5$; $R^2 = 0,987$, де p – коефіцієнт кореляції рангів Спірмена, R^2 – коефіцієнт детермінації, що визначається як квадрат коефіцієнту кореляції;

$$F_{розр} = \frac{R^2}{1-R^2} \cdot \frac{n-p}{p} = 148,22 > F_{крит} = F(\alpha, n-p, p) = 3,48.$$

Коефіцієнт детермінації значущий.

б) для коефіцієнта висотної деформації відкритого фланця η_{ho} :

$$\alpha = 0,05; \quad p=5; \quad R^2 = 0,964.$$

$$F_{розр} = \frac{R^2}{1-R^2} \cdot \frac{n-p}{p} = 53,20 > F_{крит} = F(\alpha, n-p, p) = 3,48. \quad \text{Коефіцієнт}$$

детермінації значущий.

в) для коефіцієнта висотної деформації закритого фланця $\eta_{hз}$:

$$\alpha = 0,05; \quad p=5; \quad R^2 = 0,95.$$

$$F_{розр} = \frac{R^2}{1-R^2} \cdot \frac{n-p}{p} = 352,48 > F_{крит} = F(\alpha, n-p, p) = 3,48. \quad \text{Коефіцієнт}$$

детермінації значущий.

3. Перевірка значущості коефіцієнта множинної кореляції за допомогою t-критерію Стьюдента [239]:

а) для коефіцієнта висотної деформації полиці η_H :

$$\alpha = 0,05; \quad R = 0,993. \quad t_{розр} = \frac{R \cdot \sqrt{n-p}}{\sqrt{1-R}} = 38,43 > t_{крит} = t\left(\frac{\alpha}{2}, n-p\right) = 2,145.$$

Коефіцієнт множинної кореляції значущий.

б) для коефіцієнта висотної деформації відкритого фланця η_{ho} :

$$\alpha = 0,05; \quad R = 0,982. \quad t_{розр} = \frac{R \cdot \sqrt{n-p}}{\sqrt{1-R}} = 22,96 > t_{крит} = t\left(\frac{\alpha}{2}, n-p\right) = 2,145.$$

Коефіцієнт множинної кореляції значущий.

в) для коефіцієнта висотної деформації закритого фланця η_{hz} :

$$\alpha = 0,05; \quad R = 0,997. \quad t_{розр} = \frac{R \cdot \sqrt{n-p}}{\sqrt{1-R}} = 59,33 > t_{крит} = t\left(\frac{\alpha}{2}, n-p\right) = 2,145.$$

Коефіцієнт множинної кореляції значущий.

Отримані регресійні рівняння дозволяють у виробничих умовах оперативно визначати раціональні співвідношення елементів чорнових двотаврових калібрів. Залежності (3.22)-(3.24) використано у 2012 р. на ПАТ «АМК» при розробці рекомендацій з удосконалення робочих калібрувань двотавру №14 та розробки універсального калібрування двотаврів №16 і №18, про що складено відповідний акт (додаток Е).

Висновки до розділу

1. На основі чисельного моделювання методом скінченних елементів вперше встановлені закономірності формозміни металу в чорнових закритих балкових калібрах з відношенням товщини стінки до висоти розкату у межах від 0,2 до 0,4, що дозволило отримати залежності висотної деформації полиць і фланців від основних технологічних факторів прокатки: розподілу обтиснень по елементах заготовки і ширини її стінки.

2. За допомогою методу скінченних елементів встановлено, що збільшення обтиснення стінки η_d в межах від 1,373 до 2,371 призводить до зростання приросту висоти відкритих фланців Δh_o у 2,7 рази, а закритих фланців Δh_z – в 1,5 рази.

Збільшення бічного обтиснення фланців з 1,102 до 1,305 призводить до зменшення приросту висоти фланців і підвищеній утяжці полиць двотаврового профілю. Інтенсивність зменшення приросту висоти закритих фланців більша, ніж відкритих: абсолютний приріст висоти закритих фланців Δh_z зменшується в 2,9 рази, а відкритих фланців Δh_o – в 1,1 рази. При η_t більш 1,305 має місце якісна зміна висотної деформації фланців – замість збільшення висоти фланців відбувається їх утяжка.

У всьому діапазоні зміни відношення B/d від 2,36 до 6,73 має місце первісне збільшення загальної висоти полиць і фланців, а далі їх зменшення. Прирости висоти відкритих Δh_o і закритих Δh_z фланців спочатку зростають на 8,6% і 10,4% відповідно в діапазоні B/d від 2,36 до 3,10, при подальшому збільшенні B/d до значення 6,73 плавно зменшуються до 46,6% і 81%. Максимум приросту фланців Δh_o і Δh_z і мінімум утяжки полиць знаходяться при $B/d = 3,10$.

3. Визначено значення граничних параметрів прокатки двотаврових профілів в чорнових балкових калібрах: коефіцієнт обтиснення стінки по

товщині η_d повинен приймати максимально можливе значення в межах η_d від 2,0 до 2,4; коефіцієнт бічної деформації фланців η_t знаходиться в межах η_t від 1,1 до 1,2; ширина різальних гребенів валків є раціональною при відношенні ширини стінки до її товщині $B/d = 3,10$. Для отримання в промислових умовах двотаврів з високими фланцями чорнові закриті балкові калібри необхідно проектувати зі збереженням відношення B/d в межах від 2,5 до 4,0.

4. Розроблено математичні моделі розрахунку інтегральних характеристик формозміни металу в чорнових закритих балкових калібрах, що враховують вплив прямого обтиснення стінки, бічного обтиснення фланців і ширини стінки на висотну деформацію фланців. Математичні моделі формозміни металу представлені у вигляді рівнянь регресії, що наближено описують процес прокатки методом найменших квадратів, в основу яких покладено багатофакторний теоретичний експеримент в динамічній постановці з варіюванням безрозмірних технологічних параметрів прокатки в межах $1,373 \leq \eta_d \leq 2,371$, $1,000 \leq \eta_t \leq 1,305$, $1,37 \leq B/d \leq 6,73$ і $0,69 \leq B/H \leq 2,34$. Рекомендується застосувати математичні моделі в промислових умовах при розробці робочих калібрувань валків для виробництва двотаврових профілів підвищеної точності.

4 ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ФОРМОЗМІНИ МЕТАЛУ В ЧОРНОВИХ БАЛКОВИХ КАЛІБРАХ

4.1 Експериментальні дослідження формозміни металу у чорнових закритих балкових калібрах

Метою проведення експериментальних досліджень є визначення основних закономірностей формозміни металу в чорнових закритих балкових калібрах і перевірка адекватності розроблених у розділі 3 математичних моделей.

Експериментальне дослідження, як і теоретичне, проводили на моделі чорнового закритого калібру для двотавра №16, що катається на крупносортному стані 650 ПрАТ «МК «Азовсталь». Цей калібр має відношення d/H , яке дорівнює 0,3, і становить область недостатньо досліджених у цей час чорнових закритих балкових калібрів. Тому він був обраний у якості базового для експериментальних і теоретичних досліджень.

Фізичне моделювання процесу прокатки здійснювали на складених свинцевих зразках з координатними сітками (рис. 4.1, а) [221-222]. Розміри вихідних зразків і балкового калібру наведені на рис. 2.6. Методика експериментального дослідження викладена в розділі 2.4. За результатами вимірювання на катаних зразках (рис. 4.1, б) координат вузлів перекручених координатних сіток визначали числові значення найбільших логарифмічних деформацій e_1 та e_2 по перерізу заготовки і встановлювали характер плину металу в осередку деформації. Для полегшення візуальної оцінки характеру плину металу на поперечному перерізі зразка наведені скривлення характерних горизонтальних ліній I, II, II' III, IV', IV й V, які були попередньо позначені на координатній сітці вихідної заготовки.

На рис. 4.2 зображені криві розподілу головних компонентів деформації $e_{1,2}$ в досліджуваному поперечному перерізі профілю і схеми

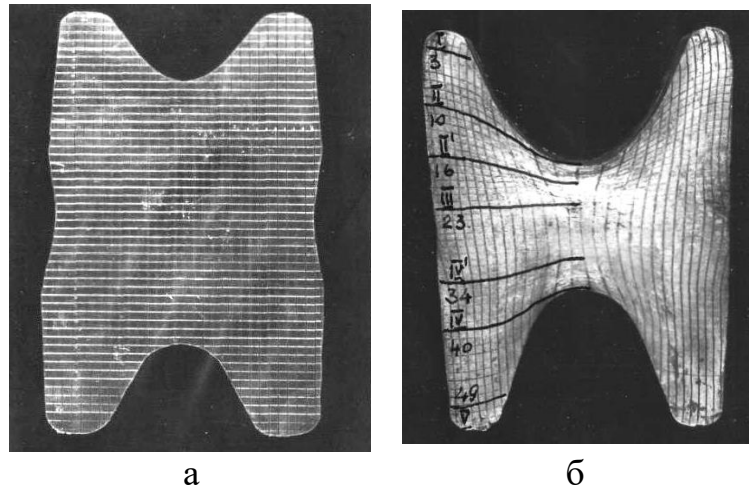
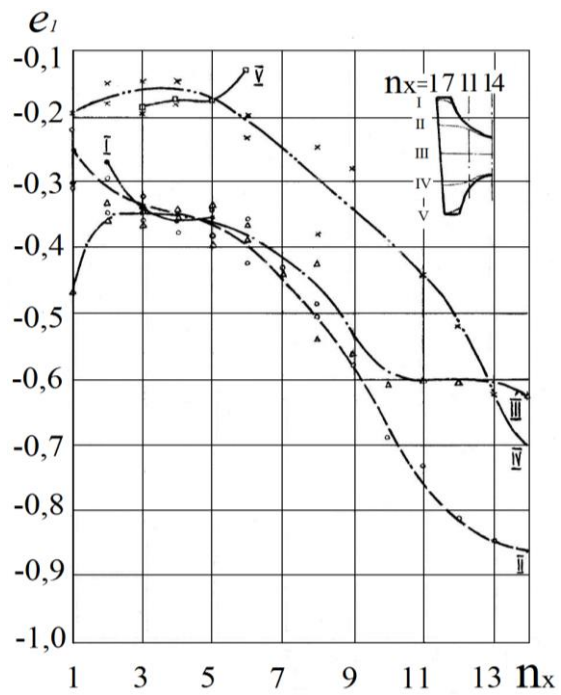
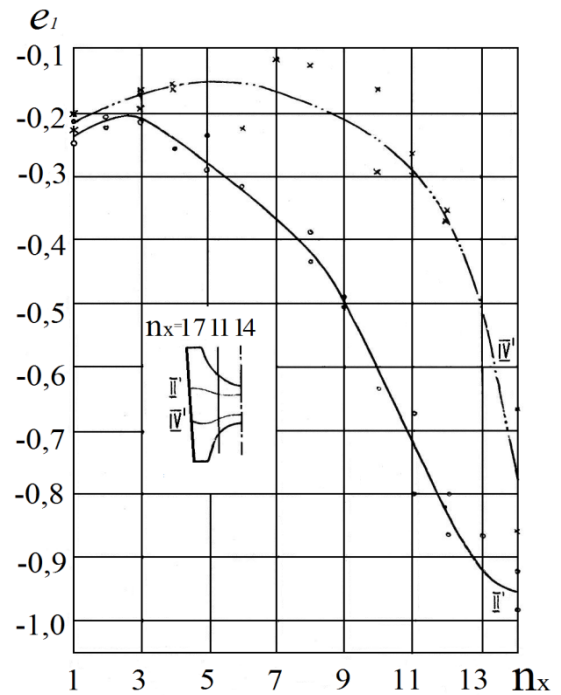


Рисунок 4.1 – Вихідна (а) і деформована (б) сітки, отримані при прокатці заготовки в закритому балковому калібрі

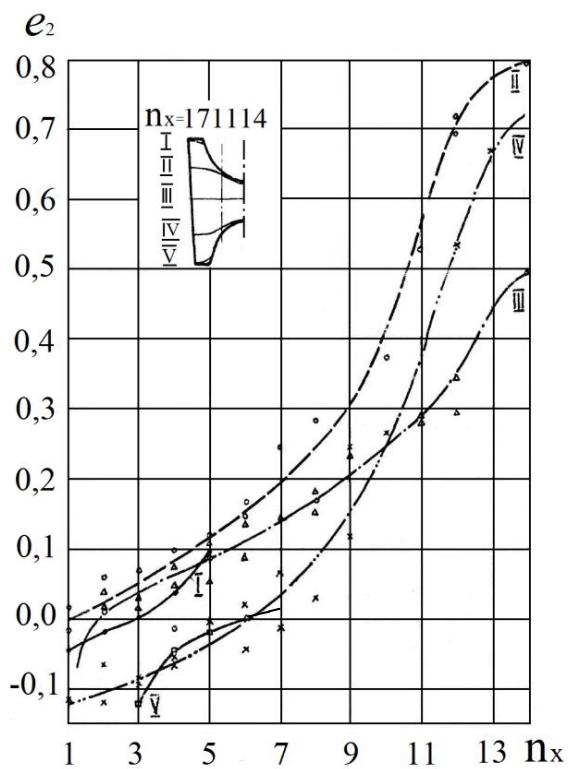
розташування в ньому характерних точок (по ширині осередок деформації розділених на 14 рівновіддалених вертикальних перерізів n_x). У результаті аналізу цих кривих були зроблені такі висновки. Заготовка по всьому перерізу у вертикальному напрямку підпадає під дію стискаючих напружень. Про це свідчить головна компонента деформації e_1 , що у цьому випадку має негативне значення. Її максимум за модулем має місце поблизу вертикальної осі симетрії перерізу $n_x = 14$ (див. рис. 4.2, а, б, криві II, IV, II' і IV') в області зіткнення гребенів валків зі стінкою заготовки і прилягаючих до них зон, при цьому деформація з боку верхнього валка більша, ніж нижнього. По ширині профілю e_1 плавно зменшується від $-0,865$ при $n_x = 14$ до $-0,25 \dots -0,335$ при $n_x = 1 \dots 3$. Різний характер мають криві для точок перерізу, що розташовані у закритій частині калібру (криві III – V). Мінімум e_1 перебуває біля середини товщини закритого фланця та по його краю, становлячи при цьому $e_1 = -0,15 \dots -0,18$ (див. рис. 4.2 а, криві IV, V). Далі спостерігається зростання e_1 до зовнішньої грані фланця, що пов'язано з активною дією контактних сил тертя на зовнішній поверхні полиці.



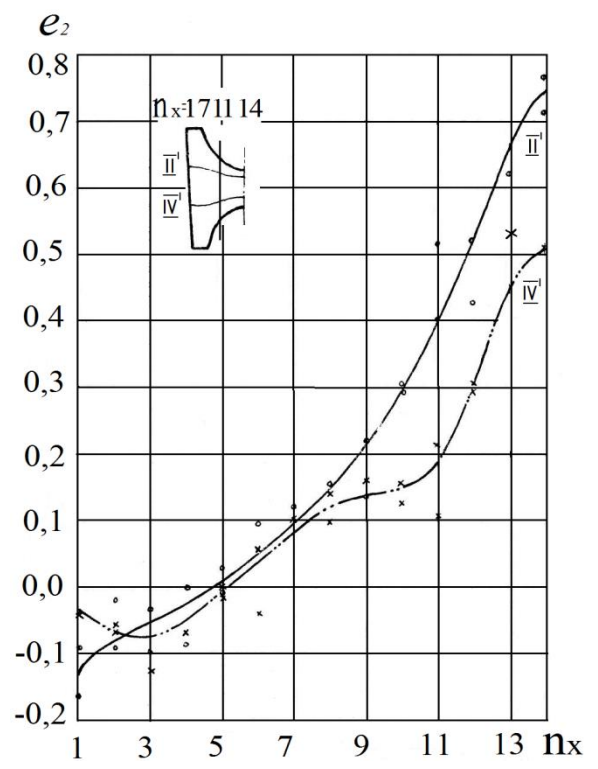
а



б



в



г

Рисунок 4.2 – Розподіл головних компонентів деформацій $e_{1,2}$ по перерізу двотаврового профілю: а, б – у вертикальному напрямку; в, г – у горизонтальному напрямку

Аналіз деформації e_1 по висоті калібру показує, що у фланцевій області перерізу ($n_x = 5 \dots 11$) максимальне значення e_1 належить кривій II, що відповідає основі відкритого фланця, і становить $e_1 = -0,76$. У напрямку до краю закритого фланця по висоті профілю спостерігається зниження головного компонента деформації e_1 до мінімального значення $e_1 = -0,13$ (див. рис. 4.2 а, б, криві лінії V, IV, IV'). У стінці ($n_x = 11 \dots 14$) максимальні значення $e_1 = -0,95$ відповідають лінії II', поступово зменшуючись для кривих II, IV', IV, III (див. рис. 4.2 а, б). Проміжні значення деформації e_1 у полиці відповідають підфланцевій області, розташованій між основами відкритого й закритого фланців $n_x = 3 \dots 7$ (див. рис. 4.2 а, криві II і III), і краю відкритого фланця, де приймають значення $e_1 = -0,36$ (див. рис. 4.2 а, крива I).

На рис. 4.3 в, г показаний розподіл головної компоненти деформації e_2 по ширині в перерізі профілю. У результаті аналізу кривих e_2 визначено, що деформація у горизонтальному напрямку міняє знак. Так, область негативних значень e_2 (стиск) відповідає закритому фланцю (криві IV, IV', V) і прилягаючим до зовнішніх граней полиць областям металу (криві I, II', III) відкритого фланця, тобто характерна для зон з відносно малою деформацією, в яких відбувається утяжка.

Область позитивних значень e_2 розташовується у відкритому фланці й у стінці. В області позитивних значень e_2 за модулем значно перевищує всі величини e_2 з негативним знаком. Приміром, для кривих II, IV, II', IV' (див. рис. 4.2 в, г) найбільша деформація розтягнення ($e_2 = +0,8 \dots +0,52$) характерна для області зіткнення гребенів валків з стінкою заготовки й прилягаючих до них зон, а мінімальна за числовим значенням деформація стискання $e_2 = -0,15$ відповідає зовнішній грані полиці. Така обставина становить інтерес через наявність найбільшої нерівномірності деформацій при прокатці в розрізному калібрі.

Максимальне значення e_2 має місце на вертикальній осі симетрії калібру. По ширині калібру від середини до зовнішньої грані полиці деформація e_2 зменшується (див. рис. 4.2 в, г). Мінімальні значення e_2 відповідають області поблизу зовнішньої грані полиці та області краю закритого фланця.

По висоті профілю зміна e_2 носить такий характер. Максимальні значення e_2 при $n_x = 12 \dots 14$ (у стінці) відповідають кривій II, мінімальні – кривій IV'. Таким чином, спостерігається зменшення деформації e_2 по товщині стінки від гребенів до осі симетрії. При цьому максимум відповідає точкам металу поблизу відкритого гребеня. Що стосується області металу поблизу закритого гребеня, то там значення e_2 нижче. У фланцевій області заготовки $n_x = 1 \dots 8$ максимальні значення e_2 належать кривій II, а також середині товщини стінки (крива III) і краю відкритого фланця (крива II). Мінімальні значення по висоті належать кривим IV, V (область металу поблизу закритого гребеня й по краю закритого фланця відповідно).

Слід зазначити, що при прокатці в закритому розрізному калібрі деформації e_1 в стінці при $n_x = 11 \dots 14$ порівнянні за модулем з деформаціями e_2 (абсолютні значення їх приблизно однакові). Даний факт говорить про перевищення розширення за рахунок поперечного розтягнення стінки. Крім того, різниця деформацій $|e_1| - |e_2|$ зростає до середини товщини стінки. Таким чином, максимальне розширення спостерігається в приконттактних шарах металу, мінімальне – на середині товщини стінки.

Значення e_1 в зоні осі симетрії поблизу гребенів трохи більше, ніж у шарів металу, розташованих між серединою по товщині стінки й гребенями. Це свідчить про наявність зони ускладненої деформації над гребенями. Значення e_1 при $n_x = 1 \dots 6$, де e_2 має негативні значення, становить $e_1 = -0,15 \dots -0,39$, а їм відповідає $e_2 = 0 \dots -0,13$. Як було вже зазначено,

знак «мінус» відповідає областям з найбільшою деформацією стиску. Тому, можна стверджувати, що причиною появи негативного знаку деформації e_2 є стиснення у напрямку вертикальної осі.

На основі раніше визначених у площині виміру головних компонентів деформації e_1 й e_2 (4.1) і (4.2) обчислювали інтенсивність деформацій зрушення Γ_k по формулі, що враховує умову нестисливості [219-220]:

$$\Gamma_k = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{e_1^2 + e_2^2 + e_1 e_2}. \quad (4.1)$$

Розподіл інтенсивності деформацій зрушення Γ_k по перерізу смуги зображений на рис. 4.3.

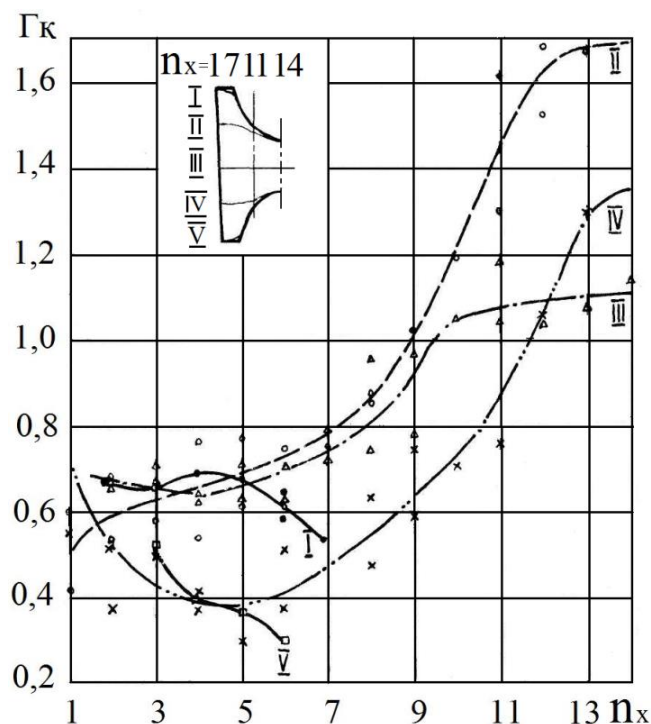


Рисунок 4.3 – Розподіл інтенсивності деформацій зрушення Γ_k по перерізу двотаврової заготовки

Інтенсивність деформацій зрушення є максимальною при $n_x = 12 \dots 14$ поблизу осі симетрії заготовки (див. рис. 4.3, криві II, IV, III). При віддаленні по ширині калібру від осі симетрії до зовнішньої поверхні полиці значення Γ_k зменшується і при $n_x = 4 \dots 6$ сягає мінімального значення. У стінці заготовки для шарів металу, розташованих поблизу відкритого гребеня, при $n_x = 14$ величина Γ_k досягає максимума й становить $\Gamma_k = 1,6$, що більше, ніж у закритого гребеня, на 24%.

У фланцевих областях більші значення інтенсивності деформацій зрушення відповідають шарам металу, що прилягають до гребенів (див. рис. 4.3, криві II, IV). Найменші значення параметра Γ_k розташовуються по краях відкритого й закритого фланців, причому мінімум спостерігається по краю закритого фланця і дорівнює $\Gamma_k = 0,3$.

Як відомо, інтенсивність деформацій зрушення Γ_k характеризує фізичний стан металу в осередку деформації та визначає питому роботу формозміни, тому її підвищеному значенню уздовж контуру відкритого гребеня відповідає більша робота формозміни, ніж уздовж контуру закритого гребеня. Це виражається підвищеним обтисненням верхнього гребеня в порівнянні з закритим. Більше роботи витрачається на формозміну гребенями при деформації фланців по товщині. При цьому в області відкритого гребеня спостерігається випередження металу, тобто більш великі швидкості плину.

По висоті полиці значення Γ_k зменшується від середини до краю відкритого фланця. Таким чином, інтенсивність деформацій зрушення нерівномірна по перерізу смуги.

Похибка обчислення параметрів деформації містить у собі похибку нанесення сітки $\sigma_{н. с.}$ і похибку виміру $\sigma_{вим.}$. Оцінювання точності нанесення координатної сітки проводилося на основі даних, отриманих у результаті багаторазового виміру розмірів осередків сітки в поздовжньому й

поперечному напрямках інструментальним мікроскопом УІМ-21 з точністю $\pm 0,001$ мм.

Обробка отриманих даних методами математичної статистики [225-227] показала, що розподіл двох типів похибок відповідає нормальному закону розподілу. Середньоквадратичне відхилення нанесення сітки склало $\sigma_{н.с.} = 0,0254$ мм (2,54%), Отже, з імовірністю $\alpha = 0,95$ довірчий інтервал вихідної бази сітки дорівнює $2 \pm 0,0508$ мм. Середньоквадратичне відхилення вимірів прийняло значення $\sigma_{вим} = 0,0015$ мм [222].

Таким чином, імовірна відносна похибка в обчисленні деформацій не перевищує 2,55%.

У результаті експериментальних досліджень визначені інтегральні характеристики формозміни. Приріст висоти відкритих Δh_o і закритих Δh_z фланців склав 12,6 і 8 мм відповідно, утяжка висоти полиці ΔH дорівнює 17,1 мм. Приріст висоти закритих фланців в 1,6 рази менше, ніж відкритих. Такий характер плину металу в балковому калібрі підтверджений теоретичними дослідженнями розділу 3 і пояснюється осаджувальною дією закритих рівчаків калібру на метал.

4.2 Зіставлення результатів чисельного моделювання з експериментальними даними

Чисельне моделювання формозміни заготовки в чорновому закритому балковому калібрі і визначення напружено-деформованого стану металу в осередку деформації виконані методом скінченних елементів зі застосуванням програмного комплексу SIMULIA/ABAQUS (версія ABAQUS Student Edition, вільно розповсюджувана компанією ТЕСИС (www.tesis.com.ru)). Результати чисельного моделювання викладені в розділі 3 з докладним описом плину металу в базовому калібрі, де на рис. 3.5 – 3.10 наочно показано розподіл переміщень у горизонтальному U_1 , вертикальному

$U2$ і поздовжньому $U3$ напрямках, логарифмічних деформацій $LE11$ й $LE22$, еквівалентних напружень S за Мізесом.

За допомогою математичного моделювання встановлено інтегральні характеристики формозміни. Приріст висоти відкритих Δh_o і закритих Δh_z фланців склав 13,8 і 6,0 мм відповідно, загальна утяжка висоти ΔH профілю дорівнює 17,9 мм. Приріст висоти закритих фланців в 2,3 рази менше, ніж відкритих.

Розміри поперечного перерізу смуги після прокатки, отримані в результаті теоретичного розрахунку і на експериментальному зразку, наведені на рис. 4.4.

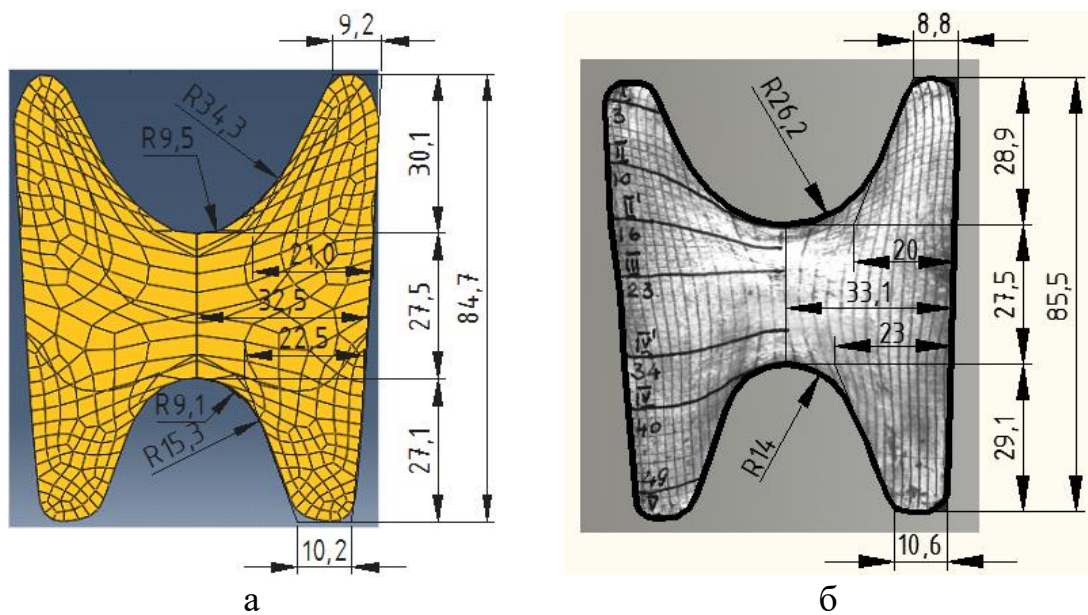


Рисунок 4.4 – Розміри поперечного перерізу смуги після прокатки: теоретичний розрахунок (а), експериментальний зразок (б)

Порівняльний аналіз інтегральних характеристик формозміни металу двох досліджень показав незначну розбіжність у величині приросту висоти фланців і полиці профілю. Розходження в абсолютних значеннях приросту висоти відкритого й закритого фланців склало 8,7% й 25 % відповідно. Розбіжність в утяжці загальної висоти профілю склала 5 %. Чисельно різниця

в збільшенні висоти відкритого фланця дорівнює 1,2 мм, закритого 2,0 мм, а загальної висоти профілю 0,9 мм.

Для більш детального зіставлення результатів чисельного моделювання з експериментальними даними і підтвердження адекватності розроблених вище математичних моделей з використанням МСЕ був зроблений розрахунок головних компонентів деформації $LE11$ й $LE22$ у досліджуваному поперечному перерізі двотаврової заготовки для характерних точок всіх рівновіддалених вертикальних перерізів n_x . Результати цього розрахунку наведені на рис. 4.5. Варто звернути увагу на те, що у програмному комплексі SIMULIA/ABAQUS головні компоненти деформації у вертикальному напрямку e_1 позначаються як $LE22$, а в горизонтальному напрямку e_2 як $LE11$.

Аналіз графіків головних компонентів деформації у вертикальному напрямку $LE22$ (див. рис. 4.5 а, б) показав, що, у силу негативного знака по всьому перерізу розглянутих деформацій, у стінці й в області основ обох фланців за чисельним значенням $LE22$ (криві II, II', III, IV, IV') носять спадаючий характер, однак по модулю значення даних деформацій підвищуються. Навпаки, біля краю обох фланців з наближенням до гребенів валків для залежностей $LE22$ (криві I, V) характерне є зростання функції при зменшенні її значень по модулю. Це пояснюється тим, що у вертикальному напрямку метал по всьому перерізу підпадає під деформацію стиснення, що найбільш інтенсивна в області зіткнення з гребенями валків.

Протилежну картину являють собою графіки головної компоненти деформації $LE11$ (див. рис. 4.5 в, г) уздовж ширини перерізу заготовки. У цьому випадку розподіл величини $LE11$ (за винятком зон біля краю відкритого й закритого фланців) міняє знак з негативного на позитивний при характерному зростанні функцій (криві II, II', III, IV, IV'). Спадання кривих I і V при негативних значеннях $LE11$ говорять про деформації стиснення металу біля країв фланців з більшою інтенсивністю для відкритого фланця.

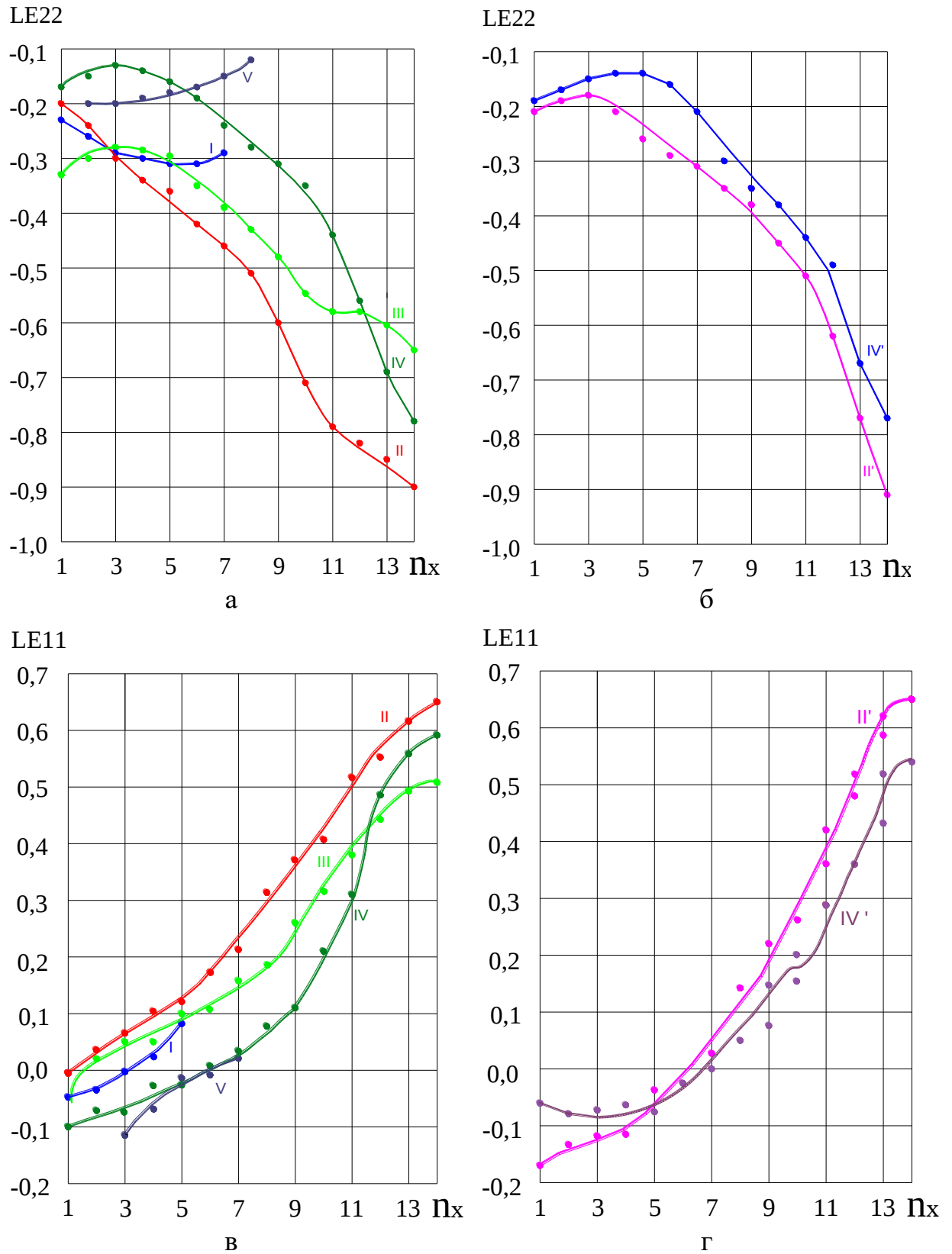


Рисунок 4.5 – Розподіл головних компонентів деформацій LE11 й LE22 по перерізуу профілю, отриманих в результаті чисельного моделювання: а, б – у вертикальному напрямку; в, г – у горизонтальному напрямку

З рисунків 4.2 й 4.5 видно, що графіки розподілу головних компонентів деформацій по перерізу двотаврової заготовки в чорновому закритому калібрі описуються поліномами другого ступеня.

У цілому характер розподілу деформацій між елементами профілю при чисельному моделюванні в дослідженому поперечному перерізі заготовки у вертикальному і горизонтальному напрямках подібний до натурного експерименту.

Таким чином, у результаті обох досліджень виявлено, що уздовж висоти профілю метал підпадає під деформацію стиснення. Область максимальних значень головної компоненти деформації $LE22$ (e_1) перебуває поблизу вертикальної осі симетрії перерізу в зоні зіткнення гребенів валків зі стінкою заготовки й прилягаючих до них областях. З боку верхнього валка числові значення деформації вище, ніж нижнього. У напрямку уздовж ширини перерізу профілю спостерігається зміна характеру деформації $LE11$ (e_2) металу по перерізу. Закриті фланці та прилягаючі до них області зовнішніх граней полиць піддаються стисненню. У цих зонах перерізу $LE11$ (e_2) має негативні значення. Навпаки, відкриті фланці й стінка піддаються деформації розтягнення, де $LE11$ (e_2) приймають позитивні значення.

Для зручності зіставлення чисельних значень результатів фізичного і математичного моделювання на основі раніше отриманих графіків розподілу головних компонентів деформацій побудовано діаграми, зображені на рисунках 4.6 й 4.7.

Аналіз діаграм показав, що найбільша збіжність результатів обох досліджень властива головним компонентам деформацій уздовж вертикальної осі. Найменша різниця між числовими значеннями для максимальних за модулем величин параметрів $LE22$ й e_1 , що належать кривим IV' й III, становить 1,3% й 3,1% відповідно. Найбільша розбіжність між максимальними значеннями $LE22$ і e_1 досягає 13,9%, між мінімальними

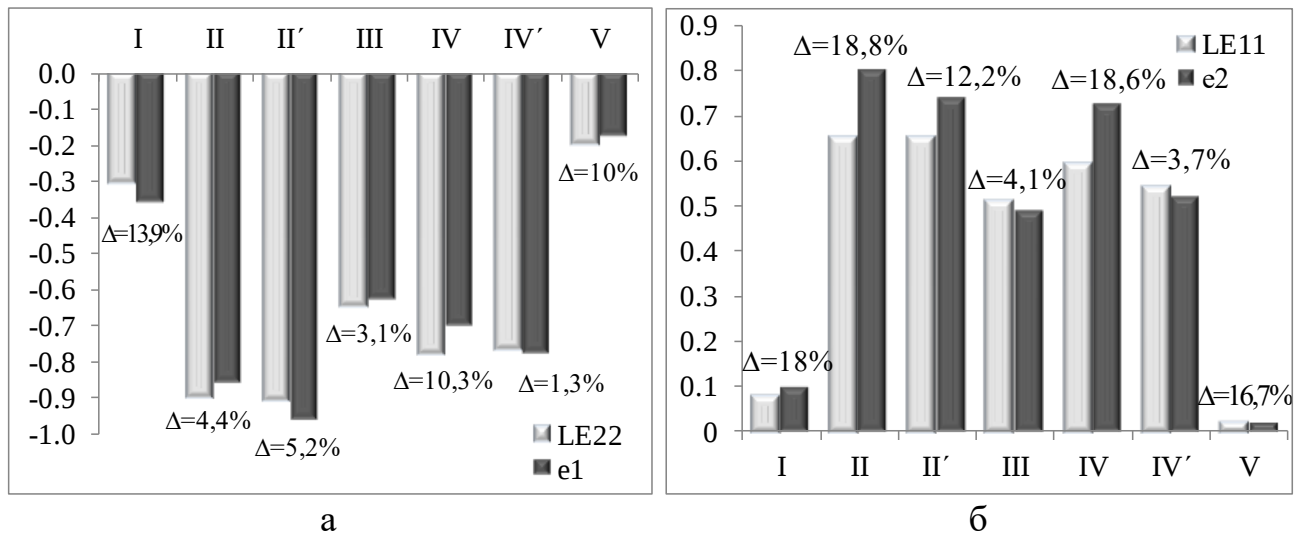


Рисунок 4.6 – Зіставлення результатів фізичного й чисельного моделювання максимальних головних компонентів деформацій у вертикальному (а) і горизонтальному (б) напрямках

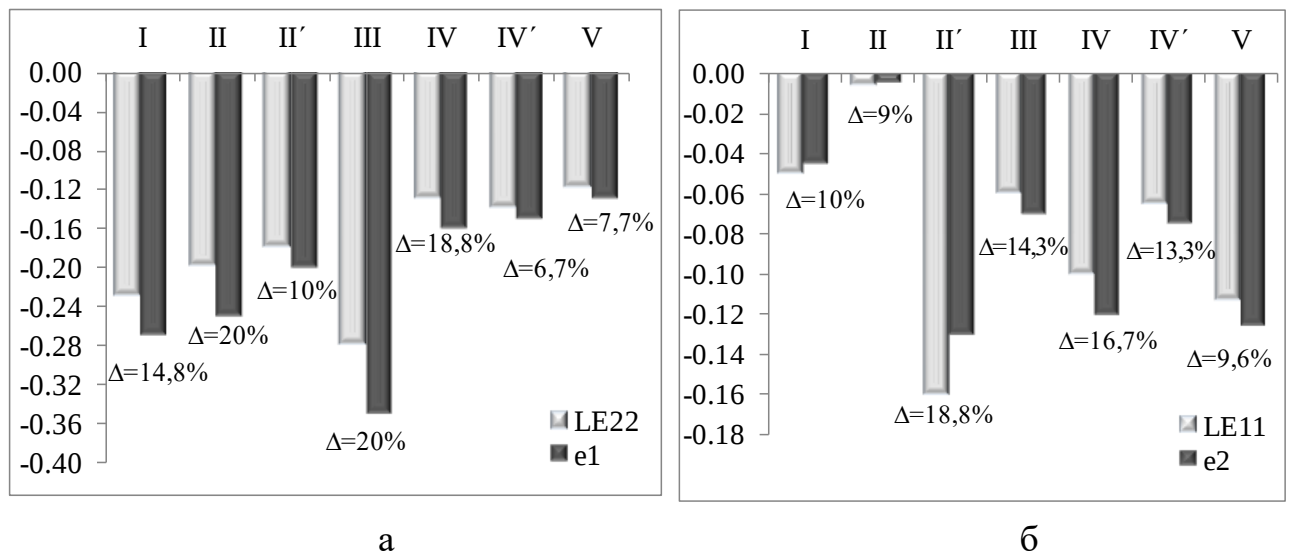


Рисунок 4.7 – Зіставлення результатів фізичного й чисельного моделювання мінімальних головних компонентів деформацій у вертикальному (а) і горизонтальному (б) напрямках

20%. Відносно головних компонентів деформацій уздовж горизонтальної осі найбільша різниця між максимальними значеннями LE_{11} і e_2 характерна для кривих II, IV і становить 18,8% і 18,6% відповідно. Найменша розбіжність між LE_{11} і e_2 характерна для мінімальних значень і дорівнює 3,7% (крива IV').

З аналізу даних, наведених на рисунках 4.6 і 4.7 видно, що відносна деформація при числовому моделюванні має менші значення, чим при фізичному експерименті. Результати цього й іншого досліджень [240] показують, що параметри напружено-деформованого стану металу при фізичному моделюванні мають більші значення, ніж при математичному, і найбільш наближені до реальних значень. Ця обставина пов'язана з використанням спрощень у числовій моделі завдяки неможливості врахування в ній всіх умов реального процесу прокатки.

Зіставлення графіків і діаграм розподілу головних компонентів логарифмічних деформацій у горизонтальному і вертикальному напрямках по поперечному перерізу двотаврової заготовки і інтегральних характеристик формозміни, отриманих теоретично в результаті чисельного моделювання процесу прокатки та експериментальних даних, показує досить високу збіжність, як по характеру залежностей, так і за чисельними значеннями.

Висновки до розділу

1. У результаті експериментального дослідження процесу прокатки методом скінчених деформацій встановлено основні закономірності формозміни металу в чорнових закритих балкових калібрах. Отримано розподіл логарифмічних деформацій і епюри зміни інтенсивності деформацій зрушення по перерізу двотаврової заготовки. Характер отриманих залежностей підтверджується результатами чисельного моделювання.

2. Порівняльний аналіз інтегральних характеристик формозміни металу експериментального й чисельного досліджень показав незначну розбіжність у величині збільшення висоти фланців і полки профілю. Розходження в абсолютних значеннях збільшення висоти відкритого і закритого фланців склало 8,7% й 25% відповідно. Розбіжність в утяжці загальної висоти профілю склала 5%. Різниця в збільшенні висоти відкритого фланця дорівнює 1,2 мм, закритого 2,0 мм, а загальної висоти профілю 0,9 мм, що обумовлено спрощенням чисельної моделі в результаті виділення превалюючих факторів.

3. Зіставлення графіків і діаграм розподілу головних компонентів деформацій у горизонтальному і вертикальному напрямках у дослідженому поперечному перерізі двотаврової заготовки, що отримані у результаті двох процесів моделювання – фізичного і чисельного, показало досить високу збіжність, як за характером залежностей, так і за чисельними значеннями.

4. У цілому характер розподілу деформацій між елементами профілю при чисельному моделюванні в дослідженому поперечному перерізі заготовки у вертикальному і горизонтальному напрямках подібний до натурного експерименту і є з відповідною ймовірністю підтвердженням правильності теоретичних підходів і розроблених моделей.

5. Порівняльний аналіз результатів теоретичних і експериментальних досліджень показав, що розроблені в дисертаційній роботі математичні

моделі адекватно описують формозміну металу в чорнових закритих балкових калібрах й їх рекомендується використовувати на практиці при розробці нових і удосконаенні діючих процесів прокатки двотаврів підвищеної точності.

5 ДОСЛІДЖЕННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ КАСЕТИ З НЕПРИВОДНИМИ ВЕРТИКАЛЬНИМИ ВАЛКАМИ ДЛЯ ПРОКАТКИ ДВОТАВРІВ

5.1 Напрямки дослідження напружено-деформованого стану касети

Одним з основних напрямків досліджень даної роботи, що сприяє розширенню сортаменту сортових станів і поліпшенню якості готової продукції, зокрема, підвищенню точності геометричних розмірів двотаврів, є вдосконалення прокатного устаткування.

Точність готових двотаврових профілів визначається не тільки технологічними факторами процесу прокатки, такими, як стабільність й оптимальність розмірів фасонних підкатів у чорнових закритих балкових калібрах, але багато в чому залежить і від жорсткості чистових клітей прокатних станів. Особливо це стосується чистових клітей дуо, обладнаних касетами з неприводними вертикальними валками. Конструктивне виконання типових касет показано на рис. 5.1.

Приводні горизонтальні валки клітей дуо в сукупності з неприводними вертикальними валками касет утворюють універсальні чотиривалкові калібри. У результаті на сортових станах з чистовими клітями дуо з'являється можливість прокатки двотаврів з паралельними широкими полицями й високою точністю геометричних розмірів без значних капітальних витрат на реконструкцію станів.

Стабільність і оптимальність висоти фланців фасонних підкатів у чорнових закритих балкових калібрах впливає головним чином на отримання точних розмірів по ширині полиць двотаврів. Змінюючи граничні параметри деформації металу в чорнових калібрах, можна регулювати висоту фланців фасонних підкатів, забезпечуючи надійний контроль ширини полиць у наступних напівзакритих контрольних калібрах і отримання в чистових

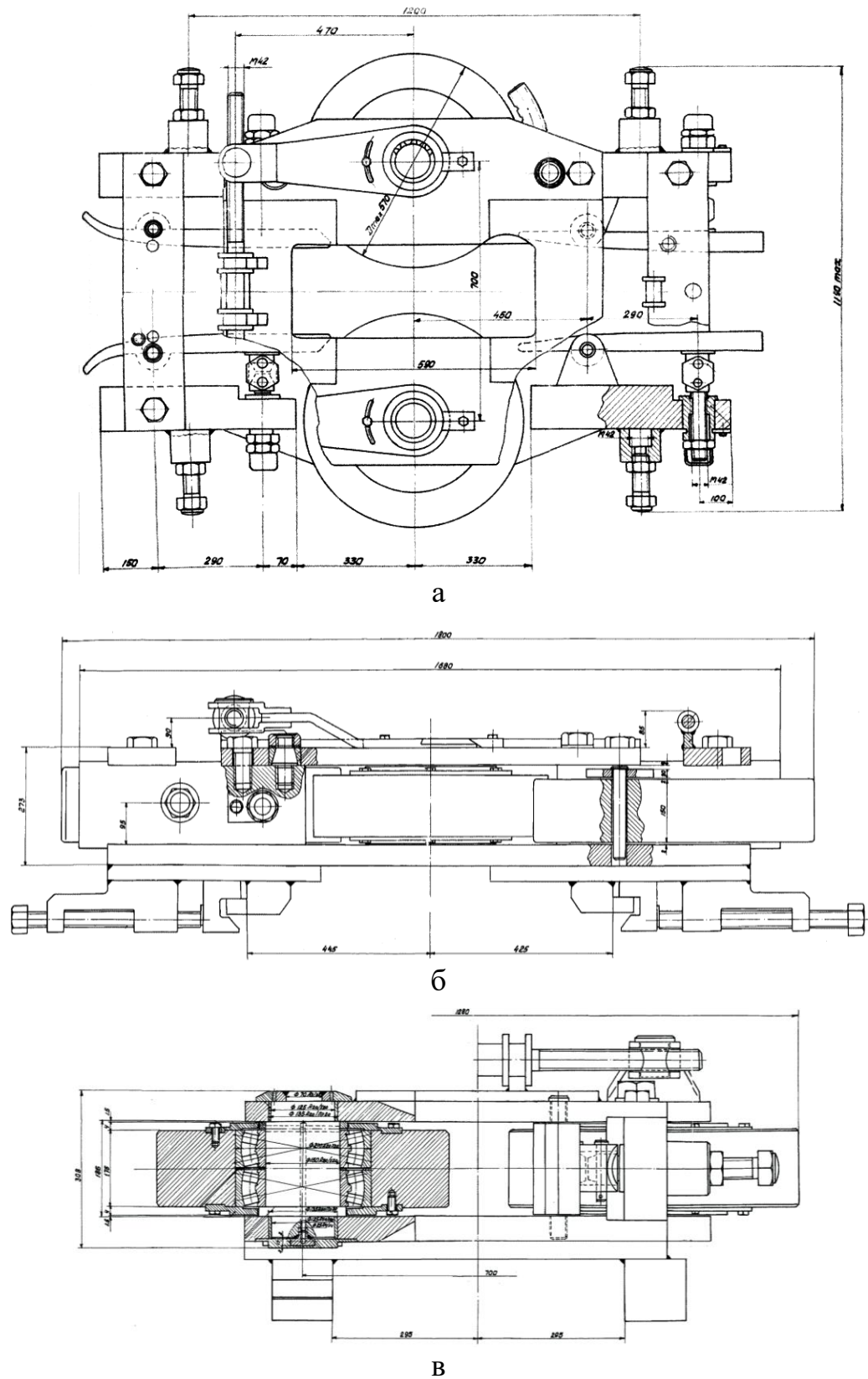


Рисунок 5.1 – Касета з неприводними вертикальними валками чистової кліті 580: вид зверху (а); вид збоку (б); розріз по осі вертикального валка (в)

універсальних калібрах готових профілів з точними розмірами по ширині полиць. Рекомендації з граничних параметрів деформації металу в чорнових калібрах викладені в розділі 3 дисертаційної роботи.

Жорсткість чистових клітей дуо, обладнаних касетами з вертикальними валками, впливає на отримання точних розмірів по товщині полиць і стінки двотаврів. Жорсткість станин, горизонтальних валків й інших деталей робочих клітей дуо визначає стабільність товщини стінки готового профілю в процесі прокатки, а жорсткість касети – стабільність товщини полиць. Оскільки в сучасних стандартах на готову продукцію регламентуються головним чином допуски на товщину полиць двотаврів, а допуски на товщину стінки відсутні (цей параметр в процесі прокатки регулюють зміною зазору між горизонтальними валками стану з урахуванням виконання вимог стандартів по масі одного метра профілю), то підвищення жорсткості касет є досить актуальним завданням.

Метою викладеного в даному розділі теоретичного дослідження є аналіз напружено-деформованого стану (НДС) елементів касети з неприводними вертикальними валками, що дозволяє визначити основні закономірності зміни ізополів переміщень і напружень для виявлення слабких ланок в елементах конструкції касети і подальшого її вдосконалення. Перевищення граничних деформацій окремих елементів конструкції касети впливає на точність геометричних розмірів готових профілів і на працездатність касети в цілому.

Теоретичному дослідженню пружного стану касет передував розгляд видів несправностей даного устаткування на сортопрокатному стані 600 ПАТ «АМК» (див. розділ 6 цієї дисертації). Проведене дослідження працездатності касет дозволило виявити недоліки існуючої конструкції, до яких належать мала жорсткість (недостатня міцність) касети, перекося валкового вузла через різну товщину плит, часті несправності підшипників

валкового вузла, що приводить до виходу з ладу всієї касети. Встановлено характер несправностей окремих елементів касет.

Усунення недоліків у конструкції касети і її вдосконалення можливі при наявності докладних відомостей про картину НДС окремих її елементів та вузлів.

Раніше відзначалось, що одним з найбільш точних, наочних й ефективних методів дослідження НДС є МСЕ, суть якого докладно описана в розділах 1 і 2. Методика створення геометричної моделі касети й моделювання передачі навантаження наведена в розділі 2 (пункт 2.3).

При прокатці двотаврів в універсальних калібрах силу прокатки, що діє на вертикальні валки, сприймають всі деталі касети – верхня та нижня плити, ексцентрикові осі, підшипники, валки.

Загальну пружну деформацію касети Δ можна порахувати підсумовуванням пружних деформацій всіх її деталей

$$\Delta = f_{cp.n.} + f_{oci} + f_n + f_v, \quad (0.1)$$

де $f_{cp.n.} = 0,5 (f_{v.n.} + f_{n.n.})$ – середня деформація плит, мм;

$f_{v.n.}$ – деформація верхньої плити, мм;

$f_{n.n.}$ – деформація нижньої плити, мм;

f_{oci} – деформація осі, мм;

f_n – деформація підшипників, мм;

f_v – деформація валків, мм.

Під впливом більших сил прокатки всі деталі касети деформуються й переміщуються в напрямку дії навантаження. Величина Δ , а отже і товщина полиці t двотавра по ходу прокатки під впливом різних технологічних факторів змінюються. Зміни відбуваються як у межах одного розкату, так і

між різними розкатами. В остаточному підсумку це впливає на точність готових профілів. На практиці для виготовлення двотавра з заданою товщиною полиць кожний з вертикальних валків касети повинен бути встановлений, враховуючи пружну деформацію касети. Прогнозувати величину Δ на прокатному стані досить складно.

У даному теоретичному дослідженні було поставлене завдання змодельовати роботу касети, визначити числові значення й основні закономірності зміни переміщень і напружень в окремих її елементах для наступного практичного використання при вдосконаленні устаткування.

Дослідження НДС елементів касети виконано за допомогою чисельного моделювання методом скінченних елементів, реалізованого програмним комплексом ЛІРА. Ця програма, на відміну від відомих, дозволяє розрахувати пружну деформацію касети з урахуванням взаємного впливу окремих її деталей одна на одну й на всю металоконструкцію в цілому і знайти з високим ступенем точності сумарне переміщення циліндричної поверхні вертикального валка відносно зовнішньої поверхні полиці двотавра в універсальному чотиривалковому калібрі. В результаті стає можливим встановлення зв'язку між пружною деформацією касети й різнотовщинністю полиць при зміні поточних параметрів прокатки під впливом різних технологічних факторів прокатки, а також розробити практичні рекомендації з удосконалення конструкції касет.

До одного з основних технологічних факторів, що впливають на точність готових двотаврів, варто віднести значну температурну нестабільність прокатки по довжині профілів, пов'язану з утворенням так званого «температурного клина» між переднім і заднім кінцями розкатів. З практики відомо, що на безперервному й напівбезперервному сортовому станах двотаври з товщиною полиць менш 20 мм і мінімальною товщиною стінки 5 мм катають у чистових клітях при температурі 800–900°C у полиці й 740–830°C у стінці, при цьому різниця температур між початком і кінцем

розкатів становить $25\text{--}55^\circ$ [240-243]. В умовах такого коливання температури підвищення точності готового прокату при відсутності програмного регулювання міжвалкового зазору може бути досягнуто тільки за рахунок збільшення жорсткості робочих клітей.

У процесі моделювання НДС касети враховували температурні коливання в полиці двотавра в межах від 800 до 900°C . Крок варіювання температури становив 50°C . Переміщення і напруження в касеті розраховували стосовно прокатки двотавра № 20 за ГОСТ 8239 на чистовій кліті 580 стану 600 ПАТ «АМК». Силу прокатки, що діє на вертикальні валки, визначали за методикою В.С. Лиханського і В.М. Гринавцева [5]. Розрахунок зроблено на максимально можливий діаметр валків, що дорівнює 515 мм.

Вихідна і деформована скінченно-елементні моделі досліджуваної касети представлені на рис. 5.2.

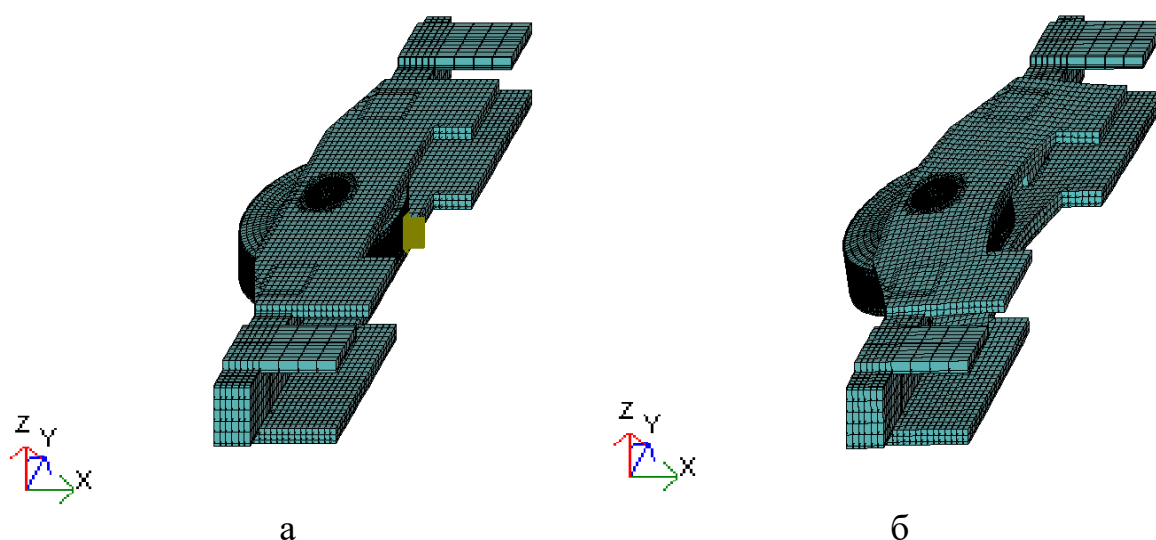


Рисунок 5.2 – Вихідна (а) і деформована (б) тривимірні скінченно-елементні моделі касети з неприводними валками

У результаті теоретичного дослідження НДС касети визначені чисельні значення і основні закономірності зміни ізополів переміщень і напружень в окремих її елементах, що наведені в пунктах 5.2. і 5.3.

5.2 Розподіл переміщень і деформацій елементів конструкції касети

На рис. 5.3 зображені ізополя переміщень у напрямку дії сили прокатки на вертикальний валок (вісь X) і уздовж осі прокатки (вісь Y). Пружна деформація деталей і вузлів касети в напрямку прикладання максимальної сили прокатки на вертикальні валки при різній температурі металу представлені в табл. 5.1.

Таблиця 5.1 – Пружна деформація елементів касети з неприводними вертикальними валками діаметром 515 мм на чистовій кліті 580

Найменування елемента, що деформується	Пружна деформація елементів касети, мм		
	Температура металу, °C		
	800	850	900
	Сила прокатки на вертикальні валки, кН		
	1400	1306	1203
Плита верхня	0,261	0,242	0,224
Плита нижня	0,171	0,159	0,148
Середня деформація плит	0,216	0,201	0,186
Вісь	0,029	0,026	0,024
Підшипник	0,088	0,079	0,074
Валок	0,213	0,201	0,185
Сумарна пружна деформація касети, Δ	0,546	0,507	0,469

Найбільшими для всіх вузлів і деталей касети є переміщення в напрямку прикладання максимальної сили прокатки 1400 кН при найменшій температурі металу в полицях двотавра 800°C (див. рис. 5.3, а). За таких параметрів прокатки максимальне переміщення касети Δ має місце на циліндричній катаній поверхні вертикального валка в місці контакту валка з металом, де воно становить −0,546 мм (мінус «−» означає, що переміщення протилежно напрямку осі X). Ця деформація є сумарною для половини касети й містить у собі переміщення всіх її деталей окремо (плит,

ексцентрикової осі, підшипників кочення й вертикального валка) відносно вертикальної осі чотиривалкового калібру.

Для одержання готового двотавра з заданими висотою h і товщиною полиць t (див. рис. 1.1) кожний з вертикальних валків касети повинен бути встановлений, враховуючи пружну деформацію касети Δ . При цьому зазор між кожним з вертикальних валків і бічних поверхонь горизонтальних валків по полицях профілю при налаштуванні стану повинен становити $t' = (t - \Delta)$ мм, а зазор між вертикальними валками $h' = (h - 2\Delta)$ мм.

Уздовж осі прокатки (вісь Y) максимальне значення переміщень у вузлах касети становить 0,108 мм (див. рис. 5.3, б). Деформаціям у цьому напрямку піддаються верхня й нижня плити касети. На точність профілю ці переміщення не впливають.

Під впливом сили прокатки на вертикальні валки поперечки верхньої плити зазнають деформації вигину й розтягнення. Стійки вигинаються у бік вікна для бочки горизонтальних валків чистової кліті. Тіло плити умовно розбите на сім зон деформації. Ізолінії спрямовані уздовж дії навантаження. Переміщення в поперечці змінюються в інтервалі від $-0,043$ до $-0,261$ мм (див. рис. 5.4, а). Найбільше переміщення $f_{в.н.} = -0,261$ мм виникає в області отворів під цапфи ексцентрикових осей.

Характер розподілу переміщень для нижньої плити аналогічний верхній плиті (див. рис. 5.4, б). Значення переміщень змінюються від $-0,028$ до $-0,171$ мм, що приблизно в 1,5 рази менше, ніж для верхньої плити. Це обумовлено різною товщиною плит. Товщина верхньої плити 40 мм, а нижньої 50 мм. У нижній плиті, як і у верхній, максимальне переміщення, що дорівнює $f_{н.н.} = -0,171$ мм, спостерігається в області отворів під цапфи ексцентрикових осей.

Середня величина переміщення верхньої й нижньої плит (на рівні горизонтальної осі стінки двотаврового профілю) становить $f_{ср.н.} = -0,216$ мм.

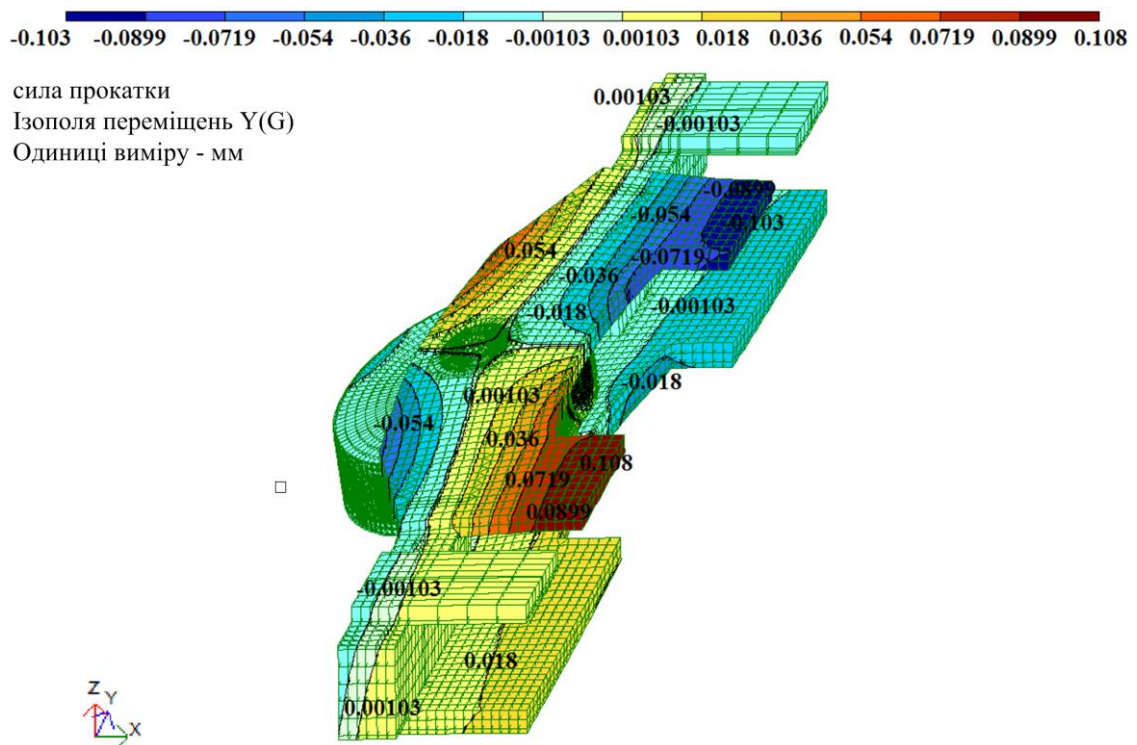
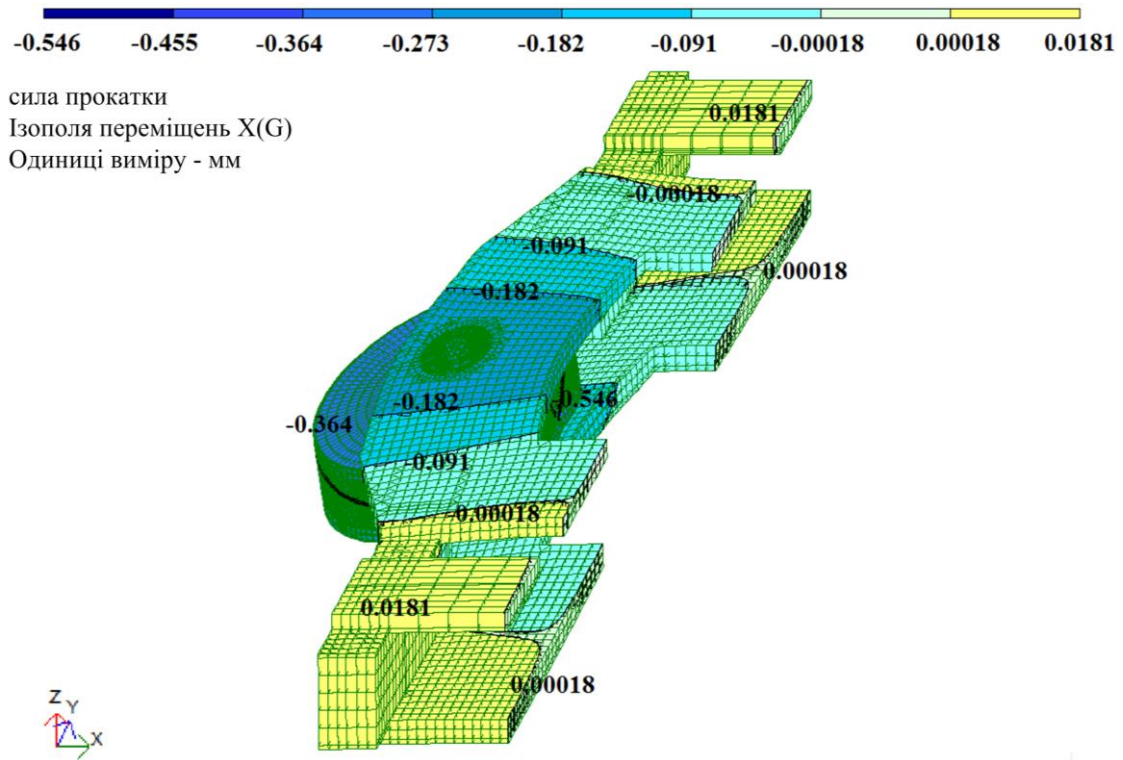


Рисунок 5.3 – Ізополя переміщень в елементах касети з неприводними вертикальними валками чистової кліті 580 у напрямку дії сили прокатки на вертикальний валок (вісь X) (а); уздовж осі прокатки (вісь Y) (б)

Розходження в деформаціях верхньої і нижньої плит призводить до перекосу ексцентрикової осі та вузла вертикального валка (див. рис. 5.5), що викликає утворення дефектів на готовому профілі. У розглянутому прикладі кут нахилу ексцентрикової осі до вертикалі становить 0,0228 град. При цьому різниця в товщині верхнього і нижнього кінців полиць двотавра №20 складає 0,4 мм (80% від поля допуску). При середній товщині фланця $t_{фл} = 8$ мм товщина полиці на верхньому кінці буде рівною 8,2 мм, а на нижньому 7,8 мм. Коефіцієнт бічного обтиснення полиці на верхньому кінці становить $\eta_t = 8,8/8,2 = 1,0732$, а на нижньому – $\eta_t = 8,8/7,8 = 1,1282$ (тут 8,8 мм – товщина полиці до прокатки). Різниця в бічному обтисненні по висоті полиці призводить до утворення на готовому профілі таких дефектів, як «різнотовщинність полки» і «хвиля по крайках полиць».

Для підвищення точності готових профілів при конструюванні касет товщину верхньої і нижньої плит варто приймати однаковою, що обґрунтовано у розділі 6.

Ексцентрикова вісь вигинається відносно вертикалі в напрямку дії сили прокатки на вертикальні валки (див. рис. 5.6, а). Переміщення окремих зон ексцентрикової осі нерівномірні по висоті та змінюються в межах від –0,273 до –0,118 мм. За характером розподілу ізополів переміщень вісь можна розділити умовно на дві частини. Для верхньої половини осі характерні найбільші переміщення в межах від –0,273 мм до –0,245 мм. Нижня частина осі, де переміщення менше, умовно ділиться на чотири зони, у кожній з яких значення переміщень послідовно знижуються до –0,118 мм. Це пов'язано з більшими переміщеннями в поперечках верхньої плити порівняно з переміщеннями в нижній плиті внаслідок різної їхньої товщини.

Пружна деформація осі на рівні горизонтальної осі стінки двотаврового профілю (максимальна стріла прогину осі знаходиться на її середині) становить $f_{oci} = -0,245 - (-0,216) = -0,029$ мм.

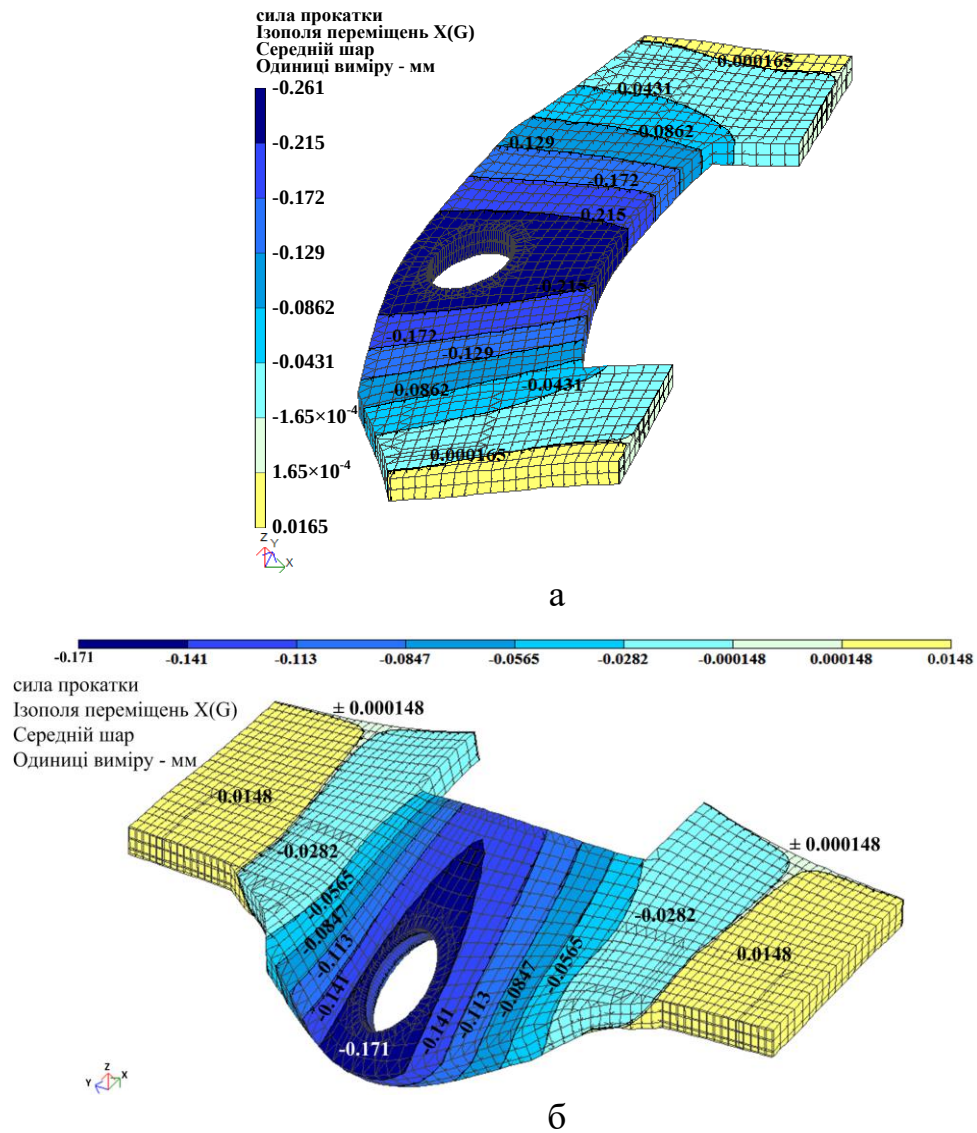


Рисунок 5.4 – Ізополя переміщень у верхній (а) і нижній (б) плитах касети в напрямку дії сили прокатки на вертикальні валки (вісь X)

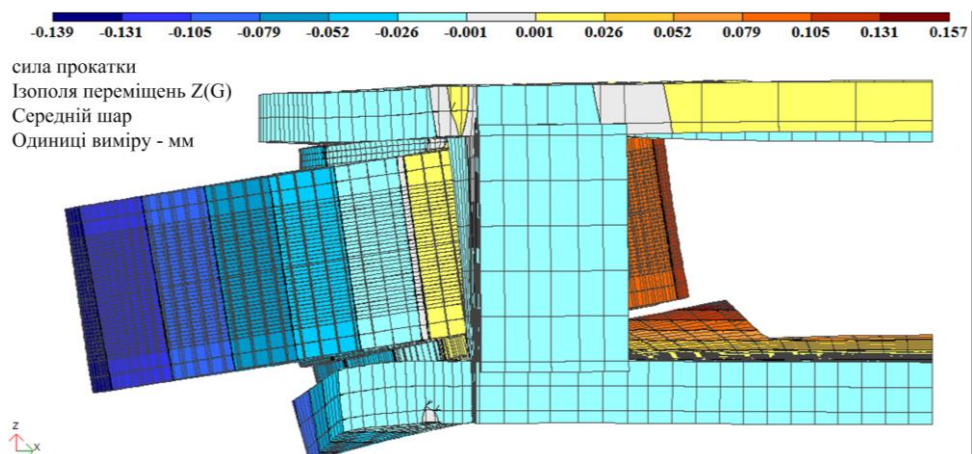


Рисунок 5.5 – Ізополя переміщень в елементах касети уздовж осі Z

сила прокатки
Ізополя переміщень $X(G)$
Середній шар
Одиниці виміру - мм

-0.273
-0.245
-0.219
-0.194
-0.169
-0.143
-0.118



а

сила прокатки
Ізополя переміщень $X(G)$
Середній шар
Одиниці виміру - мм

-0.367
-0.333
-0.303
-0.273
-0.243
-0.213
-0.182



б

сила прокатки
Ізополя переміщень $X(G)$
Середній шар
Одиниці виміру - мм

-0.546
-0.487
-0.431
-0.375
-0.319
-0.263
-0.207



в

Рисунок 5.6 – Ізополя переміщень у ексцентриковій осі (а), сферичних роликотідшипниках (б), вертикальному валку (в) касети в напрямку дії сили прокатки (вісь X)

Переміщення в деталях підшипників у напрямку дії сили прокатки на вертикальні валки змінюються в інтервалі від $-0,367$ до $-0,303$ мм (див. рис. 5.6, б). Найбільші переміщення характерні для зони стикання тіл кочення з зовнішнім кільцем верхнього підшипника у верхній його частині в області прикладення навантаження. Треба відзначити, що деформація верхнього підшипника на 17-25% більша за нижній. Це пов'язане з більшими переміщеннями в поперечках верхньої плити і перекосом ексцентрикової осі. Переміщення зовнішнього кільця підшипника на рівні горизонтальної осі стінки двотаврового профілю дорівнює $-0,333$ мм. Пружна деформація підшипників становить $f_n = -0,333 - (-0,245) = -0,088$ мм.

Переміщення у валку в напрямку дії сили прокатки змінюються в межах від $-0,546$ до $-0,375$ мм (див. рис. 5.6, в). Максимальні значення спостерігаються в зоні осередку деформації. У нижній частині вертикального валка переміщення у вузлах менше, ніж у верхній. Це обумовлено нерівномірним розподілом навантаження внаслідок різної товщини плит касети. У процесі прокатки в тілі валка виникає прогин невеликої величини, а також контактне зминання поверхні в зоні осередку деформації. Максимальне переміщення валка на рівні горизонтальної осі стінки двотаврового профілю дорівнює $-0,546$ мм. Пружна деформація валка становить $f_g = -0,545 - (-0,333) = -0,212$ мм.

Проведені розрахунки переміщень і деформацій елементів конструкції касети показують, що зі зниженням температури t металу в полицях на 100°C з 900°C до 800°C пружна деформація касети Δ збільшується з $0,469$ до $0,546$ мм, тобто на 14,1% (див. табл. 5.1), що призводить до підвищення різниці в товщині полиць на $0,08$ мм або 20 % від поля допуску.

Залежність пружної деформації касети від температури t металу в полицях виражається наступним рівнянням:

$$\Delta = -0,008 \cdot t + 1,1864 \quad (5.2)$$

Відповідно до ГОСТ 8239 плюсові відхили по товщині полиць t_n двотаврів обмежуються граничними відхилами по масі профілю, які не повинні перевищувати 3% (відносно 1 м довжини профілю). Якщо при настроюванні стану на профіль вертикальні валки будуть встановлені з зазором, що відповідає номінальному розміру товщини полиці t_n (без урахування пружної деформації касети Δ), то при зниженні температури t металу в полицях з 900°C до 800°C додаткова маса 1 м профілю буде збільшуватися на 3,50 – 4,08%. Залежності додаткової маси готового профілю від температури металу, що прокатується, і пружної деформації касети при прокатці двотавра №20 за ГОСТ 8239 наведені на рис. 5.7 і 5.8.

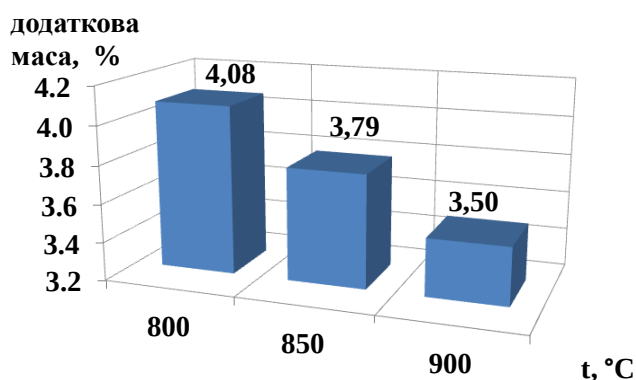


Рисунок 5.7 – Зміна додаткової маси 1 м двотавру №20 за ГОСТ 8239 в залежності від температури полиці

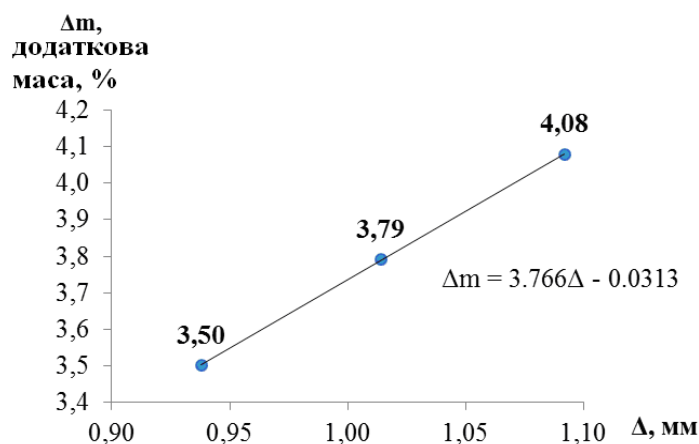


Рисунок 5.8 – Залежність додаткової маси 1 м двотавру №20 за ГОСТ 8239 від пружної деформації касети

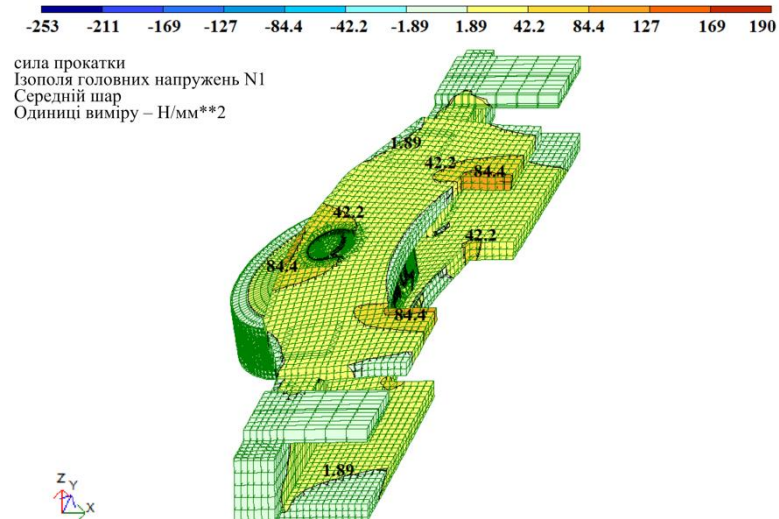
5.3 Розподіл напружень в елементах конструкції касети

Головні та еквівалентні напруження розраховували по енергетичній теорії Губера-Генки-Мізеса (див. п. 2.3.). Результати цих розрахунків, а саме, розподілу ізополів головних і еквівалентних напружень в елементах конструкції касети з неприводними вертикальними валками представлені на рис. 5.9 і 5.10, а чисельні значення напружень при різній температурі металу – в табл. 5.2. У програмному комплексі ЛПРА максимальні σ_1 , середні σ_2 і мінімальні σ_3 головні напруження позначені як N3, N2 й N1 відповідно, а еквівалентні напруження на розтягнення σ_e як N04, еквівалентні напруження на стиск σ_s як NS05. Негативні значення відповідають напруженням стиску, позитивні – напруженням розтягнення.

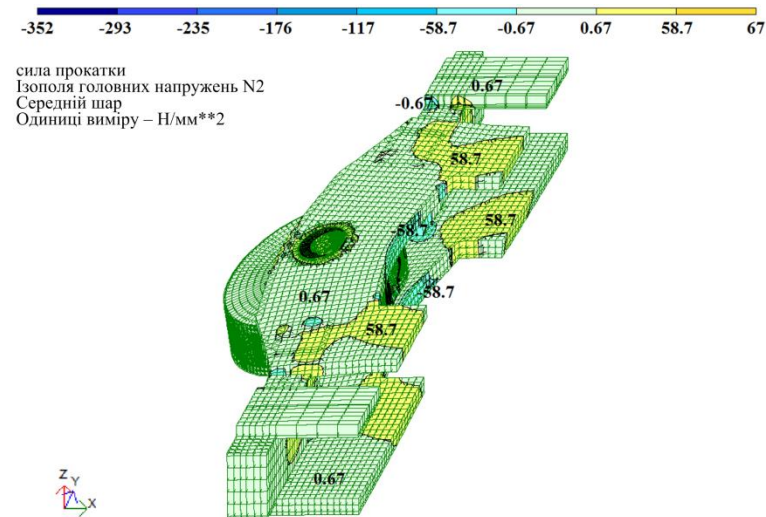
Розподіл напружень у верхній плиті вкрай нерівномірний. Ізополя напружень симетричні відносно горизонтальної осі плити. Максимальні головні напруження σ_1 є такими, що розтягують у всьому обсязі плити (див. рис. 5.11, а). Ці напруження досягають своїх максимальних значень +121 МПа по зовнішніх гранях поперечок у зоні отвору під цапфи ексцентрикових осей і у кутах вікна для проходження бочки горизонтального валка. Внутрішні грані поперечок сприймають напруження стиску σ_3 , що досягають значення –99 МПа (рис. 5.11, в).

Як показують ізополя еквівалентних напружень σ_e , зображені на рис. 5.11 г, найнебезпечнішими зонами у верхній плиті є області на торцевих поверхнях поперечок поблизу отворів під цапфи ексцентрикових осей і у кутах вікна для проходження бочки горизонтального валка чистової кліті. Ці зони є концентраторами напружень, найбільше значення еквівалентних напружень σ_e в них дорівнює +115 МПа.

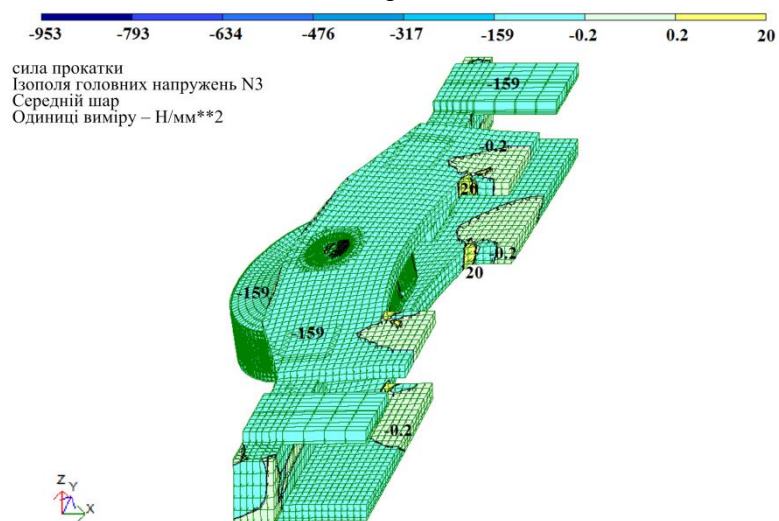
Для матеріалу верхньої плити (стал 45) розрахунковий опір на розтягнення, стиск і вигин становить $R_y = 320$ МПа, межа текучості дорівнює $\sigma_{0,2} = 355$ МПа, тимчасовий опір розриву (межа міцності при розтягненні)



а



б



в

Рисунок 5.9 – Ізополя головних мінімальних σ_3 (а), середніх σ_2 (б) і максимальних σ_1 (в) напружень в елементах касети чистової кліті 580

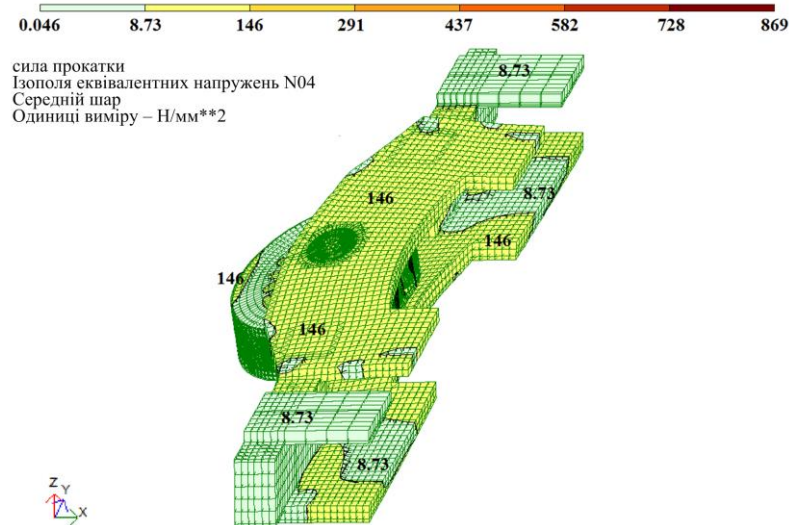


Рисунок 5.10 – Ізополя еквівалентних напружень σ_e в елементах касети з неприводними вертикальними валками чистової кліті 580

Таблиця 5.2 – Головні і еквівалентні напруження в елементах касети з вертикальними валками діаметром 515 мм на чистовій кліті 580

Найменування елемента, що деформується	Напруження, Н/мм ² (МПа)		
	Температура металу, °С		
	800	850	900
	Сила прокатки на вертикальні валки, кН		
	1400	1306	1203
Плита верхня	$\sigma_1 = -0,8...+121$ $\sigma_2 = -5...+19$ $\sigma_3 = -99...+5$ $\sigma_e = +3...+115$	$\sigma_1 = -0,74...+112,8$ $\sigma_2 = -4,9...+17,7$ $\sigma_3 = -92,8...+4,8$ $\sigma_e = +2,6...+108$	$\sigma_1 = -0,7...+104$ $\sigma_2 = -4,8...+16,5$ $\sigma_3 = -85,6...+4,4$ $\sigma_e = +2,4...+99,2$
Плита нижня	$\sigma_1 = -5,3...+82,8$ $\sigma_2 = -18...+16$ $\sigma_3 = -109...+4$ $\sigma_e = +0,2...+114$	$\sigma_1 = -4,9...+77,2$ $\sigma_2 = -17,2...+15,4$ $\sigma_3 = -101,6...+3,6$ $\sigma_e = +0,17...+107,2$	$\sigma_1 = -4,6...+71,0$ $\sigma_2 = -15,8...+14,2$ $\sigma_3 = -93,6...+3,4$ $\sigma_e = +0,16...+98,4$
Вісь	$\sigma_1 = -225...+19,9$ $\sigma_2 = -118...+36,5$ $\sigma_3 = -92,1...+95,8$ $\sigma_e = +1,12...+160$	$\sigma_1 = -210,4...+18,6$ $\sigma_2 = -110,4...+34,2$ $\sigma_3 = -86,4...+89,6$ $\sigma_e = +1,07...+150,4$	$\sigma_1 = -193,6...+17,2$ $\sigma_2 = -101,6...+31,4$ $\sigma_3 = -79,4...+82,4$ $\sigma_e = +0,99...+138,4$
Підшипник	$\sigma_1 = -946...+17,1$ $\sigma_2 = -271...+67$ $\sigma_3 = -92,1...+188$ $\sigma_e = +1,36...+869$	$\sigma_1 = -888...+16,8$ $\sigma_2 = -255,2...+62,5$ $\sigma_3 = -86,4...+176,8$ $\sigma_e = +0,55...+816$	$\sigma_1 = -816...+16,3$ $\sigma_2 = -234,4...+57,6$ $\sigma_3 = -79,4...+163,2$ $\sigma_e = +0,50...+750,4$
Валок	$\sigma_1 = -882,3...+0,4$ $\sigma_2 = -352,3...+19,2$ $\sigma_3 = -253,7...+78,3$ $\sigma_s = +0,6...+522,5$ $\sigma_e = +0,2...+209,0$	$\sigma_1 = -824...+0,4$ $\sigma_2 = -328,8...+18$ $\sigma_3 = -236...+73,4$ $\sigma_s = +0,56...+488$ $\sigma_e = +0,19...+195,2$	$\sigma_1 = -757,6...+0,3$ $\sigma_2 = -302,4...+16,6$ $\sigma_3 = -217,6...+67,5$ $\sigma_s = +0,51...+448,7$ $\sigma_e = +0,17...+179,5$

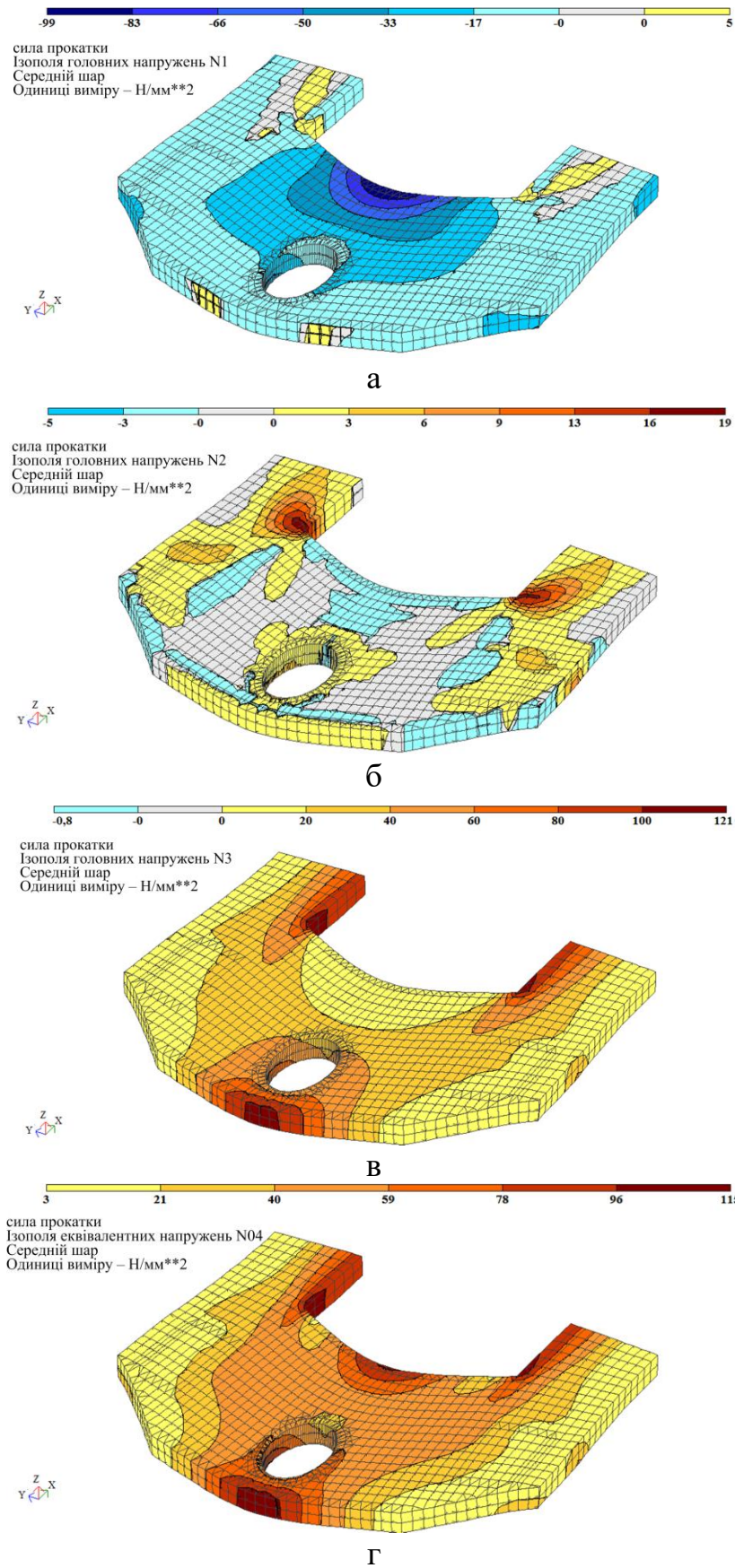


Рисунок 5.11 – Ізополя головних мінімальних σ_3 (а), середніх σ_2 (б) і максимальних σ_1 (в) і еквівалентних σ_e (г) напружень у верхній плиті

$\sigma_b = 600$ МПа [244], допустиме напруження з урахуванням п'ятикратного запасу міцності $[\sigma] = 120$ МПа [191].

Еквівалентні напруження, рівні $\sigma_e = 115$ МПа, не перевищують допустимого значення, що задовольняє умові міцності $\sigma_e \leq [\sigma]$. Однак незначне перевищення головних напружень $\sigma_1 = 121$ МПа над припустимими $[\sigma] = 120$ МПа при невеликій зміні умов роботи касети може привести до тріщин і руйнування верхньої плити в зонах концентрації напружень, тобто в поперечках поблизу отворів під цапфи ексцентрикових осей і у кутах вікна для проходження бочки горизонтального валка кліті.

Характер розподілу головних і еквівалентних напружень у нижній плиті (див. рис. 5.12) аналогічний верхній плиті. Розходження спостерігається тільки в числових значеннях і площі небезпечних зон. Так, максимальні головні напруження σ_1 на 30% менше, ніж у верхній плиті, величини найбільших напружень стиснення на 25% більше, ніж напружень розтягнення. Однак небезпечні зони з концентраціями напружень займають меншу площу. Значення найбільших напружень розтягнення не перевищує +83 МПа. Напруження досягають величини -109 МПа. Максимальні еквівалентні напруження дорівнюють $\sigma_e = +114$ МПа, що задовольняє умову міцності при допустимому напруженні $[\sigma] = 120$ МПа (матеріал нижньої плити – сталь 45).

Для підвищення міцності плит необхідно змінити форму поперечок – збільшити їхню висоту, підсиливши бічними припливами в зоні отвору під цапфи ексцентрикових осей, що дозволить збільшити також жорсткісну характеристику плит.

Характер розподілу напружень ексцентриковій осі (див. рис. 5.13) пов'язаний безпосередньо з типом деформації – вигином у напрямку дії сили прокатки, що виникає в процесі роботи касети. Внаслідок цього частина осі, яка розташована ближче до металу, що катається, отримує напруження

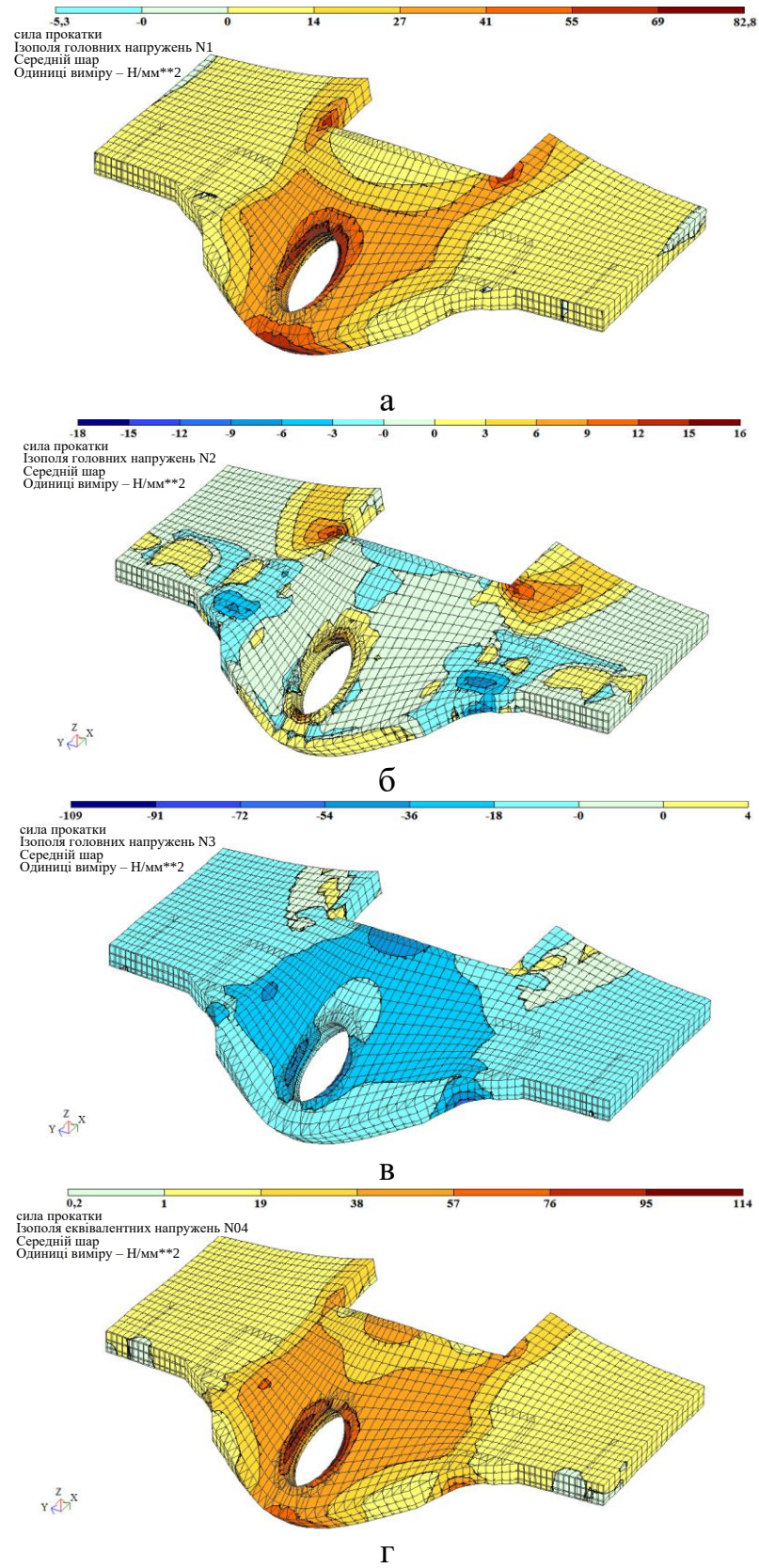


Рисунок 5.12 – Ізополя головних мінімальних σ_3 (а), середніх σ_2 (б), максимальних σ_1 (в) і еквівалентних σ_e напружень у нижній плиті

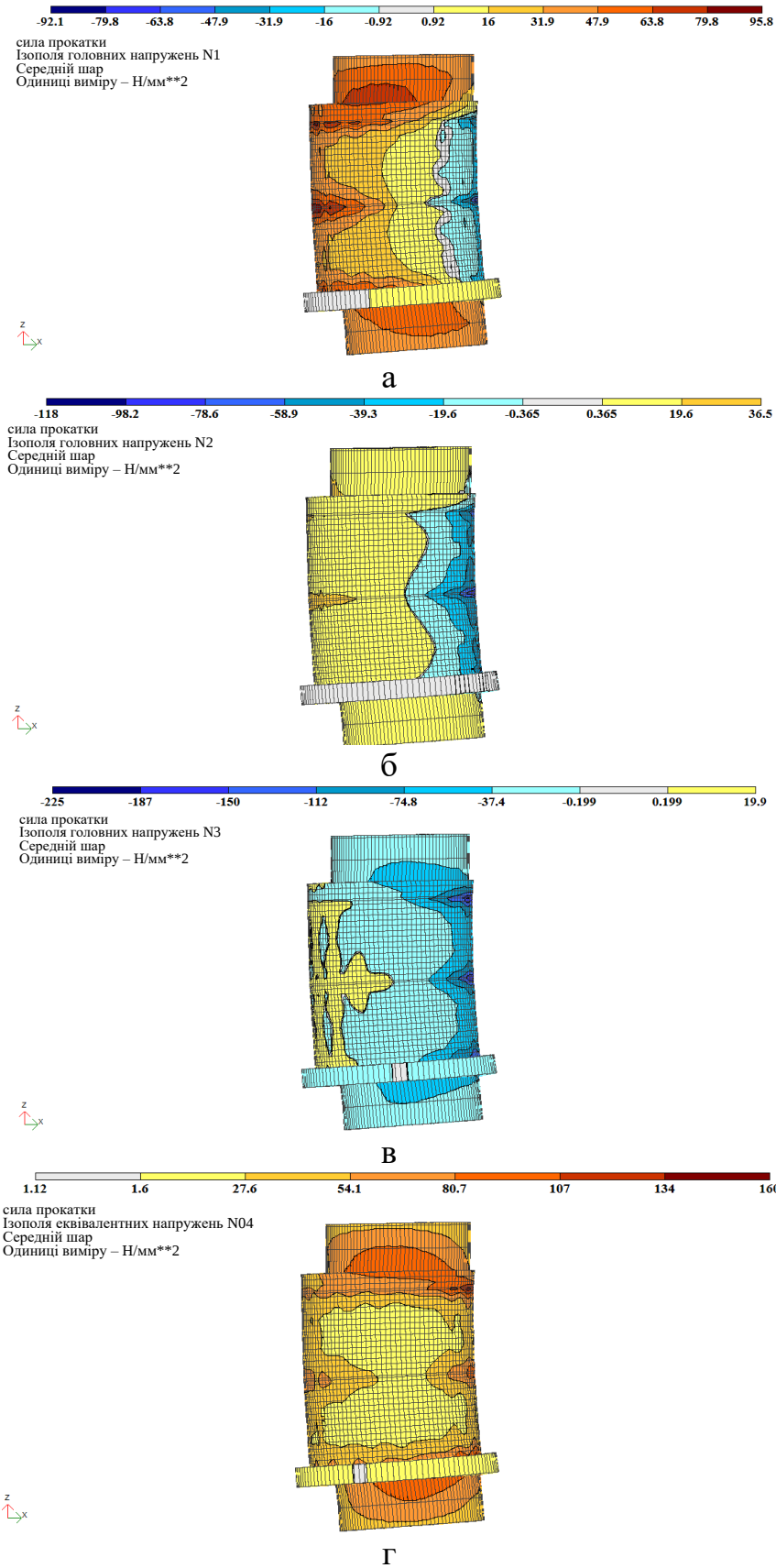


Рисунок 5.13 – Ізополя головних мінімальних σ_3 (а), середніх σ_2 (б) і максимальних σ_1 (в) і еквівалентних σ_e (г) напружень у ексцентриковій осі

стиску, а протилежна їй сторона – напруження розтягнення. Числові значення напружень стиснення σ_1 на порядок більше напружень розтягнення σ_3 . Області максимальних напружень σ_1 зосереджені в зонах контакту осі з торцями внутрішніх кілець підшипників, причому найбільші з них характерні для верхнього підшипника і досягають -225 МПа (рис. 5.13, а). Максимальне еквівалентне напруження σ_e становить $+160$ МПа (рис. 5.13, г).

Матеріал для ексцентрикової осі – низьколегована сталь 40Х, для якої межа міцності при розриві дорівнює $\sigma_b = 980$ МПа, межа текучості $\sigma_{0,2} = 785$ МПа [244]. З огляду на п'ятикратний запас міцності, допустиме напруження становить $[\sigma] = 196$ МПа. Таким чином, $\sigma_e < [\sigma]$, умова міцності виконується.

Особливістю роботи підшипників у валкових вузлах касети є безпосереднє розташування їх у зоні дії сили прокатки, а не рознесення по хвостовиках валків, як у більшості конструкцій валкових систем. З цієї причини в деталях підшипників напруження розподіляються нерівномірно (рис. 5.14). У процесі прокатки відбувається перевантаженість частини підшипників, що увійшла в зону дії навантаження, протилежна сторона яких у цей момент часу перебуває у вільному (ненавантаженому) стані. У результаті дії в радіальному напрямку сили прокатки кільця підшипників і розташовані між ними тіла кочення – ролики піддаються стисненню з боку заготовки. В області, наближеній до осередку деформації металу, найбільше стиснення сприймають доріжки кочення зовнішніх кілець у зонах контакту з роликами. У цих областях головні напруження стиснення σ_1 досягають -946 МПа (див. рис. 5.14, а), максимальне еквівалентне напруження становить $\sigma_e = 869$ МПа (див. рис. 5.14, г). В іншій (переважній) частині підшипників значення еквівалентного напруження не перевищує 146 МПа. Для підшипникових сталей $\sigma_b = 500-730$ МПа, $\sigma_{0,2} = 370-410$ МПа [245]. Тоді з урахуванням п'ятикратного запасу міцності допустиме напруження дорівнює $[\sigma] = 100-146$ МПа. Таким чином, $\sigma_e > [\sigma]$, умова міцності не виконується.

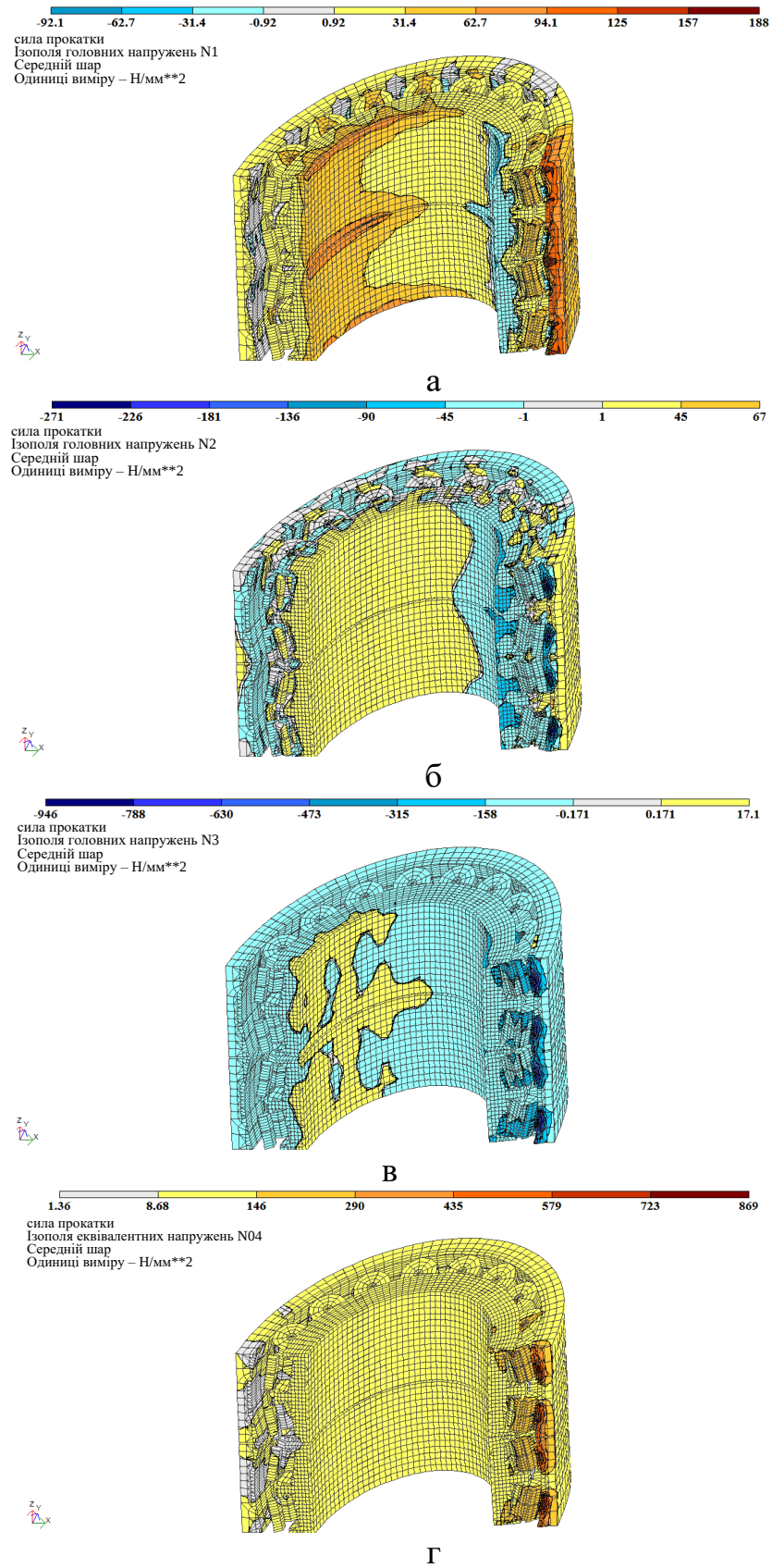


Рисунок 5.14 – Ізополі головних мінімальних σ_3 (а), середніх σ_2 (б) і максимальних σ_1 (в) і еквівалентних σ_e (г) напружень у сферичних підшипниках

З вище сказаного виходить, що найнебезпечнішими зонами – концентраторами напружень у підшипниках кочення валкових вузлів є області контакту роликів з доріжками кочення зовнішніх кілець з боку навантаження, в яких у випадку виникнення в процесі роботи касети максимальної сили прокатки $P_b = 1400 \text{ кН}$ з'являються еквівалентні напруження, які в 6 разів перевищують допустиме значення $[\sigma]$, що може призвести до передчасної поломки підшипникового вузла.

Вертикальний валок являє собою масивне тіло кільцеподібної форми малої довжини, в 3,5 рази меншої його діаметра. У зв'язку з цим величина прогину бочки валка дуже незначна.

Валки зазнають в основному деформацію зминання поверхні в зоні контакту валків з металом (в осередку деформації). У цих зонах максимальні головні напруження стиснення σ_1 досягають – 882 МПа (див. рис. 5.15, а). Площа області максимальних напружень $\sigma_1 = -882 \dots -587 \text{ МПа}$ на поверхні валка з глибиною шару металу близько 11 мм становить 1067 мм^2 .

Головні напруження σ_3 змінюються в межах від –254 до +78 МПа. Для чавунних валків більш небезпечною є деформація розтягнення, ніж стиснення, тому що межа міцності при розтяганні значно нижче межі міцності при стисненні.

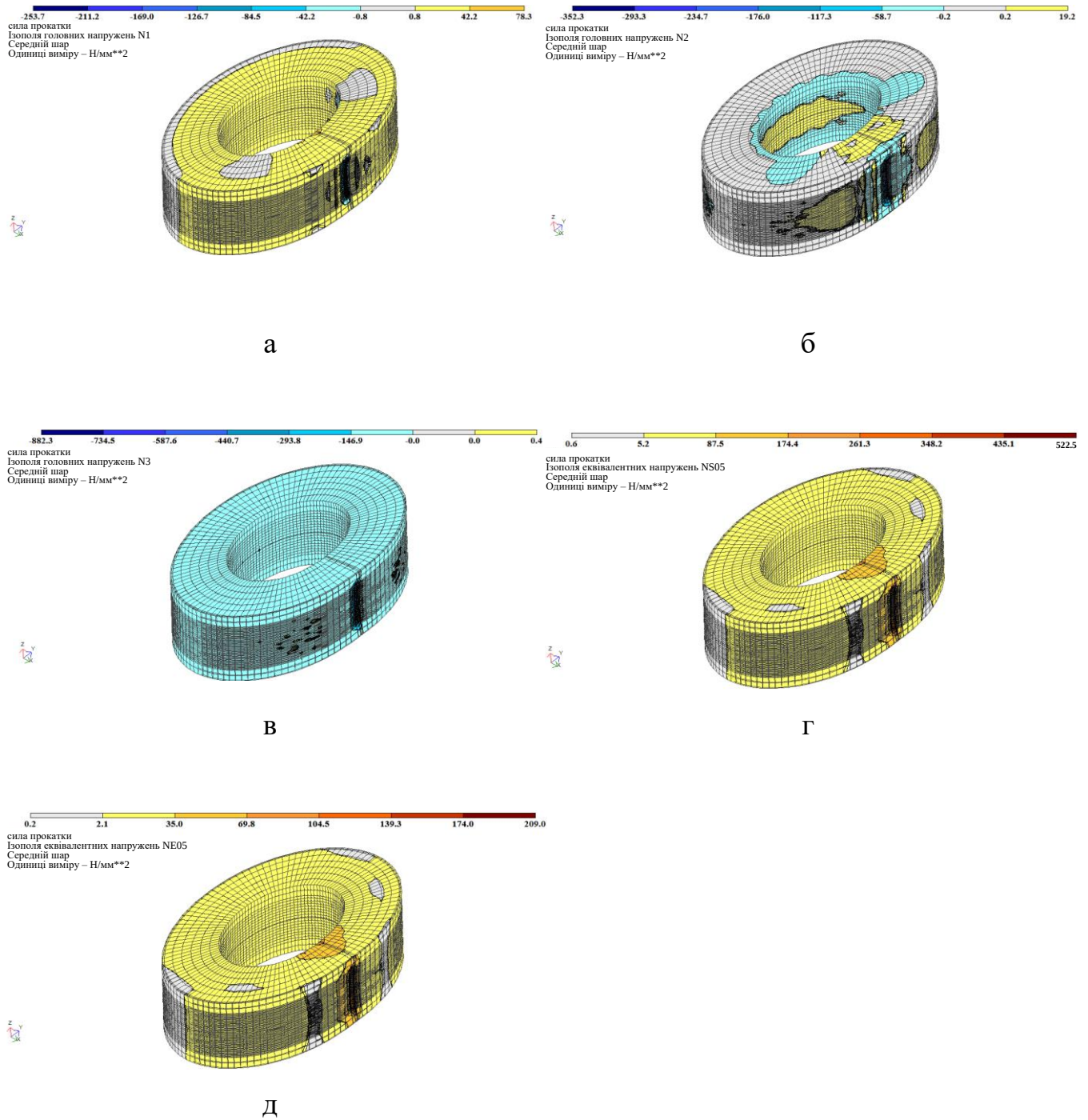
Відповідно до рекомендацій [191] еквівалентні напруження для валків, матеріалом яких є чавун, визначали на підставі теорії Морю за такими виразами [199]:

$$\sigma_e = \sigma_1 - \chi \sigma_3, \quad (0.2)$$

$$\sigma_s = \frac{1}{\chi} \sigma_1 - \sigma_3, \quad (0.3)$$

$$\chi = \left| \frac{R_t}{R_c} \right|, \quad (0.4)$$

де σ_e – еквівалентне напруження при розтягненні,



σ_s – еквівалентне напруження при стисненні,

χ – коефіцієнт, що враховує механічні властивості матеріалу,

R_t і R_c – граничні напруження розтягнення і стиснення.

У результаті розрахунку виявлено, що найбільше еквівалентне напруження стиснення в тілі валка в зоні контакту з металом становить $\sigma_s = -522,5 \text{ МПа}$. Для іншої частини валка σ_s не перевищує $-87,5 \text{ МПа}$. Найбільше значення еквівалентного напруження на розтягнення становить $\sigma_e = 209 \text{ МПа}$. За даними роботи [191] допустиме напруження для чавунних валків дорівнює $[\sigma] = 70 \dots 80 \text{ МПа}$.

Таким чином, отримане розрахункове максимальне значення еквівалентного напруження при стисненні σ_s в осередку деформації в 6,5 рази перевищує верхню межу допустимих напружень. Найбільше розрахункове еквівалентне напруження при розтяганні σ_e перевищує величину допустимих напружень в 2,6 рази. Оскільки $\sigma_s > [\sigma]$ і $\sigma_e > [\sigma]$, то умова міцності для вертикальних валків не виконується.

У випадку зростання сили прокатки до максимального значення $P_b = 1400 \text{ кН}$ в області контакту металу з поверхнею вертикального валка відбудеться руйнування або ушкодження валка у вигляді появи таких дефектів на його поверхні, як тріщини, викрашування, відколи.

5.4 Розробка алгоритму розрахунку загальної деформації касети

У зв'язку зі складністю визначення параметрів НДС елементів прокатного устаткування у виробничих умовах за допомогою програм, що реалізують скінченно-елементне моделювання (потрібна наявність ліцензійного програмного забезпечення, навчання працівників, володіння ними основами методології наукових досліджень), був розроблений алгоритм

визначення загальної деформації касети, заснований на аналітичному методі розрахунку, і результатах фізичних вимірів, що викладений у роботі [223].

Загальна пружна деформація касети Δ визначається з виразу (5.1).

Пружна деформація верхньої плити визначається з рівняння [5]:

$$f_{\epsilon.n.} = f'_1 + f'_2 + f'_3 + f'_4, \quad (5.5)$$

де f'_1 – деформація двох поперечок від дії згинальних моментів, мм:

$$f'_1 = \frac{P_{\epsilon} \cdot l_{n_1}^3}{24 \cdot E \cdot I_{n_1}} - \frac{M_0 \cdot l_{n_1}^2}{4 \cdot E \cdot I_{n_1}}, \quad (5.6)$$

де P_{ϵ} – сила прокатки, що діє на вертикальний валок, Н

$$P_{\epsilon} = p_{cp.\epsilon} \cdot \sqrt{R_{\epsilon} \cdot \Delta t} \cdot (2 \cdot h_{\phi} \cdot \cos \psi_{\epsilon} + d_1), \quad (5.7)$$

де $p_{cp.\epsilon}$ – середній тиск на вертикальний валок, МПа;

R_{ϵ} – радіус вертикального валка, мм;

Δt – обтиснення фланця, мм;

h_{ϕ} – висота фланця, мм;

ψ_{ϵ} – кут нахилу твірної зовнішньої поверхні валка, мм;

d_1 – товщина стінки після прокатки, мм.

Статично невизначений момент M_0 , що виникає в кутах плити від дії сили P_{ϵ} , Н•мм

$$M_0 = \frac{P_{\epsilon} \cdot l_{n_1}}{4} \cdot \frac{1}{2 \cdot \left(1 + \frac{l_{c_1}}{l_{n_1}} \cdot \frac{I_{n_1}}{I_{c_1}} \right)}, \quad (5.8)$$

де l_{n_1} – довжина поперечки верхньої плити між нейтральними осями, мм;

l_{c_1} – довжина стійки верхньої плити між нейтральними осями, мм.

Момент інерції I_{n_1} перерізу поперечки верхньої плити, мм⁴

$$I_{n_1} = \frac{S_{e.n.} \cdot (a_n^3 - d_{ш}^3)}{12}, \quad (5.9)$$

де $S_{e.n.}$ – товщина поперечки верхньої плити, мм;

a_n – ширина поперечки верхньої й нижньої плит, мм;

$d_{ш}$ – діаметр шийки осі, мм.

Момент інерції I_{c_1} перерізу стійки верхньої плити, мм⁴

$$I_{c_1} = \frac{S_{c_1} \cdot b_{c_1}^3}{12}, \quad (5.10)$$

де S_{c_1} – товщина стійки верхньої плити, мм;

b_{c_1} – ширина стійки верхньої плити, мм.

Модуль пружності матеріалу плит (сталь) $E = 2,1 \cdot 10^5$ МПа, [191].

Внаслідок того, що товщина поперечок у порівнянні з їхньою довжиною незначна, у розрахунках можна зневажити дію поперечних (перерізуючих) сил і виключити з алгоритму деформацію обох поперечок плити від дії поперечних сил f_2' .

Деформація обох поперечок плити в зоні отвору під цапфу f_3' вертикального валка, мм

$$f_3' = \frac{P_e \cdot d_{ш}^3}{192 \cdot E \cdot I_{u_1}}. \quad (5.11)$$

Момент інерції перерізу поперечки в зоні отвору під цапфу I_{u_1} , мм⁴

$$I_{u_1} = \frac{S_{\text{с.п.}} \cdot \left(\frac{a_n - d_{\text{ш}}}{2} \right)^3}{12}. \quad (5.12)$$

Деформація стійок f_4' плити від дії поздовжніх сил, мм [5]

$$f_4' = \frac{P_{\text{с}} \cdot l_{c_1}}{2 \cdot E \cdot F_{c_1}} \quad (5.13)$$

де F_{c_1} – площа перерізу стійки плити, мм²

$$F_{c_1} = b_{c_1} \cdot S_{c_1} \quad (5.14)$$

Тоді остаточний вираз для визначення пружної деформації верхньої плити приймає вид

$$f_{\text{с.п.}} = f_1' + f_3' + f_4'. \quad (5.15)$$

Пружна деформація нижньої плити визначається аналогічно верхній

$$f_{\text{н.п.}} = f_1'' + f_3'' + f_4''. \quad (5.16)$$

Деформація ексцентрикової осі визначається як її прогин під впливом згинаючих моментів і поперечних сил

$$f_{\text{осі}} = f_{\text{виг}} + f_{\text{н.с.}}. \quad (5.17)$$

Стріла прогину від дії згинаючих моментів $f_{\text{виг}}$, мм

$$f_{\text{виг}} = \frac{P_{\text{с}}}{384E \cdot I_{\text{с.о}}} \left(8a^3 - 4ab^2 + b^3 - 64c \left(\frac{I_{\text{с.о}}}{I_{\text{ш}}} - 1 \right) \right), \quad (5.18)$$

де a – відстань між точками додатка реакцій в опорах, мм;

b – довжина розподіленого навантаження (ширина полиці двотавра), мм;

c – відстань від реакції в опорі до торця бочки осі, мм;

$I_{\delta.o}$ – момент інерції перерізу бочки осі, мм⁴

$$I_{\delta.o} = \frac{\pi \cdot D_{oci}^4}{64}, \quad (5.19)$$

тут D_{oci} – діаметр бочки осі, мм;

$I_{ш}$ – момент інерції перерізу шийки осі, мм⁴

$$I_{ш} = \frac{\pi \cdot d_{ш}^4}{64}. \quad (5.20)$$

Стріла прогину від дії поперечних сил $f_{n.c.}$, мм

$$f_{n.c.} = \frac{P_{\epsilon}}{\pi \cdot G \cdot D_{oci}^2} \left(a - \frac{b}{2} + 2c \left(\frac{D_{oci}^2}{d_{ш}^2} - 1 \right) \right), \quad (5.21)$$

де $G \approx \frac{3}{8}E$ – модуль зрушення матеріалу плит, МПа [191].

Після підставлення (5.18) і (5.21) у рівняння (5.17) отримаємо

$$f_{oci} = \frac{P_{\epsilon}}{3E \cdot \pi \cdot D_{oci}^2} \cdot \left(\frac{4a^3 - 2ab^2 + 0,5b^3 - 32c \cdot w \cdot v}{D_{oci}^2} + 16c \cdot w + 8a - 4b \right), \quad (5.22)$$

де $w = \frac{D_{oci}^2}{d_{ш}^2} - 1$ і $v = \frac{D_{oci}^2}{d_{ш}^2} + 1$ – параметри, що враховують вплив різниці

діаметрів шийки $d_{ш}$ й бочки D_{oci} ексцентрикової осі.

Сумарна пружна деформація підшипника кочення в напрямку дії сили прокатки розраховується в см за формулою Р.Д. Бейзельмана і Б.В. Ципкіна [244]

$$f_n = 61 \cdot 10^{-8} \cdot \frac{P_{рад}}{l_p} \cdot \left(15,7 + \lg \frac{l_p^2}{P_{рад}^2 \cdot \left(\frac{1}{R_p} + \frac{1}{R_{\epsilon}} \right) \cdot \left(\frac{1}{R_p} - \frac{1}{R_n} \right)} \right), \quad (5.23)$$

де $P_{рад} = \frac{5 \cdot P_{\epsilon}}{2 \cdot 9,81 \cdot i \cdot z \cdot \cos \alpha}$ – радіальна сила, що сприймається

найбільш навантаженим тілом кочення, Н [245];

i – число рядів тіл кочення;

z – число тіл кочення в одному ряді;

l_p – робоча довжина ролика, см;

α – кут контакту підшипника, град.;

R_p – середній радіус ролика, см;

R_{ϵ} – середній радіус доріжки внутрішнього кільця, см;

R_n – середній радіус доріжки зовнішнього кільця, см.

Пружна деформація вертикального валка для випадку двоопорної балки з розподіленим навантаженням по всій довжині визначається виразом [117]

$$f_{\epsilon} = f_{\epsilon_1} + f_{\epsilon_2}, \quad (5.24)$$

де f_{ϵ_1} – стріла прогину від дії згинаючих моментів, мм

$$f_{\epsilon_1} = \frac{5}{384} \cdot \frac{P_{\epsilon} \cdot b^3}{E_{\epsilon} \cdot I_{\epsilon}} \quad (5.25)$$

де I_{ϵ} – момент інерції перерізу бочки валка, мм⁴

$$I_B = \frac{\pi \cdot (D_B^4 - d_B^4)}{64}. \quad (5.26)$$

Стріла прогину f_{ϵ_2} від дії поперечних сил, мм

$$f_{\epsilon_2} = \frac{1}{8} \cdot \frac{P_{\epsilon} \cdot b}{G_{\epsilon} \cdot F_{\epsilon}}, \quad (5.27)$$

де F_{ϵ} – площа перерізу бочки валка, мм²

$$F_{\epsilon} = \frac{\pi \cdot (D_{\epsilon}^2 - d_{\epsilon}^2)}{4}, \quad (5.28)$$

де D_{ϵ} – зовнішній діаметр бочки валка, мм;

d_{ϵ} – внутрішній діаметр бочки валка, мм;

$E_{\epsilon} = 11 \cdot 10^5$ МПа, $G_{\epsilon} = 4,5 \cdot 10^4$ МПа – модулі пружності й зрушення матеріалу валка (легований загартований чавун) відповідно, МПа [191].

Для зручності запису виразу, що визначає загальну деформацію касети, введемо такі параметри:

$$j = \frac{5}{2 \cdot 9,81 \cdot i \cdot z \cdot \cos \alpha} - \text{параметр, що враховує вплив числа } i \text{ рядів тіл}$$

кочення, числа z тіл кочення в одному ряді, кута контакту α підшипника й одиницю виміру зусилля прокатки, с²/м;

$$q = \left(\frac{1}{R_p} + \frac{1}{R_{\epsilon}} \right) \text{ і } r = \left(\frac{1}{R_p} - \frac{1}{R_u} \right) - \text{параметри, що враховують вплив}$$

радіусів кривизни доріжок кочення внутрішнього й зовнішнього кілець підшипника й радіуса тіла кочення (ролика), 1/см;

$$m = 1 + \frac{l_{c_1}}{l_{n_1}} \cdot \frac{a_{n_1}}{b_{c_1}^3}, \quad n = 1 + \frac{l_{c_2}}{l_{n_2}} \cdot \frac{a_{n_2}}{b_{c_2}^3} - \text{параметри, що враховують спільний}$$

вплив діаметра $d_{ш}$ шийки ексцентрикової осі, довжин стійки (l_{c_1} , l_{c_2}) і поперечки (l_{n_1} , l_{n_2}), а також ширини стійки (b_{c_1} , b_{c_2}) і поперечки (a_{n_1} , a_{n_2}) для верхньої й нижньої плит відповідно, $1/\text{мм}^2$;

$k = a_n^3 - d_{ш}^3$ і $h = a_n - d_{ш}$ – параметри, що враховують вплив ширини поперечки плити a_n (у розглянутій конструкції касети $a_n = a_{n_1} = a_{n_2}$) і діаметра $d_{ш}$ отвору в плитах під шийку ексцентрикової осі, мм.

Після підставлення у вираз (5.1) всіх складових (5.15), (5.16), (5.22), (5.23), (5.24) і проведення необхідних алгебраїчних перетворень з врахуванням введених вище параметрів одержимо рівняння для визначення пружної деформації касети 2Δ з неприводними вертикальними валками в загальному виді (тут 2Δ – переміщення вертикальних валків відносно один одного)

$$\begin{aligned} 2\Delta = & \frac{P_\epsilon}{8 \cdot E} \left[\left(\frac{3}{12k} \left(\frac{l_{n_1}^3 \cdot (4m-3)}{m \cdot S_{\epsilon.n.}} + \frac{l_{n_2}^3 \cdot (4n-3)}{n \cdot S_{\epsilon.n.}} \right) + \frac{d_{ш}^3 \cdot (S_{\epsilon.n.} + S_{\epsilon.n.})}{h^3 \cdot S_{\epsilon.n.} \cdot S_{\epsilon.n.}} + l_c \cdot \frac{S_{\epsilon.n.} \cdot b_{c_2} + S_{\epsilon.n.} \cdot b_{c_1}}{S_{\epsilon.n.} \cdot S_{\epsilon.n.} \cdot b_{c_1} \cdot b_{c_2}} \right) + \right. \\ & + \frac{2P_\epsilon}{3E \cdot \pi \cdot D_{оси}^2} \cdot \left(\frac{4a^3 - 2ab^2 + 0,5b^3 - 32c \cdot w \cdot v}{D_{оси}^2} + 16c \cdot w + 8a - 4b \right) + \\ & + \frac{2P_\epsilon}{3E \cdot \pi \cdot D_{оси}^2} \cdot \left(\frac{4a^3 - 2ab^2 + 0,5b^3 - 32c \cdot w \cdot v}{D_{оси}^2} + 16c \cdot w + 8a - 4b \right) + \quad (5.29) \\ & + 12,2 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{j}{l_p} \cdot P_\epsilon \cdot \left(15,7 + \lg \frac{l_p^2}{(j \cdot P_\epsilon)^2 \cdot q \cdot r} \right) + \frac{P_\epsilon \cdot b}{\pi \cdot (D_\epsilon^2 - d_\epsilon^2)} \left(\frac{5 \cdot b^2}{3E_\epsilon \cdot (D_\epsilon^2 + d_\epsilon^2)} + \frac{1}{G_\epsilon} \right) \end{aligned}$$

де $S_{\epsilon.n.}$ – товщина нижньої плити, мм;

b_{c_2} – ширина стійки нижньої плити, мм.

Наведена вище методика розрахунку пружної деформації касети з неприводними вертикальними валками заснована на відомих формулах з курсу опору матеріалів, що визначають деформацію окремих елементів касети (плит, вісей, підшипників і валків), які піддаються розтягненню, стиску і вигину під впливом сили прокатки. Тут не враховується взаємний вплив окремих деталей касети на всю металоконструкцію в цілому. Тому розрахована по формулі (5.26) пружна деформація касети є наближеною.

Виконане в розділі 5.1 математичне моделювання НДС касет методом скінченних елементів показало, що пружні деформації окремих елементів касети, працюючих у зборі, відрізняються від деформації цих же елементів, але не зв'язаних між собою. Це стосується валкового вузла в складі: ексцентрикова вісь, підшипники і вертикальний валок.

При математичному моделюванні переміщень всіх деталей касети в процесі прокатки встановлено, що пружна деформація ексцентрикової осі в зборі з підшипниками і валком становить 0,025 мм, що в чотири рази менше, ніж при її незалежному вигині. В інженерній методиці таке зменшення пружної деформації можна врахувати емпіричним коефіцієнтом $k = 0,25$. Пружна деформація вертикального валка, що має коротку бочку, від дії згинаючих моментів і поперечних сил незначна. Вертикальний валок піддається контактному зминанню поверхні в осередку деформації. Пружне зминання валка в зоні контакту його з металом становить близько 0,2 мм. При зміні температури металу в межах від 800 до 900 °С зминання валка змінюється незначно – на 0,012...0,016 мм (див. табл. 5.1.). Тому в інженерній методиці розрахунку пружної деформації касети можна прийняти, що контактне зминання валка, у межах значень тиску металу на валки, що діють на практиці, є постійним і рівним 0,2 мм.

Тоді, з огляду на вище прийняті допущення, формули для розрахунку сумарної пружної деформації двох ексцентрикових осей і двох вертикальних валків приймають вид:

для осей

$$f_{\Sigma oci} = 2k \frac{P_{\epsilon}}{3E \cdot \pi \cdot D_{oci}^2} \cdot \left(\frac{4a^3 - 2ab^2 + 0,5b^3 - 32c \cdot w \cdot v}{D_{oci}^2} + 16c \cdot w + 8a - 4b \right) \quad (5.30)$$

де $k = 0,25$ – коефіцієнт, що враховує деформацію ексцентрикової осі в зборі у валковому вузлі;

для валків

$$f_{\Sigma \epsilon} = f_{\epsilon} + 2f_k, \quad (5.31)$$

де $f_k = 0,2$ – контактне зминання одного валка.

З урахуванням формул (5.30) і (5.31) сумарна пружна деформація касети дорівнює

$$\begin{aligned} 2\Delta = & \frac{P_{\epsilon}}{8 \cdot E} \left[\left(\frac{3}{12k} \left(\frac{l_{n1}^3 \cdot (4m-3)}{m \cdot S_{\epsilon, n.}} + \frac{l_{n2}^3 \cdot (4n-3)}{n \cdot S_{\epsilon, n.}} \right) + \frac{d_{ш}^3 \cdot (S_{\epsilon, n.} + S_{\epsilon, n.})}{h^3 \cdot S_{\epsilon, n.} \cdot S_{\epsilon, n.}} \cdot l_c \cdot \frac{S_{\epsilon, n.} \cdot b_{c2} + S_{\epsilon, n.} \cdot b_{c1}}{S_{\epsilon, n.} \cdot S_{\epsilon, n.} \cdot b_{c1} \cdot b_{c2}} \right) \right] + \\ & + 2k \cdot \frac{P_{\epsilon}}{3E \cdot \pi \cdot D_{оси}^2} \cdot \left(\frac{4a^3 - 2ab^2 + 0,5b^3 - 32c \cdot w \cdot v}{D_{оси}^2} + 16c \cdot w + 8a - 4b \right) + \quad (5.32) \\ & + 12,2 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{j}{l_p} \cdot P_{\epsilon} \cdot \left(15,7 + \lg \frac{l_p^2}{(j \cdot P_{\epsilon})^2 \cdot q \cdot r} \right) + \frac{P_{\epsilon} \cdot b}{\pi \cdot (D_{\epsilon}^2 - d_{\epsilon}^2)} \left(\frac{5 \cdot b^2}{3E_{\epsilon} \cdot (D_{\epsilon}^2 + d_{\epsilon}^2)} + \frac{1}{G_{\epsilon}} \right) + 2f_k \end{aligned}$$

Ця формула враховує пружні деформації всіх касет, що працюють у зборі. Результатом розрахунку є переміщення циліндричних поверхонь вертикальних валків відносно зовнішніх поверхонь полиць двотавра в універсальному чотиривалковому калібрі.

Результати розрахунку за формулою (5.32) пружної деформації елементів касети з вертикальними валками (див. рис. 5.1) чистової кліті 580 стану 600 ПАТ «АМК» при прокатці двотавра №20 наведені в табл. 5.3.

Таблиця 5.3 – Результати розрахунку пружних деформацій елементів касети за емпірико-аналітичним алгоритмом

Найменування елементу, що деформується	Пружна деформація елементів касети, мм		
	Температура металу, °С		
	800	850	900
	Сила прокатки на вертикальні валки, кН		
	1400	1306	1203
Плита верхня	0,6140	0,5720	0,5269
Плита нижня	0,4680	0,4370	0,4026
Середня деформація плит	0,5410	0,5045	0,4648
Ексцентрикові вісі	0,0538	0,0502	0,0462
Підшипники	0,2220	0,2084	0,1934
Валки	0,4053	0,4049	0,4045
Сумарна пружна деформація касети 2Δ	1,2221	1,1680	1,1089

Порівняння пружних деформацій в елементах касети, розрахованих МСЕ і за допомогою емпірико-аналітичного алгоритму показане на рис. 5.16 і 5.17. Різниця між чисельними значеннями середньої деформації в плитах $f_{cp.n.}$ не перевищує 20,4%. Розходження між пружною деформацією осей $f_{\Sigma oc}$ становить 22%. Найбільша розбіжність між значеннями пружної деформації спостерігається для підшипників кочення f_n і досягає 24%. Різниця між числовими значеннями $f_{\Sigma e}$, що виникають у вертикальних валках, становить 8,5%. Розходження між результатами розрахунків сумарної пружної деформації касети 2Δ не перевищує 15,5%.

Порівняльний аналіз результатів розрахунку НДС касети МСЕ і з використанням емпірико-аналітичного алгоритму показав допустиму розбіжність у значеннях пружної деформації касети для металургійної промисловості, що дозволяє застосовувати алгоритм у промислових умовах. Розроблена методика передана для використання на стан 600 ПАТ «АМК».

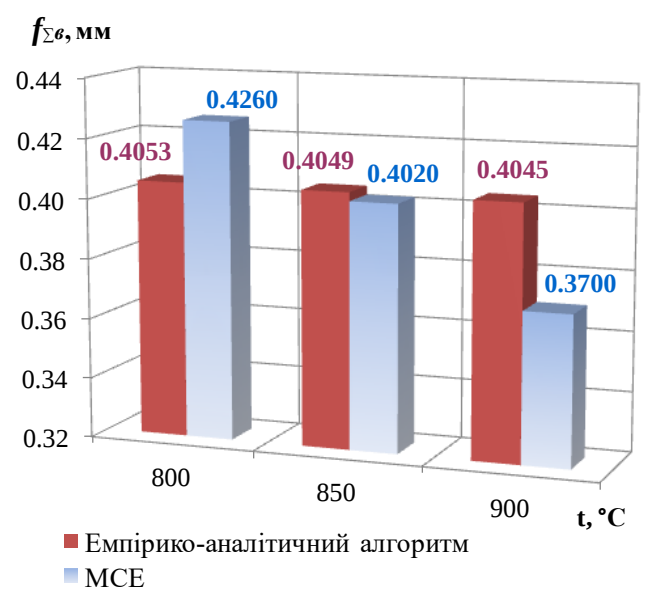
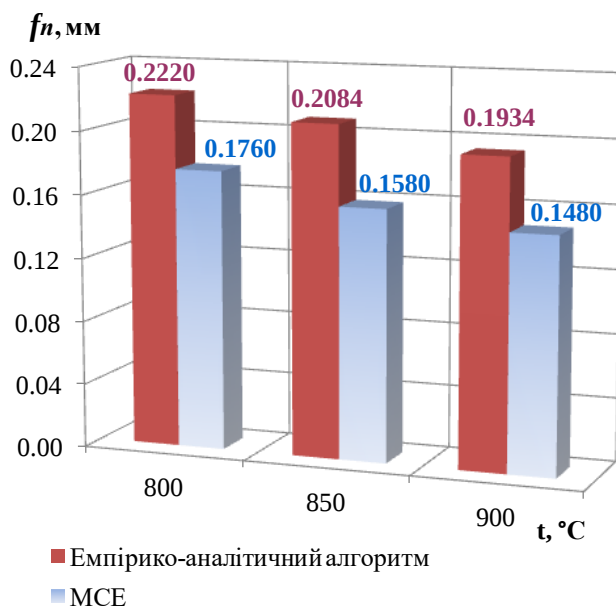
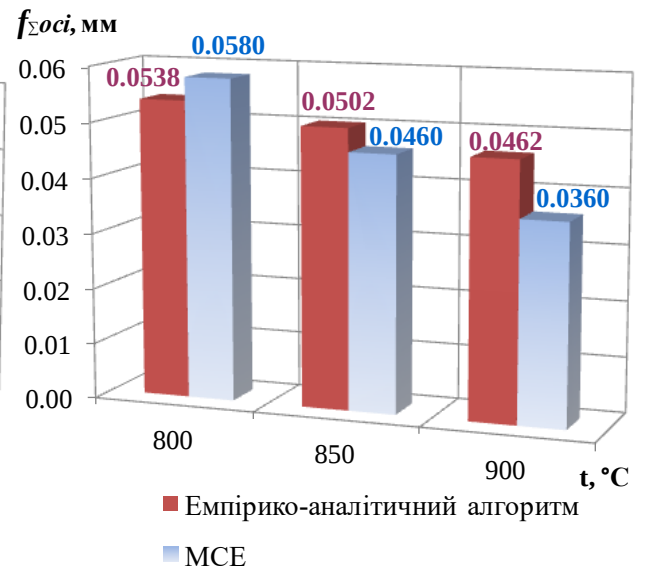
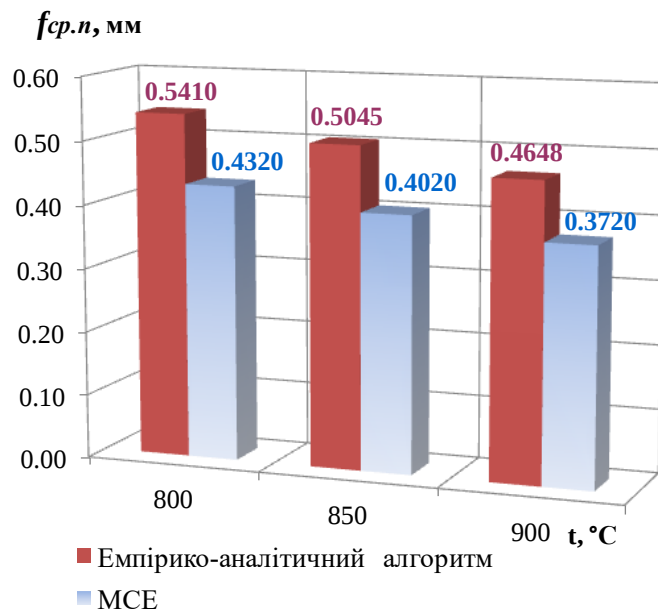


Рисунок 5.16 – Порівняння результатів розрахунку пружних деформацій в елементах касети методом скінченних елементів і за допомогою емпірико-аналітичного алгоритму: середня деформація плит (а), деформація ексцентрикових осей (б), деформація підшипників (в), деформація вертикальних валків (г)

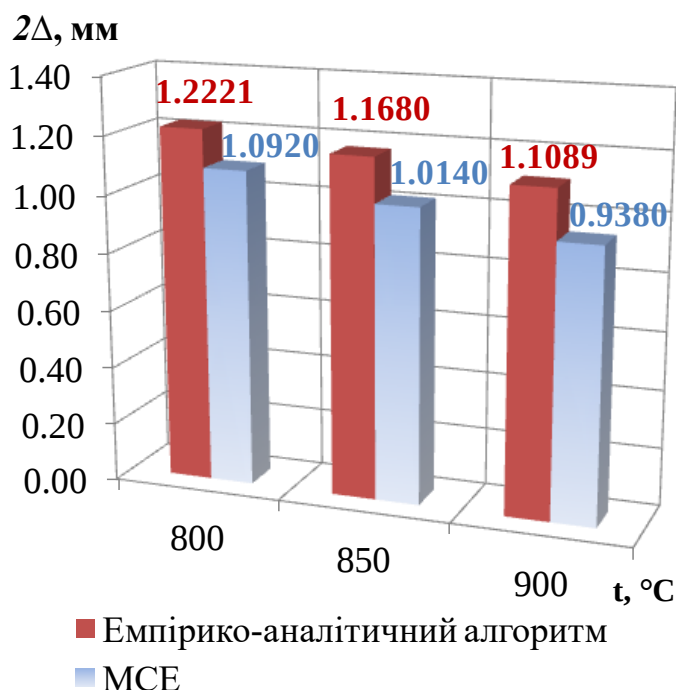


Рисунок 5.17 – Порівняння результатів розрахунку сумарної пружної деформації касети 2Δ MSE і за допомогою емпірико-аналітичного алгоритму

Таким чином, у результаті проведеного дослідження встановлено, що деформації, які виникають в процесі прокатки в деталях касети, сягають значних величин. Для касет чистових клітей стану 600 ПАТ «АМК» деталями, що найбільш деформуються, є вертикальні валки, підшипники кочення й плити. Загальна пружна деформації касети може досягати 1,2 мм, що не задовольняє вимогам технології. Існуюча конструкція касет має низьку експлуатаційну жорсткість, що не дозволяє одержувати готовий прокат високої якості.

Подальше підвищення точності двотаврових профілів можливо шляхом удосконалення конструкції касет на основі використання оптимального співвідношення геометричних параметрів плит, що підвищить їх міцнісні властивості, та вдосконалення валкового вузла за рахунок встановлення в ньому підшипників з більш високими значеннями динамічної вантажопідйомності й номінальної довговічності.

Висновки до розділу

1. Вперше методом скінченних елементів реалізовано математичне моделювання об'ємного напружено-деформованного стану касет з неприводними вертикальними валками, що утворюють чистові універсальні калібри. Визначено основні закономірності зміни ізополів переміщень і напружень в елементах конструкції касети. Встановлено пружні деформації окремих деталей касети з урахуванням їхнього взаємного впливу один на одного при роботі їх у зборі. Визначено загальну пружну деформацію касети як підсумкове переміщення циліндричної поверхні вертикального валка відносно зовнішньої поверхні полиці двотавру в універсальному калібрі.

2. Встановлено зв'язок між загальною пружною деформацією касети і різнотовщинністю полиць при зміні поточних параметрів прокатки під впливом технологічних факторів прокатки. При зниженні температури металу по полицях двотавра на 100°C пружна деформації касети зростає на 14,1%, різниця в товщині полиць – на 20 % від поля допуску, а питома маса профілю – на 3,50–4,08%.

3. Встановлено розходження у значенні пружної деформації верхньої і нижньої плит касети, що призводить до перекосу ексцентрикової осі та вертикального валка і нерівномірності бічного обтиснення по висоті полиці. Різниця в товщині верхнього і нижнього кінців полиць досягає 0,4 мм або 80% від поля допуску. Для підвищення точності готових профілів при конструюванні касет необхідно забезпечувати однакову деформацію верхньої і нижньої плит під навантаженням. При цьому варто знайти оптимальне співвідношення геометричних параметрів плит і їх міцнісних властивостей.

4. Встановлено різний ступінь пружної деформації верхнього і нижнього підшипників. Деформація верхнього підшипника на 25% більша ніж нижнього, що пов'язано з перекосом ексцентрикової осі. Валковий вузол вимагає удосконалення за рахунок встановлення в ньому підшипників з

більш високими значеннями динамічної вантажопідйомності й номінальної довговічності.

5. Пружна деформація вертикального валка, що має коротку бочку, від дії згинаючих моментів і поперечних сил незначна. Вертикальний валок піддається контактному зминанню поверхні в осередку деформації. Встановлено, що пружна деформація валка в зоні контакту його з заготовкою від тиску метала на валки, що виникає у виробничих умовах, є постійною й дорівнює 0,2 мм.

6. Аналіз розподілу напружень в окремих деталях касети показав, що в плитах і ексцентриковій осі еквівалентні напруження не перевищують допустимих значень, а для підшипників і валків умова міцності не дотримується. У підшипниках екстремальними зонами є місця контакту роликів з доріжками кочення зовнішніх кілець з боку впливу навантаження, де еквівалентні напруження в 6 разів перевищують допустимі. У валках максимальні напруження стискання мають місце в зоні контакту з металом, де вони в 6,5 рази перевищують верхню границю допустимих напружень.

У зв'язку з недотриманням умови міцності в підшипниках і валках виникає необхідність вдосконалення валкового вузла касети.

7. Одержав подальший розвиток метод оцінки сумарної пружної деформації касети з неприводними вертикальними валками, включаючи деформацію плит, ексцентрикових осей, підшипників і валків, з урахуванням їх взаємного впливу при роботі валкового вузла в зборі, що дозволяє підвищити точність розрахунків і прогнозування різнотовщинності готових профілів залежно від деформувальних сил прокатки. Розрахунки деформації касети за допомогою емпірико-аналітичного алгоритму з достатньою точністю збігаються з результатами визначення НДС касети за допомогою МСЕ, розбіжність у значеннях не перевищує 15,5%. Розроблений алгоритм рекомендується використовувати для оцінки деформації касет у виробничих умовах та при проектуванні нового і удосконаленні діючого устаткування прокатних станів.

6 ДОСЛІДЖЕННЯ ТОЧНОСТІ ГОТОВОГО ПРОКАТУ І УДОСКОНАЛЕННЯ ТЕХНОЛОГІЇ Й УСТАТКУВАННЯ ДЛЯ ПРОКАТКИ ДВОТАВРІВ ПІДВИЩЕНОЇ ТОЧНОСТІ

6.1 Дослідження точності прокатки двотаврів у клітках дуо з використанням касет з неприводними вертикальними валками

Мета досліджень – виявлення загальних закономірностей зміни геометричних параметрів двотаврів, що прокатують на сортових станах у чистових клітках дуо з використанням касет з неприводними вертикальними валками, дослідження фактичної точності готових профілів, удосконалення технології і устаткування для підвищення якості прокату, розробка й освоєння технології виробництва нових економічних імпортозамінних двотаврів з паралельними полицями, розширення сортаменту прокатного стану, забезпечення конкурентоспроможності готової продукції шляхом виготовлення і поставки споживачам двотаврів підвищеної точності.

При дослідженні вирішували наступні завдання:

- визначення фактичної точності прокатки двотаврів у процесі виробництва всієї партії профілів (за одне встановлення валків);
- виявлення недоліків у технології й устаткуванні;
- розробка заходів відносно вдосконалювання параметрів технології прокатки, калібрувань валків, а також конструкції касет з неприводними валками.

Дослідження проводили на крупносортовому стані 600 ПАТ «АМК» при виробництві двотаврів №14 й №20 [223, 224]. У процесі дослідження міряли товщину профілів по середині стінки s і фланців t_{fn} , висоту (глибину) фланців b_ϕ і ширину полиць b . Схема вимірів наведена в розділі 2 на рис. 2.7.

Товщину стінки s вимірювали на всій довжині готового профілю через кожні 12 м. Після виходу з чистової кліти двотаври №14 й №20 довжиною 60

і 74 м відповідно розрізали на пилках гарячого різання на мірні довжини 12 м. Товщину стінки s вимірювали на початку й наприкінці кожної штанги. По довжині розкату одержували не менш 6 точок вимірів товщини. Встановлено, що товщина s змінювалася для двотавра №14 у межах від 4,43 до 4,56 мм, а для двотавра № 20 – від 5,57 до 5,33 мм. За ГОСТ 8239 [15] товщина s для досліджуваних профілів становить 4,9 й 5,2 мм й обмежується граничним відхилом по масі профілю. Виявлено, що максимальна різниця в товщині стінки s по довжині смуги для досліджених профілів не перевищувала 0,13 й 0,24 мм, що не виходить за межі дозволеного відхилу. Характер зміни товщини стінки s по довжині двотаврів № 14 й №20 показаний на рис. 6.1.

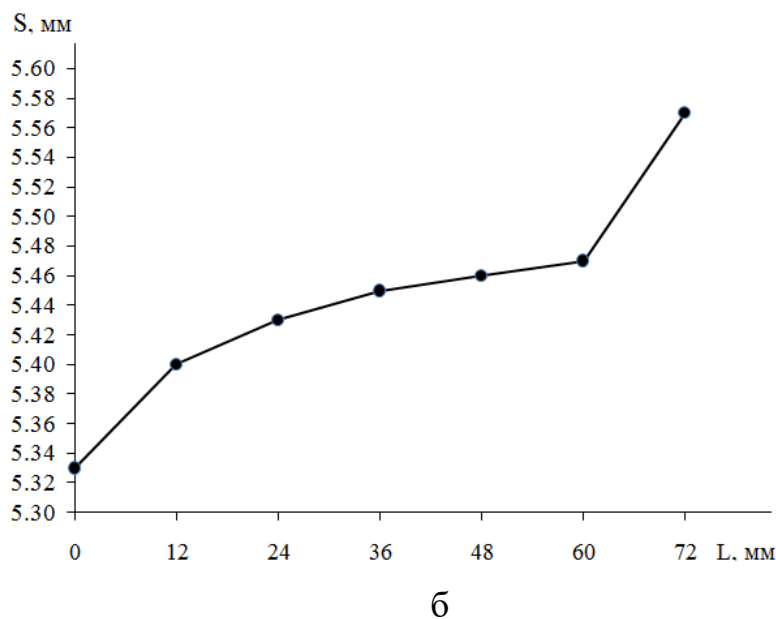
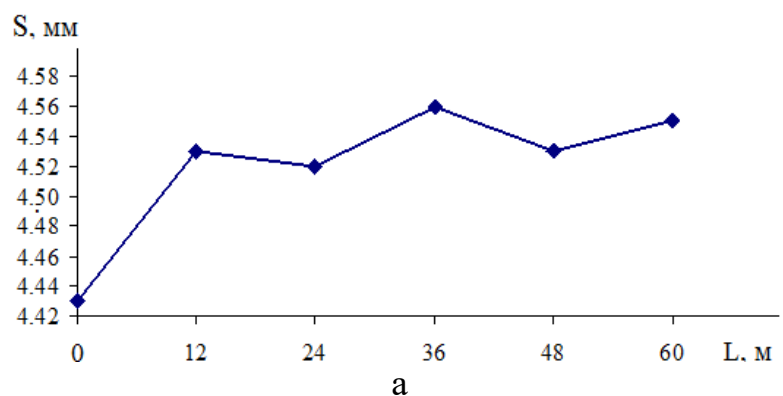
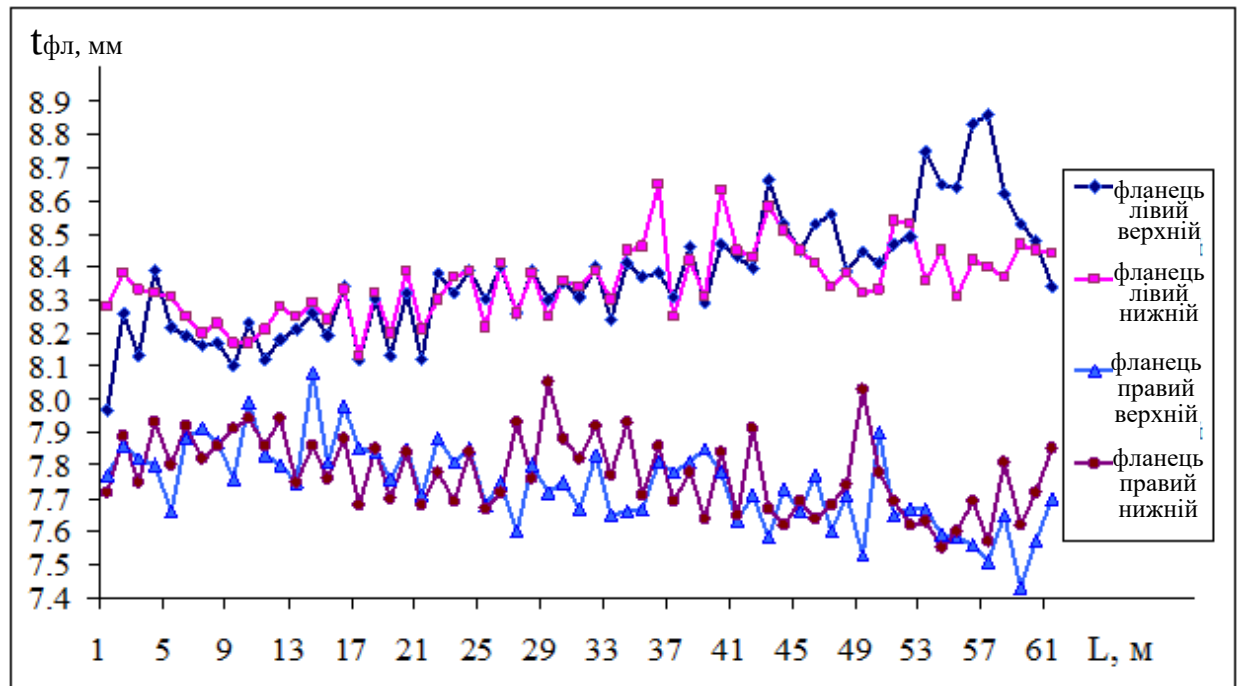


Рисунок 6.1 – Характер зміни товщини стінки s по довжині розкату двотаврів №14 (а) і №20 (б)

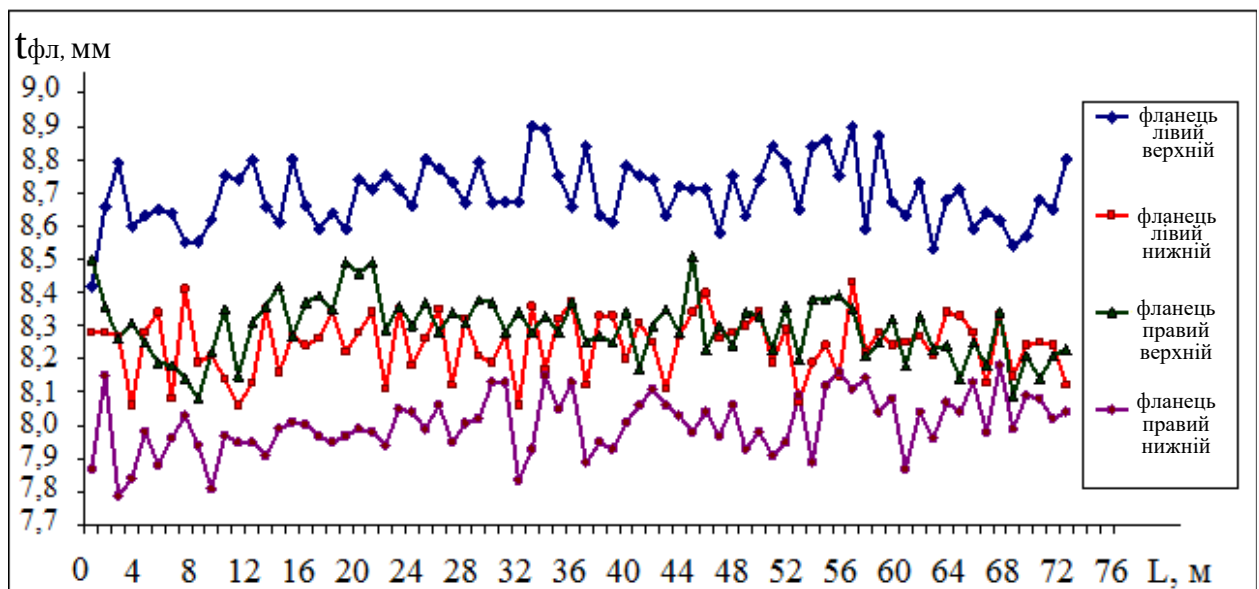
Товщину фланців $t_{\phi л}$ вимірювали по всій довжині розкату готових профілів довжиною 60 й 74 м з кроком 1,0 м. У кожному досліджуваному поперечному перерізі двотаврів визначали одночасно товщину всіх чотирьох фланців у середньому перерізі по висоті фланця (див. рис. 6.2).

Встановлено, що товщина фланців $t_{\phi л}$ досліджених профілів змінюється в досить широких межах: для двотавра №14 від 7,43 до 8,86 мм, а для двотавра №20 від 7,79 до 8,9 мм. За ГОСТ 8239-89 [15] товщина фланців $t_{\phi л}$ для досліджених двотаврів становить 7,5 й 8,4 мм відповідно. Максимальний відхил від стандартного значення $t_{\phi л}$ для двотаврів №14 й №20 склав відповідно 1,36 й 0,48 мм у бік плюсового допуску; 0,07 й 0,61 мм у мінусовий допуск. Відповідно до [15] допустиме значення граничного відхилення товщини фланців обмежується тільки у бік мінімального допуску. Для досліджених типорозмірів двотаврів звичайної точності цей допуск становить -0,7 мм, а для підвищеної точності -0,4 й -0,5 мм відповідно. Таким чином, розміри фланців по товщині не перевищують стандартних значень для профілів звичайної точності, однак не задовольняють вимогам підвищеної точності: перевищення допустимого значення досягає 22%.

Методами математико-статистичного аналізу [225-227] була виконана обробка результатів вимірів. Визначені наступні статистичні показники: вибіркове середнє значення досліджених величин, дисперсія і середньоквадратичний відхил, максимальне і мінімальне значення досліджених параметрів. За результатами статистичної обробки даних були побудовані гістограми і графіки теоретичної щільності ймовірності, емпіричної і теоретичної функцій розподілу, які дозволили зробити висновок про відповідність характеру розподілу досліджуваних параметрів нормального закону розподілу випадкової величини, достовірність якого відносно розглянутих величин була підтверджена за допомогою перевірки нормальності за критерієм χ^2 ("хі"-квадрат) [223]. Результати статистичної обробки вимірів наведено в табл. 6.1 і 6.2.



а



б

Рисунок 6.2 – Зміна середньої товщини фланців $t_{фл}$ по довжині розкату двотаврів №14 (а) і №20 (б)

Таблиця 6.1 – Результати статистичної обробки вимірів товщини фланців і стінки двотавра №14

Елемент		Вибіркова середня товщина, мм	Дисперсія, мм	Середнє квадратичне відхилення, мм	Різновотчинність переднього і заднього кінців, мм	Макс./мін. значення товщини, мм	Максимальна різниця товщини, мм	Відхил від стандарту по товщині, мм
Фланець	лівий верхній	8,37	0,0323	0,1797	0,37	8,86/7,97	0,89	+1,36 ...+0,47
	лівий нижній	8,35	0,0123	0,1110	0,16	8,65/8,13	0,52	+1,15 ...+0,63
	правий верхній	7,75	0,0156	0,1250	0,07	8,08/7,43	0,65	+0,58 ...-0,07
	правий нижній	7,77	0,0137	0,1169	0,13	8,05/7,55	0,50	+0,55 ...+0,05
Стінка		4,52	0,0022	0,0465	0,02	4,56/4,43	0,13	-0,34 ...-0,47

Таблиця 6.2 – Результати статистичної обробки вимірів товщини фланців і стінки двотавра №20

Елемент		Вибіркова середня товщина, мм	Дисперсія, мм	Середнє квадратичне відхилення, мм	Різновотчинність переднього і заднього кінців, мм	Макс./мін. значення товщини, мм	Максимальна різниця товщини, мм	Відхил від стандарту по товщині, мм
Фланець	лівий верхній	8,694	0,0092	0,096	0,38	8,9/8,42	0,48	+0,50...+0,02
	лівий нижній	8,245	0,0082	0,091	0,16	8,43/8,06	0,37	+0,03...-0,34
	правий верхній	8,294	0,0087	0,093	0,27	8,51/8,08	0,43	+0,10...-0,32
	правий нижній	8,004	0,0077	0,088	0,17	8,18/7,79	0,39	-0,22...-0,61
Стінка		5,44	0,0053	0,073	0,24	5,57/5,33	0,24	+0,37...+0,13

Проведене дослідження показало, що на стані 600 двотаврові профілі №14 і №20 катають у полі плюсового допуску, розміри фланців по товщині задовольняють вимогам стандарту. Однак спостерігається значна асиметрія профілю – товщина лівих фланців майже на 9% більше, ніж правих. На початку готового профілю різниця в товщині цих фланців становить близько 0,4 і 0,6 мм відповідно, а наприкінці розкату вона досягає 1,0 мм. Такий характер зміни товщини фланців свідчить про нерівномірність нагрівання металу в прохідній роликовій печі по довжині й поперечному перерізу двотаврового розкату, а також про недостатню жорсткість касети з вертикальними валками та осьового кріплення горизонтальних валків чистових клітей.

З метою визначення можливого биття вертикальних валків касети й одержання точної картини зміни товщини фланців за один оберт валків крок вимірів зменшили до 100 мм [224]. Виміри проводили на профілі довжиною 3 м. Зміна товщини фланців у цьому дослідженні наведена на рис. 6.3, аналіз якого вказує на биття вертикальних валків.

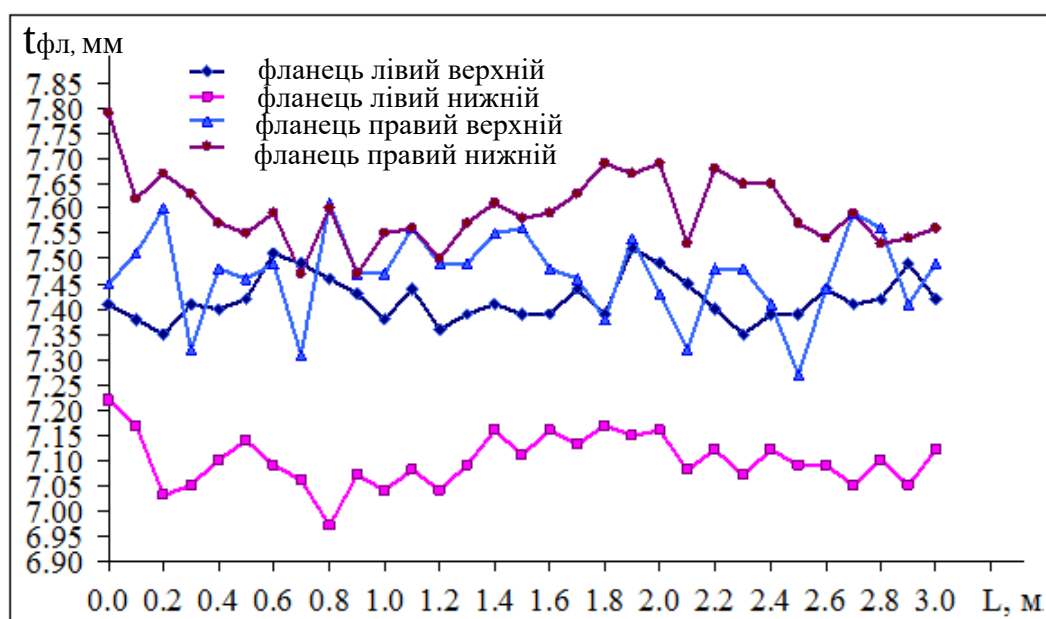


Рисунок 6.3 – Зміна середньої товщини фланців $t_{фл}$ двотавра №14 (профіль довжиною 3 м, крок виміру 100 мм)

Коливання товщини фланців t_{ϕ_l} з певним ступенем наближення можна описати синусоїдою виду $y = \sin x$ з періодом 2π . Період коливання товщини фланців відповідає одному оберту вертикальних валків, який при діаметрі валків 515 мм дорівнює 1617 мм. Амплітуда коливання для лівого валка склала $\pm 0,05$ мм, а для правого $\pm 0,075$ мм. Таким чином, зміна товщини фланців по довжині профілю внаслідок биття валків для лівого фланця дорівнює 0,1 мм, для правого 0,15 мм. Для підвищення точності профілю необхідно звести до мінімуму биття вертикальних валків.

Ширину полиць b вимірювали на двотаврі № 14 довжиною 9 м з кроком 100 мм. У кожному досліджуваному поперечному перерізі профілю визначали одночасно ширину лівої і правої полиць. Встановлено, що ширина лівої полиці змінювалася від 73,4 до 74,1 мм (максимальна різниця в розмірі 0,7 мм), а правої – від 73,4 до 74,5 мм (максимальна різниця в розмірі 1,1 мм). За ГОСТ 8239-89 ширина полиць b становить 73 мм. У даному дослідженні двотавровий профіль по ширині полиць відповідає вимогам підвищеної точності з допуском $\pm 2,0$ мм. Коливання ширини полиць b по довжині смуги наведено на рис. 6.4. Характер цих коливань з певним ступенем наближення також можна описати синусоїдою $y = \sin x$ з періодом 2π .

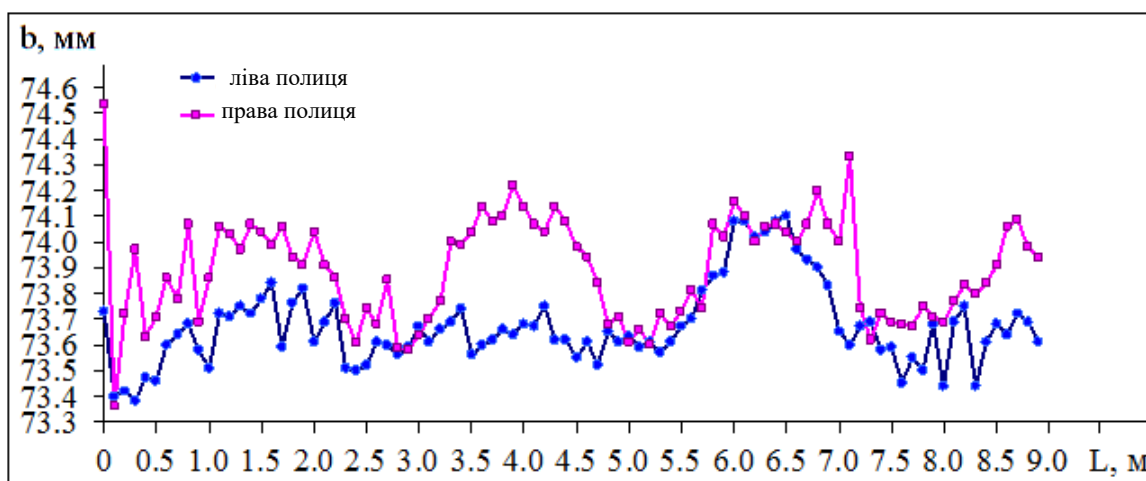


Рисунок 6.4 – Зміна ширини полиць b двотавра №14 (профіль довжиною 9 м, крок виміру 100 мм)

Тут період зміни ширини полиць b відповідає одному оберту горизонтальних валків на ділянці стінки двотаврового калібру. Для чистового калібру двотавру №14 діаметр, що катає, дорівнює 730 мм. Період коливання ширини полиць дорівнює 2292 мм, а амплітуда коливання біля $\pm 0,25$ мм. Більш інтенсивні коливання даного параметру спостерігаються на правій полиці. Такий характер коливання ширини полиць по довжині профілю обумовлений нерівномірністю розподілу металу по краю фланців у контрольному калібрі. У результаті дослідження визначено, що зміна товщини стінки для даного профілю становить 0,13 мм, а товщини фланців – 0,89 мм. У контрольному калібрі коливання потовщення по краю фланців має приблизно таку ж величину. При прокатці профілю в наступному універсальному калібрі у зв'язку з цим має місце нерівномірне розширення по краю фланця, що призводить до коливання висоти фланців і полиці в цілому.

Глибину (висоту) фланців b_{ϕ} вимірювали на двотаврі №14 довжиною 1,0 м з кроком 100 мм. Аналіз результатів вимірів (рис. 6.5) показав, що всі чотири фланці мають різну висоту. Профіль асиметричний відносно горизонтальної і вертикальної осей. Верхні фланці більші за нижні – різниця висоти фланців досягає 6,2% (2,2 мм). Різниця по висоті між лівими і правими фланцями наближається до значення 4,6% (1,6 мм). Для двотавра №20 максимальна різниця в ширині правої і лівої полиць сягає 4,52 мм, що в 1,51 рази перевищує значення граничного відхилу при звичайній прокатці та в 2,26 рази – при прокатці підвищеної точності: відхил ширини лівої полиці більше, ніж на 100% перебільшує значення мінусового поля для прокатки підвищеної точності і на 35% – прокатки звичайної точності. Така асиметрія профілю свідчить про недостатнє обтиснення металу по висоті в закритих фланцях двовалкових балкових калібрів і у контрольних допоміжних калібрах. Результати статистичної обробки ширини полиці й глибини фланців двотавра №14 наведені в табл. 6.3.

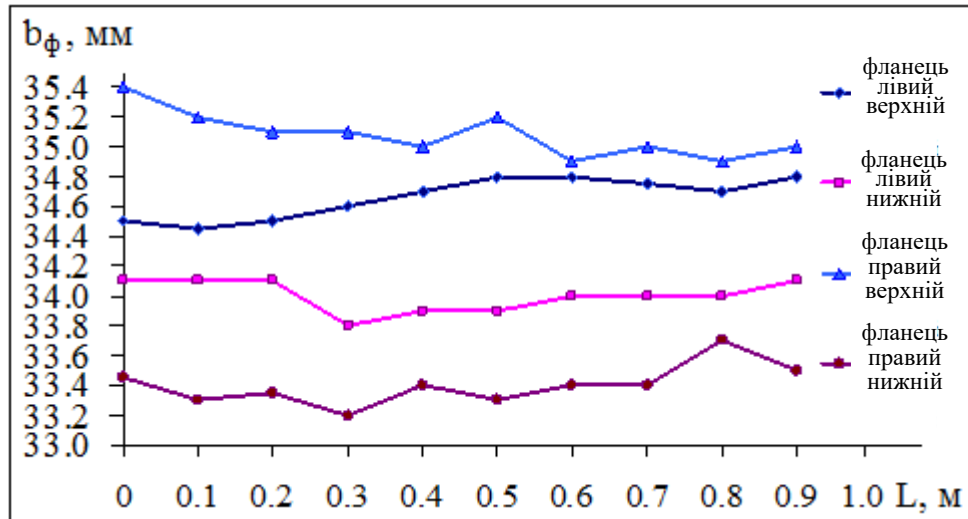


Рисунок 6.5 – Зміна глибини фланців b_{ϕ} двотавра №14 (профіль довжиною 1 м, крок виміру 100 мм)

Таблиця 6.3 – Результати статистичної обробки вимірів ширини полиці й глибини фланців двотаврового профілю №14

		Елемент	Вибіркова середня, мм	Дисперсія, мм	Середнє квадратичне відхилення, мм	Макс./мін. значення розмірів, мм	Максимальна різниця розмірів, мм	Відхил від стандарту, мм
Ширина полиці	ліва		73,75	0,0246	0,1568	74,1/73,4	0,7	+1,10 ...+0,38
	права		73,95	0,0408	0,2019	74,5/73,4	1,1	+1,54 ...+0,36
Глибина фланця	лівий верхній		34,70	0,0188	0,1370	34,8/34,5	0,3	-
	лівий нижній		34,00	0,0111	0,1054	34,1/33,8	0,3	-
	правий верхній		35,10	0,0240	0,1549	35,4/34,9	0,5	-
	правий нижній		33,40	0,0183	0,1354	33,7/33,2	0,5	-

Таким чином, на формозміну заготовки у чистовому калібрі впливає одночасно декілька факторів: нерівномірне зношення горизонтальних валків контрольного калібру, биття вертикальних валків і мала жорсткість касети, різнотовщинність і асиметрія підкату.

Для підвищення точності двотаврів потрібно вдосконалити технологію прокатки, скоректувати деформаційні режими й калібрування валків, починаючи з чорнових фасонних калібрів, а також удосконалити конструкцію касет з вертикальними валками.

6.2. Удосконалення технології прокатки і калібрувань валків для виробництва двотаврів підвищеної точності

6.2.1. Удосконалення діючої технології прокатки і калібрування валків для виробництва двотавру №14

Розробка практичних рекомендацій з удосконалення технології прокатки й калібрувань прокатних валків повинна здійснюватися безпосередньо в прив'язці до конкретного прокатного стану, в якості якого обраний крупносортний стан 600 ПАТ «АМК».

На підставі проведених авторкою досліджень формозміни металу в чорнових калібрах (розділи 3 і 4) і в роботі [247] виявлені недоліки в існуючій технології прокатки і калібрування валків для виробництва двотаврів, які не дозволяють отримати на стані 600 двотаври з симетричними фланцями і точними розмірами всіх елементів профілю.

Так, при прокатці двотаврів №14, існує велика асиметрія по висоті верхніх і нижніх фланців. Висота верхніх фланців на 4 мм більше за нижні. Це обумовлено недосконалою конструкцією напівзакритого контрольного калібру кліті 10Г і тим, що в цей калібр надходять розкати з різною товщиною і висотою фланців з кліті 9Г (рис. 6.6, а). У напівзакритому калібрі

кліті 10Г (рис. 6.6, б) недостатній контроль висоти напівзакритих фланців, до яких з товщиною на кінцях 10 мм надходять розкати з товщиною кінців відповідних фланців 13 мм, тобто на 3 мм більше. У результаті метал тече в роз'єми калібру. На бічних поверхнях напівзакритих фланців утворюються лампаси, при обтисненні яких в універсальному калібрі кліті 11У (рис. 6.6, в) відбувається підвищене місцеве розширення верхніх фланців, що ще більшою мірою збільшує асиметрію профілю. Крім того, у цьому калібрі має місце неоднакове обтиснення верхніх і нижніх фланців по товщині.

Для забезпечення конкурентоспроможності готової продукції шляхом виготовлення і постачання споживачам двотаврів підвищеної точності (ГОСТ 8239, категорія Б, профілі підвищеної точності) на стані 600 ПАТ «АМК» з участю авторки здійснено ряд технічних заходів. При розробці нового калібрування валків використані результати експериментальних (пп. 4.1-4.2) і теоретичних досліджень (пп. 3.1.1-3.1.3) процесів прокатки в балкових калібрах і математичні моделі розрахунку формозміни металу (п.3.2).

Проведений аналіз формозміни металу показав, що для підвищення точності прокатки профілів необхідно скоректувати тільки чорнові балкові калібри клітей 5В, 6Г, 7Г, 9Г і 10Г. Нижче наведено коректування калібрування валків для двотавру №14.

У ящиковому калібрі кліті 5В на 10 мм збільшили ширину прямокутної заготовки, що подається в розрізний калібр кліті 6Г. Збільшення перерізу заготовки до 125x180 мм дозволило більше заповнити висоту фланців у розрізному калібрі кліті 6Г і отримати розкат з більшою висотою полиць.

У розрізному балковому калібрі кліті 6Г (рис. 6.7) зменшили товщину стінки до 80 мм, що відповідає діючому обтисненню по різальним гребеням валків. У закритих фланцях збільшили висоту фланців на 4 мм (до 28 мм), а товщину основи зменшили на 5 мм (до 42 мм). У відкритих фланцях збільшили висоту фланців на 4 мм (до 30 мм). Загальна висота полиць при цьому збільшилася до 138 мм. Ухил зовнішніх граней полиць дорівнює 8%.

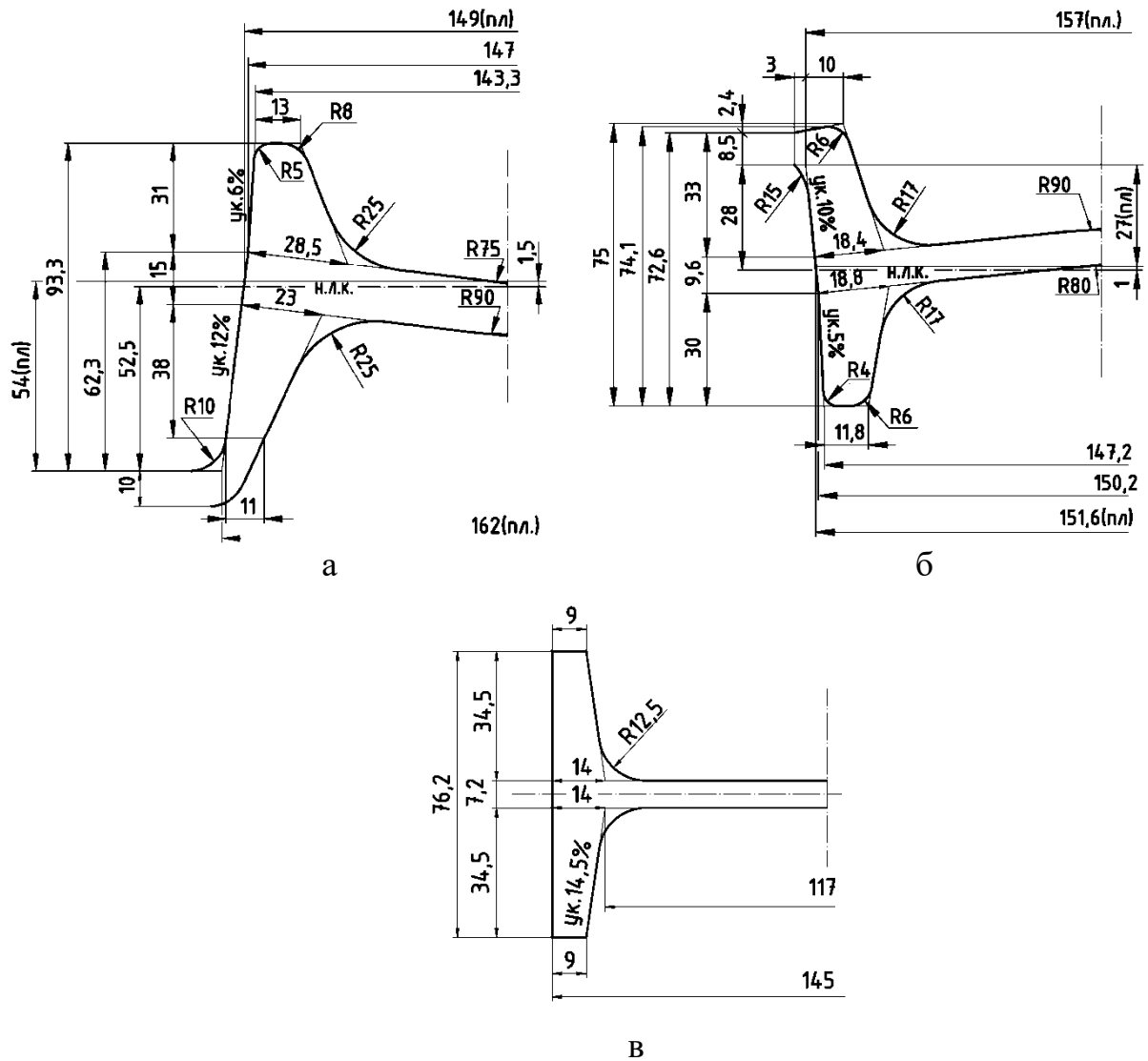


Рисунок 6.6 – Існуюче калібрування двотавра №14: калібр кліті 9Г (а), калібр кліті 10Г (б), калібр кліті 11У (в)

У клітях з чорновими закритими балковими калібрами необхідно забезпечити чергування відкритих і закритих фланців у кожному проході. Тому в кліті 7Г відкриті фланці розташували вгорі, а закриті знизу (рис. 6.8). Стінку виконали прямою з товщиною 34 мм. Загальну висоту полиць збільшили до 112 мм. При цьому висоту відкритих фланців збільшили на 11 мм, висоту закритих фланців – на 6 мм. Ухил зовнішніх граней полиць взяли рівним 8%. Збільшили також деформацію на кінці відкритих фланців. Товщину кінців відкритих фланців прийняли 11 мм.

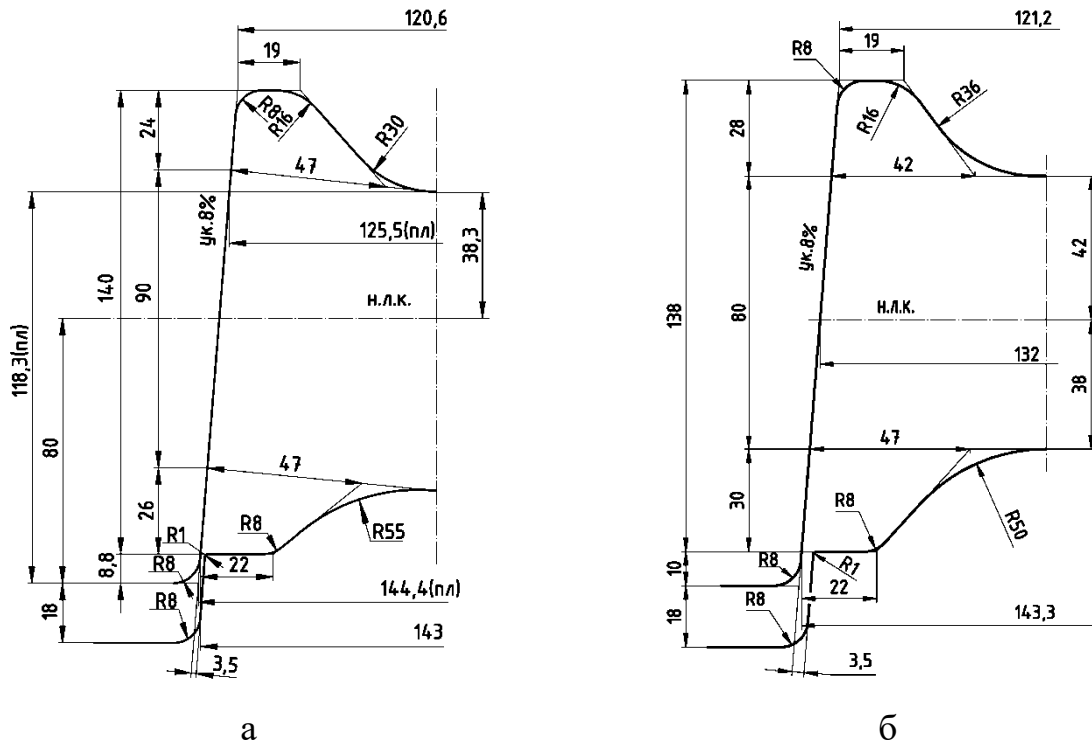


Рисунок 6.7 – Коректування розрізного балкового калібру кліті 6Г: діючий (а); новий (б) калібри

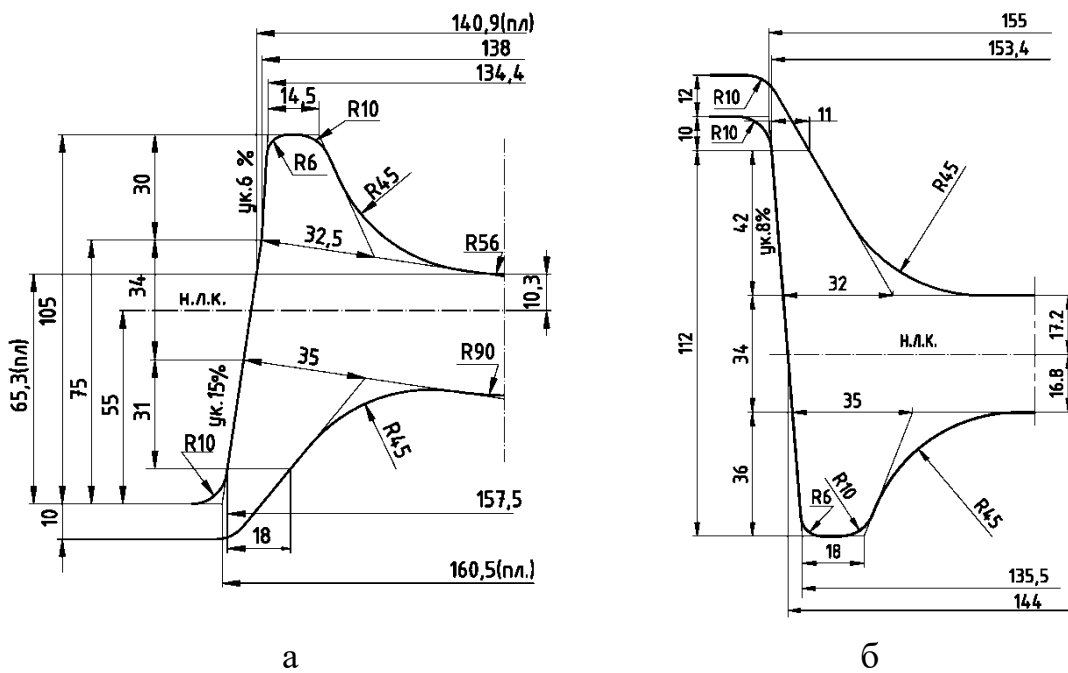


Рисунок 6.8 – Коректування балкового калібру кліті 7Г: діючий калібр (а); новий калібр (б)

У кліті 9Г відкриті фланці розташували знизу, а закриті вгорі (рис. 6.9). Калібр виконали з вигином стінки. Товщина стінки 15 мм. Загальну висоту полиць збільшили до 89,4 мм. Ухил зовнішніх граней полиць прийнятий 10%. Відкриті й закриті фланці виконали однакової висоти і товщини, щоб забезпечити симетрію деформації надалі в напівзакритому контрольному калібрі кліті 10Г. Товщину кінців відкритих і закритих фланців взяли 11 мм, що на 0,5 мм менше, ніж у калібрі кліті 10Г. Це поліпшить умови заповнення металом закритих фланців і запобіжить затіканню металу у роз'єм напівзакритих фланців калібру кліті 10Г.

У кліті 10Г розташовується напівзакритий контрольний калібр. Верхні фланці напівзакриті, нижні закриті. Висоту фланців взяли однакову, що дорівнює 32 мм (рис. 6.10), щоб забезпечити симетрію профілю в наступних універсальних чотиривалкових калібрах. Орієнтацію фланців прийняли такою ж, як і у діючому калібрі. Калібр виконали з вигином стінки. Товщина стінки 9,6 мм. Загальну висоту полиць зменшили до 73,6 мм. Товщину кінців закритих і напівзакритих фланців взяли 11,5 мм, а товщину основи всіх фланців 18,8 мм. Однаковість висоти і товщини нижніх закритих і верхніх напівзакритих фланців у контрольному калібрі виключить нерівномірність деформації профілю відносно горизонтальної осі в наступних універсальних чотиривалкових калібрах і забезпечить отримання симетричного готового профілю.

При розробці нового калібрування валків розрахунок збільшення висоти відкритих і закритих фланців виконували з використанням математичних моделей формозміни металу в закритих балкових калібрах (3.22), (3.23) і (3.24), отриманих при проведенні багатофакторного теоретичного експерименту з варіюванням безрозмірних технологічних параметрів прокатки.

Коректування калібрування двотавра №14 зроблено відповідно до розроблених в розділі 3 рекомендацій з деформаційного режиму прокатки в

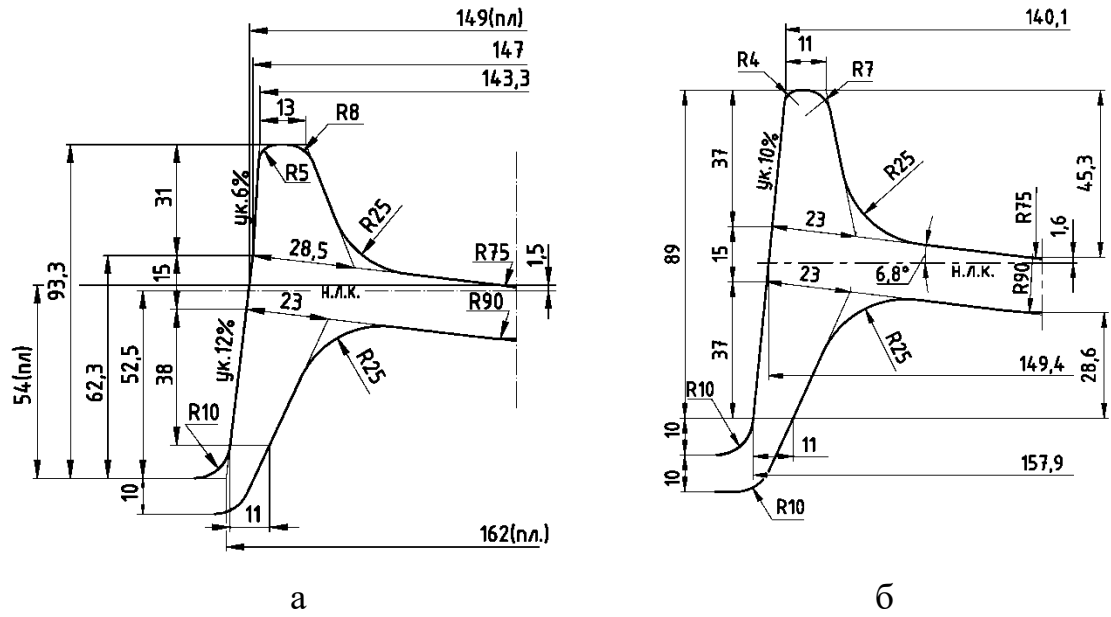


Рисунок 6.9 – Коректування балкового калібру кліті 9Г: діючий калібр (а); новий калібр (б)

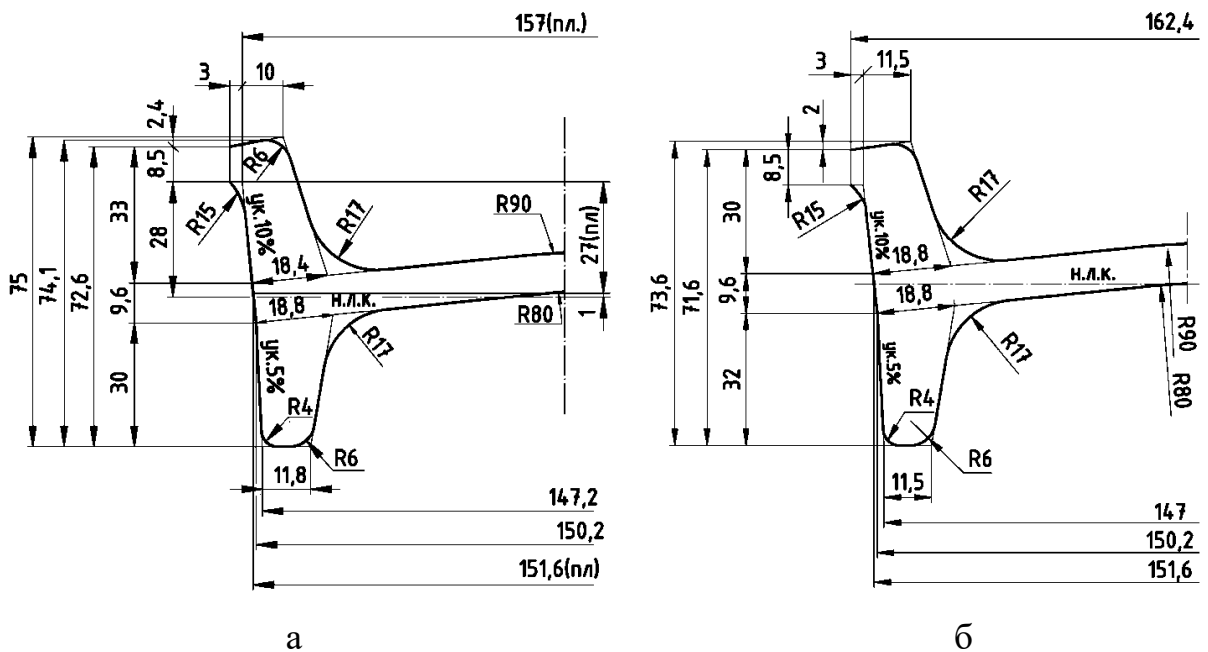


Рисунок 6.10 – Коректування балкового калібру кліті 10Г: діючий калібр (а); новий калібр (б)

закритих балкових калібрах, зокрема раціональних величин коефіцієнтів обтиснення стінки по товщині η_d , бічного обтиснення η_t фланців і відношення ширини стінки B до її товщини d , тобто ширині гребенів, що ріжуть.

Удосконалена технологія прокатки і калібрування валків для виробництва двотаврів №14 передана на ПАТ «АМК», схвалена комбінатом і прийнята для впровадження.

Впровадження у виробництво нової технології дозволить підвищити якість готового прокату за рахунок одержання симетричного двотаврового профілю з однаковою по поперечному перерізу товщиною і висотою нижніх і верхніх фланців. У результаті виготовлення і постачання споживачам двотаврів №14 підвищеної точності підвищиться конкурентоспроможність готової продукції крупносортового стану 600 ПАТ «АМК».

6.2.2. Розробка й освоєння технології прокатки нових економічних імпортозамінних двотаврів з паралельними полицями № 16 й № 18

Для освоєння двотаврів №16 і №18 за ГОСТ 8239 було розроблене універсальне калібрування валків з єдиним для обох профілів відкритим розрізним калібром, розташованим у кліті 4Г [248-249]. Ящикові калібри клітей 1Г, 2Г и 3В є загальними для прокатки профілів усього сортаменту стана. Вертикальна кліть 5В не використовується. Прокатка двотаврів №16 і №18 виробляється з заготовок меншого перерізу 265×265 мм. Принципова схема прокатки і калібрування профілів наведені на рис. 6.11 – 6.12.

Можливість формування з одного загального відкритого розрізного калібру в кліті 4Г двох різних за шириною стінки і висоті полиць двотаврів досягнута за рахунок зміни співвідношень деформації металу за окремими елементами профілю, зокрема різного ступеня обмеження розширення стінки в закритих розрізних калібрах кліті 6Г, величини бічного обтиснення фланців

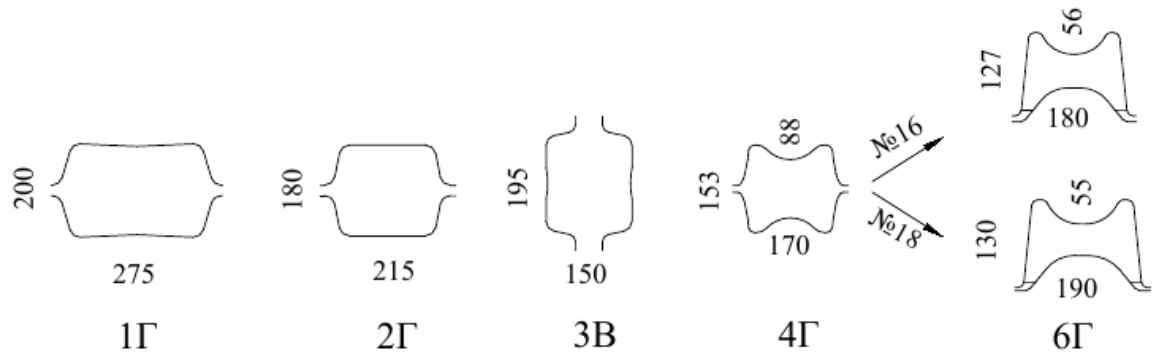


Рисунок 6.11 – Схема прокатки і калібрування двотаврів №16 й №18 у клітках 1Г – 6Г

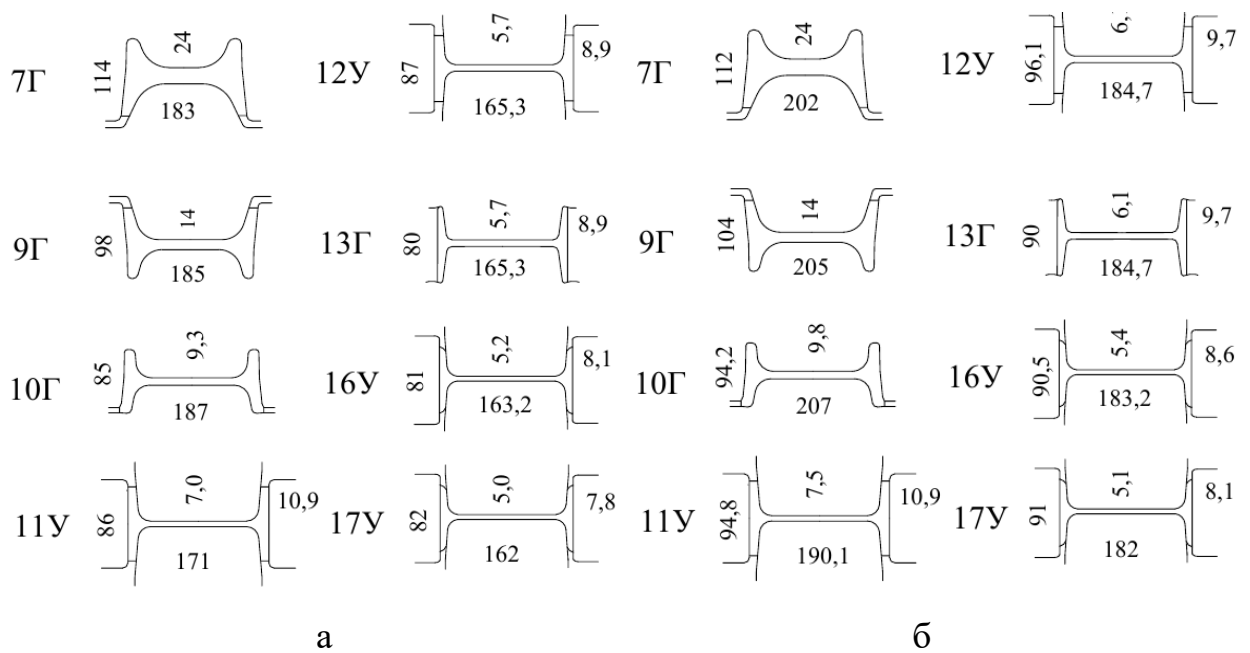


Рисунок 6.12 – Схема прокатки і калібрування двотавра №16 (а) і двотавра №18 (б) у клітках 7Г-17У

у чорнових закритих балкових калібрах клітей 7Г і 9Г, а також висотного обтиснення полиць у контрольних напівзакритих калібрах кліті 10Г.

Різниця в ширині стінки двотаврів №16 і №18 становить 20 мм. Двотаври №16 катали в закритому розрізному калібрі кліті 6Г з повним обмеженням розширення стінки – ширина стінки в калібрах клітей 4Г и 6Г однакова. Для прокатки двотаврів №18 у кліті 6Г використали закритий розрізний калібр з шириною стінки на 20 мм більше (тут має місце вільне розширення стінки). У балкових калібрах клітей 7Г, 9Г і 10Г прокатку робили з вільним розширенням стінки в межах від 5 до 2 мм. Сумарне розширення стінки в цих калібрах однакове для обох двотаврів і становить 10,5 мм. Універсальні калібри клітей 11У, 12У, 16У і 17У мають однакову ширину бочки горизонтальних валків (144 мм для двотаврів №16 і 162,5 мм для двотаврів №18). У цих калібрах обтиснення стінки по ширині здійснюється тільки вертикальними валками.

Різниця у висоті полиць двотаврів №16 і №18 становить 9 мм. Для одержання більш високих полиць у двотаврі №18 використали відомий із практики прийом збільшення висоти фланців у закритих балкових калібрах шляхом збільшення бічного обтиснення відкритих фланців і деякого зменшення висотної деформації закритих фланців. Крім того, на 2,5 мм була зменшена висотна деформація полиць у контрольному напівзакритому калібрі кліті 10Г.

При проектуванні калібрувань валків розрахунок формозміни металу в чорнових закритих балкових калібрах здійснювали з використанням математичних моделей (3.22), (3.23) і (3.24), що дозволило з високим ступенем вірогідності встановити інтегральні характеристики формозміни (висотну деформацію фланців, загальну утяжку висоти полиць двотаврових профілів) і виключити помилки при проектуванні технології.

В остаточному підсумку на стані 600 були виготовлені двотаври з точними розмірами по ширині полиць, що за вимогами [15] відповідає

профілям підвищеної точності категорії Б.

Нові профілі отримані без проведення додаткових експериментальних прокаток, у результаті на стані 600 були істотно зменшені витрати на освоєння нової продукції.

Розроблене і впроваджене на стані 600 нове універсальне калібрування валків з загальним розрізним калібром для прокатки двотаврів суміжних розмірів дозволило зменшити витрату валків, скоротити простої стану при зміні калібрів, перевалках і налаштуванні, підвищити точність профілів, скоротити вихід продукції другого сорту й браку за недокатами при налаштуванні стану на профіль. За рахунок уніфікації калібрів зменшено витрати на освоєння нових профілів. Отриманий досвід буде корисний при розробці універсальних калібрувань валків і технології виробництва двотаврів інших профілерозмірів.

Освоєння виробництва нових двотаврових профілів №16 і №18 дозволило розширити сортамент стана 600. Внаслідок цього з'явилася можливість постачання споживачам усього сортаменту двотаврів за ГОСТ 8239 від № 14 до № 20 включно.

6.3 Розробка рекомендацій з удосконалення устаткування для прокатки двотаврів

Одночасно з дослідженням точності прокатки двотаврів на стані 600 ПАТ «АМК» досліджували роботу прокатного устаткування, зокрема касет з неприводними вертикальними валками.

Вивчення роботи досліджуваного устаткування проводили протягом декількох кампаній прокатки двотаврів № 14 і № 20. При цьому фіксували і аналізували поломки касет, встановлених у чистових клітях дуо.

Виявлено наступні основні поломки касет.

Нижня плита (рис. 6.13):

- розрив плити по посадковому отвору;
- утворення тріщин по кутах вікна для проходження бочки приводного горизонтального валка і на внутрішній поверхні поперечки.

Верхня плита (рис. 6.14):

- утворення тріщин із зовнішньої сторони поперечки над зруйнованим валковим вузлом.

Валковий вузол (рис. 6.15):

- руйнування обох роликосферичних підшипників (внутрішніх і зовнішніх кілець, сепараторів). Верхній підшипник зазнає більших руйнувань, ніж нижній. Вихід з ладу підшипників викликає зупинку вертикального валка з наступним утворенням задирки на його робочій поверхні;

- задирки на поверхні ексцентрикової осі, переважно на її нижній частині, внаслідок поломки підшипників;

- перекося ексцентрикової осі й усього валкового вузла, що викликано неспіввісністю посадкових отворів у верхній і нижній плитах.

Важільний механізм настроювання вертикальних валків:

- руйнування зварювального з'єднання шестірні з шийкою ексцентрикової осі валкового вузла.

Із проведеного дослідження випливає, що в основному поломки касет відбуваються через руйнування плит і виходу з ладу підшипників кочення.

Причини і характер поломок окремих деталей касети закладені в її конструкції. Нерівномірний розподіл навантаження у вертикальній площині внаслідок різної товщини верхньої і нижньої плит приводить у процесі прокатки до неоднакового зношування деталей (втулок), які першими контактують з плитами, а також неоднакової деформації поперечок плит і перекося всього валкового вузла, що негативно впливає на роботу підшипників кочення.



а



б



в

Рисунок 6.13 – Поломка нижньої плити касети кліті 580: а загальний вид касети (знята верхня плита) (а); фрагмент поперечки з отломом зовнішньої частини й тріщиною з внутрішньої сторони (б); фрагмент поперечки з тріщиною в куті вікна для проходження бочки горизонтального валка (в)



а



б

Рисунок 6.14 – Тріщина у верхній плиті касети кліті 580: загальний вид касети (а); фрагмент поперечки з тріщиною (б)

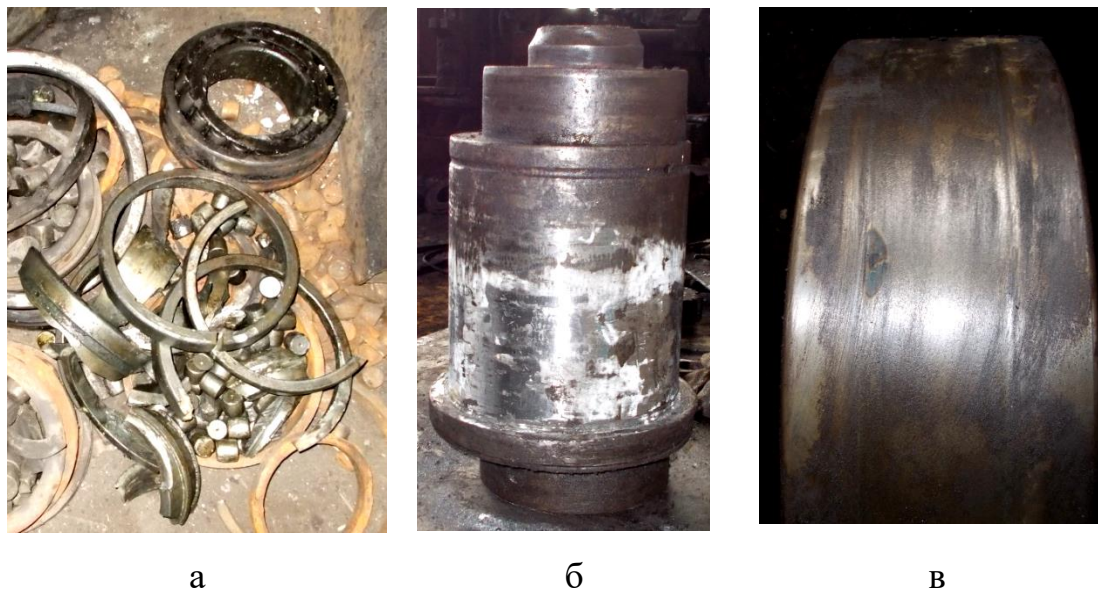


Рисунок 6.15 – Поломки й uszkodження деталей касети кліті 580: зруйновані сферичні роликopідшипники (а); uszkodження поверхні осі (задиpки) (б); задиpка на робочій поверхні валка (в)

Виконане раніше дослідження НДС елементів касети за допомогою чисельного моделювання МСЕ (розділ 5) підтвердило, що ці поломки не викликані впливом випадкових факторів і є характерними для даної конструкції касети. Жорсткість і міцність касети недостатні в умовах прокатки двотаврів на стані 600.

На підставі проведеного аналізу роботи касет з вертикальними валками у виробничих умовах стана 600 і результатів теоретичного дослідження НДС, розроблено такі рекомендації з удосконалювання конструкції касети:

- використати в касеті плити рівної товщини 50 мм;
- змінити форму поперечок плит шляхом збільшення ширини поперечок за рахунок посилення їх бічними припливами в зоні отвору під цапфи ексцентрикових осей, що дозволить збільшити жоркістну характеристику плит (рис. 6.16 - 6.17);

- прямі кути вікон для проходження горизонтальних валків виконати зі скругленнями збільшеного радіуса, що приведе до зниження концентрації напружень і збільшенню жоркїсної характеристики плит;
- замінити матеріал плит сталь 45 на 34ХН3М, для якої межа міцності й ударна в'язкість в 1,5 рази вища за використовувану;
- у вузлі вертикальних валків здійснити заміну двох сферичних роликів підшипників №3530 на один конічний дворядний підшипник №97530 з більшою динамічною вантажопідйомністю (в 2,2 рази) і номінальною довговічністю (в 15,5 рази);
- у важільному механізмі настроювання вертикальних валків замінити зварювальне з'єднання шестірні з шийкою ексцентрикової осі валкового вузла на шпонкове.

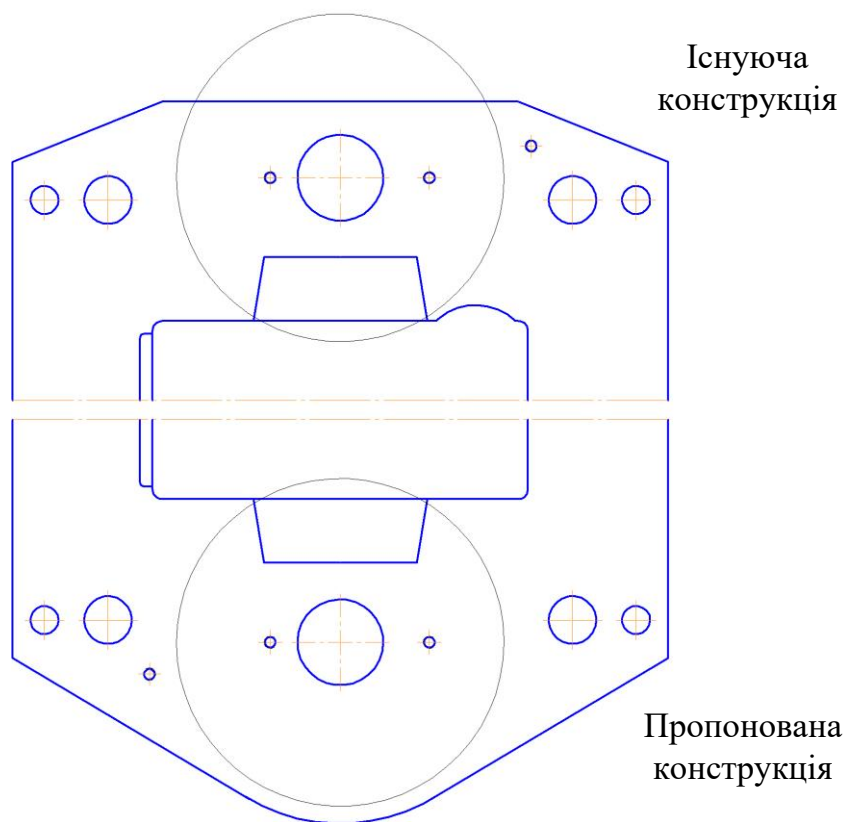


Рисунок 6.16 – Схема існуючої і нової конструкції верхньої плити

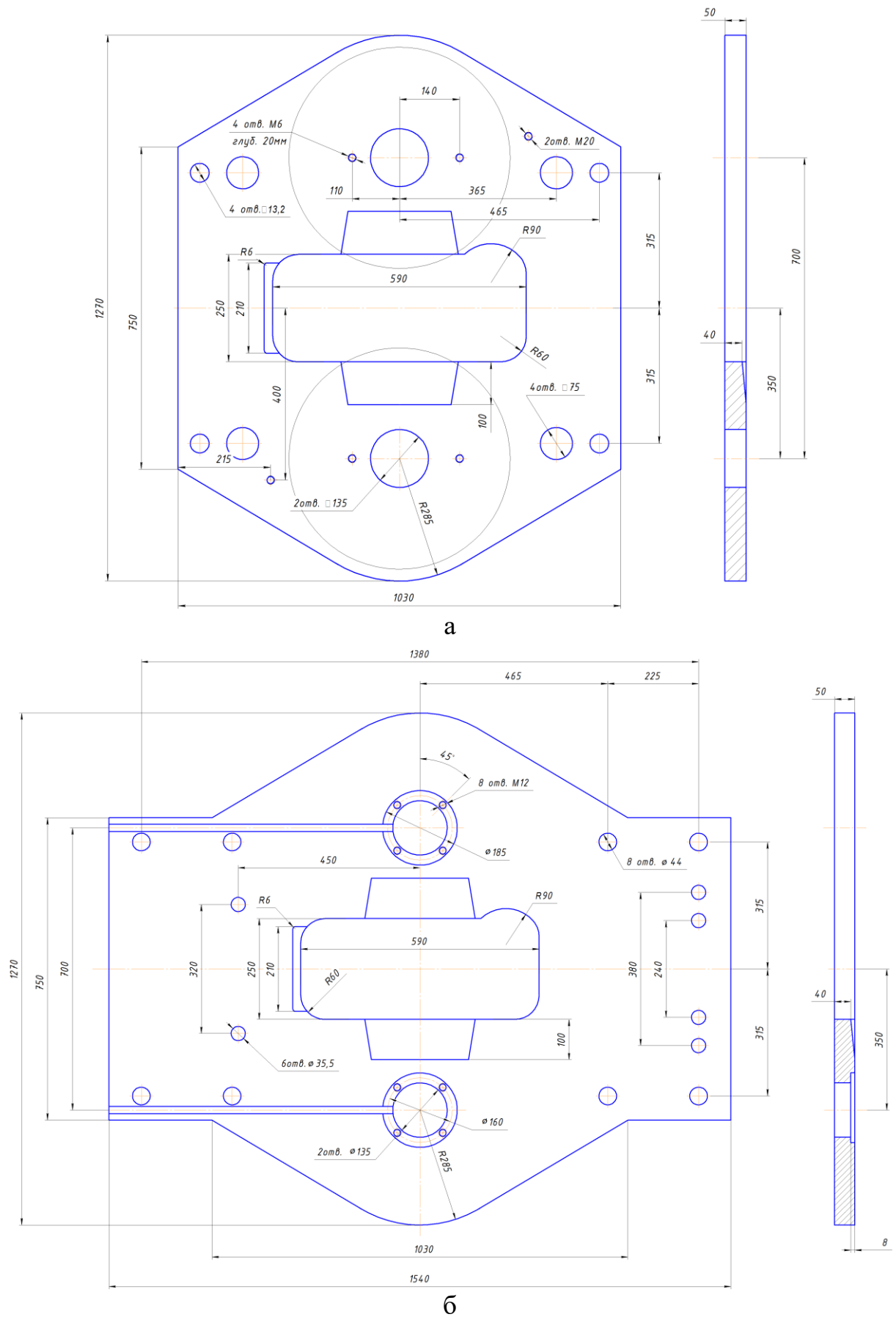


Рисунок 6.17 – Нові конструкції верхньої (а) і нижньої (б) плит касети

Варіант модернізації касети, розроблений у даному пункті, був проаналізований за допомогою МСЕ. Вихідна і деформована скінченно-елементні моделі удосконаленої касети представлені на рис. 6.18.

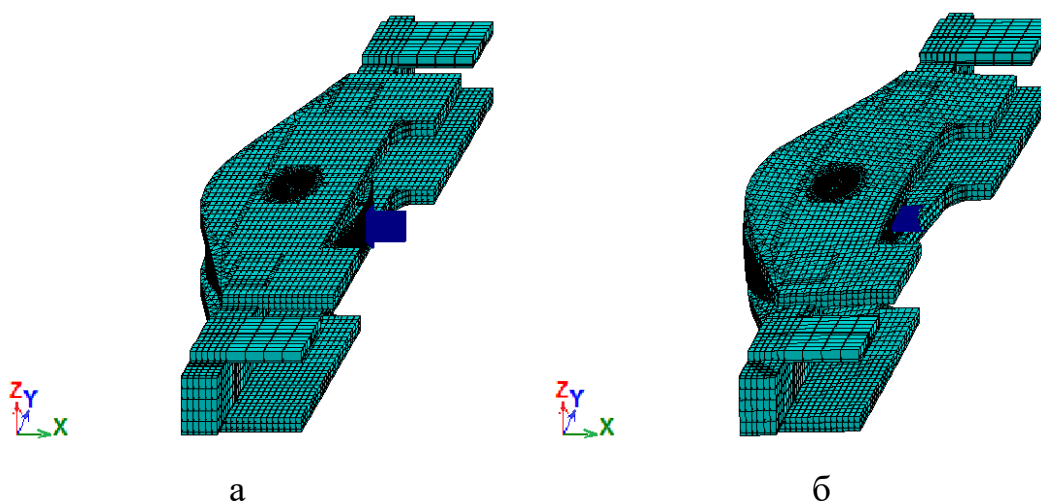


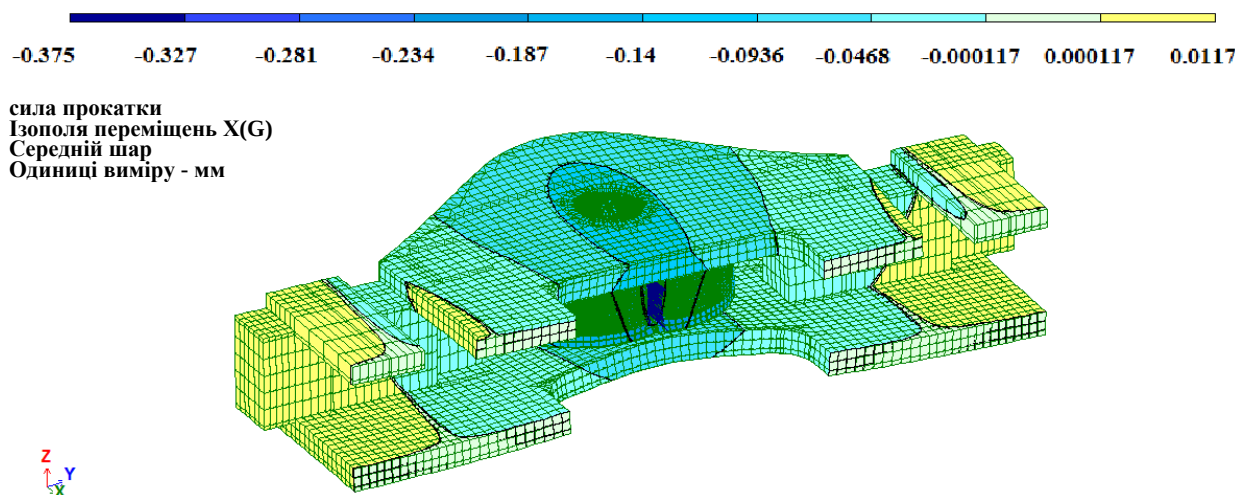
Рисунок 6.18 – Вихідна (а) і деформована (б) тривимірні скінченно-елементні моделі удосконаленої касети з неприводними вертикальними валками

На рис. 6.19 зображені ізополя переміщень (а) і еквівалентних напружень σ_e (б) у напрямку дії зусилля прокатки на вертикальний валок (вісь X) в елементах удосконаленої касети з неприводними вертикальними валками.

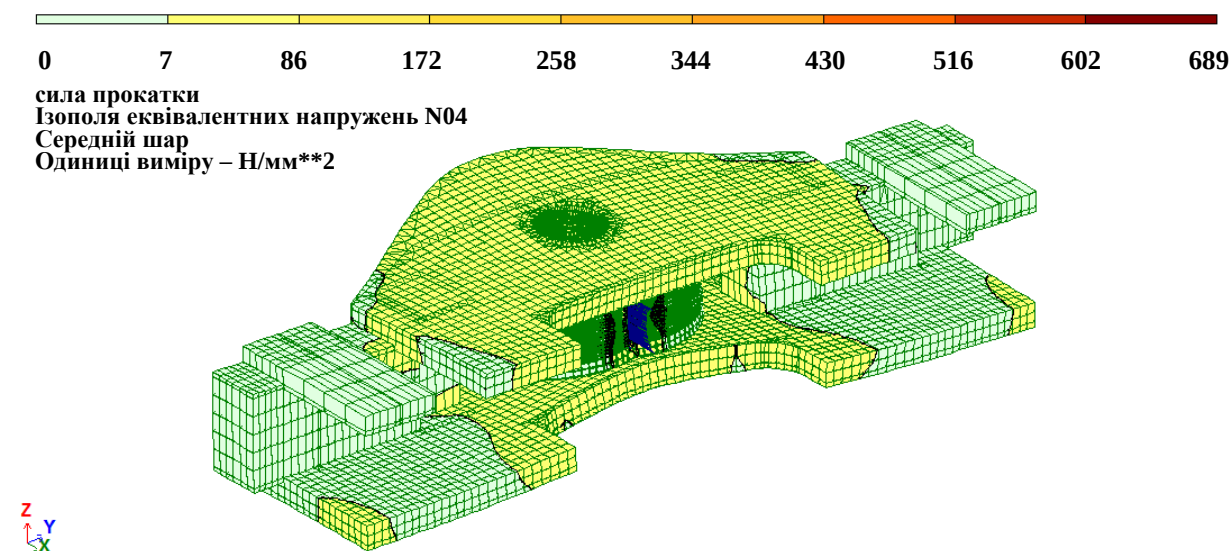
Зіставлення результатів чисельного дослідження напружено-деформованого стану існуючої і удосконаленої конструкцій касети представлено в табл. 6.4.

Аналіз характеру навантаження конструктивних елементів касети [223] показує, що основними несучими елементами, що сприймають силу прокатки, є плити, у зв'язку із чим нижче наведений аналіз їх НДС.

На рис. 6.20-6.21 зображено ізополя переміщень і еквівалентних напружень σ_e у напрямку дії сили прокатки на вертикальний валок (вісь X), характерні для нових конструкцій верхньої і нижньої плит.



а

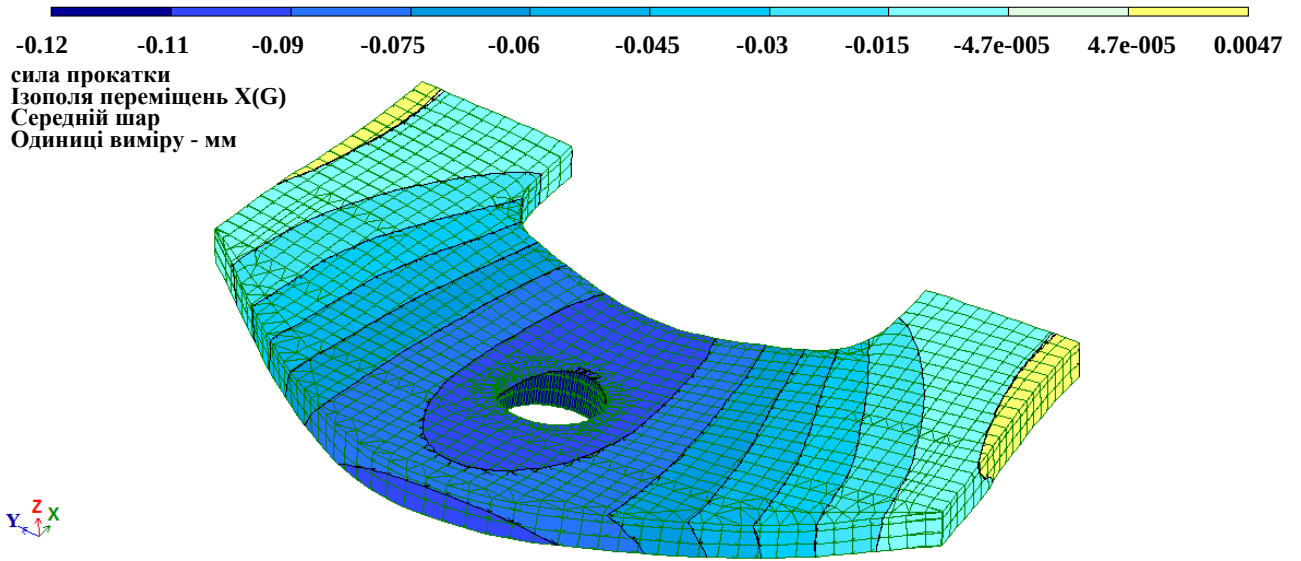


б

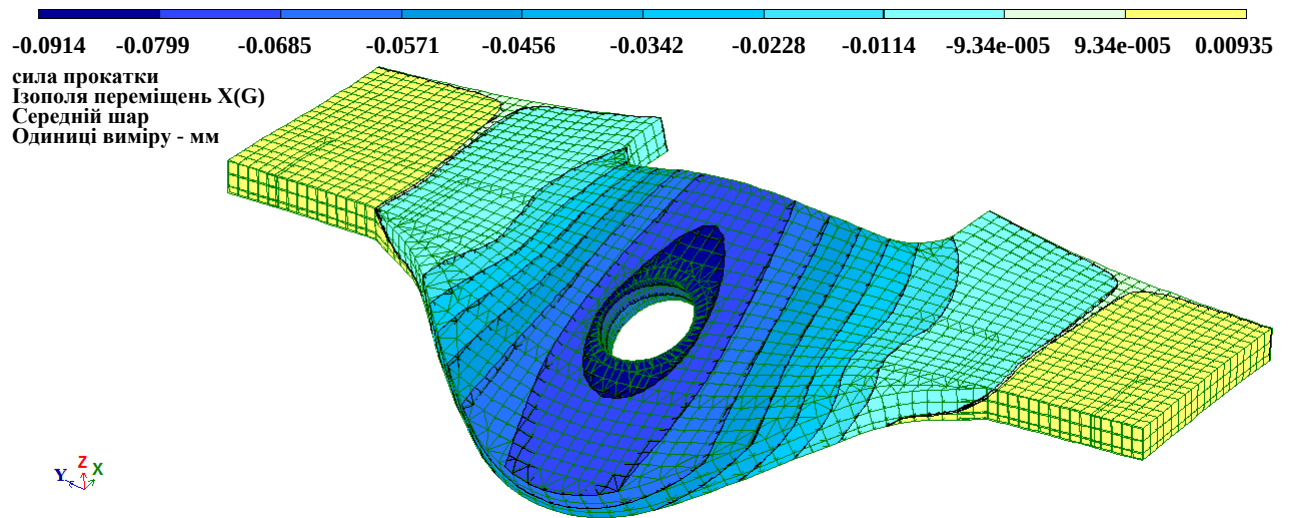
Рисунок 6.19 – Ізополя переміщень (а) і еквівалентних напружень σ_e (б) у напрямку дії сили прокатки на вертикальний валок (вісь X) в елементах удосконаленої касети з неприводними вертикальними валками

Таблиця 6.4 – Зіставлення результатів теоретичного дослідження НДС існуючої і удосконаленої конструкцій касети

Найменування елемента, що деформується	Параметр НДС	Існуюча конструкція	Удосконалена конструкція
Плита верхня	Пружна деформація, мм	0,261	0,120
	σ_1 , МПа	-0,8...+121	+0,05...+79,8
	σ_2 , МПа	-5.....+19	-3,53...+7,85
	σ_3 , МПа	-99.....+5	-45,3...+1,77
	σ_e , МПа	+3...+115	+1,79...+79,5
Плита нижня	Пружна деформація, мм	0,171	0,091
	σ_1 , МПа	-5,3...+82,8	-0,01...+50,74
	σ_2 , МПа	-18.....+16	-9,14...+7,03
	σ_3 , МПа	-109.....+4	-59,7...+1,19
	σ_e , МПа	+0,2...+114	+0,122...+74,3
Вісь	Пружна деформація, мм	0,029	0,024
	σ_1 , МПа	-225.....+19,9	-175,8...+14
	σ_2 , МПа	-118.....+36,5	-93,7...+28,7
	σ_3 , МПа	-92,1...+95,8	-72,7...+79,5
	σ_e , МПа	+1,12...+160	+0,91...+126
Підшипник	Пружна деформація, мм	0,088	0,07
	σ_1 , МПа	$\sigma_1 = -946... +17,1$	-750,62...+13,32
	σ_2 , МПа	$\sigma_2 = -271... +67$	-215,30...+53,01
	σ_3 , МПа	$\sigma_3 = -92,1... +188$	-72,73...+150,15
	σ_e , МПа	$\sigma_e = +1,36... +869$	+1,09...+689
Валок	Пружна деформація, мм	0,213	0,175
	σ_1 , МПа	-882,3...+0,4	-875,3...+0,38
	σ_2 , МПа	-352,3... +19,2	-388,5...+15,2
	σ_3 , МПа	-253,7... +78,3	-262,4...+62,3
	σ_s , МПа	+0,6...+522,5	+0,47...+434,1
	σ_e , МПа	+0,2...+209,0	+0,19...+173,6
Касета в зборі	Пружна деформація, мм	0,546	0,375
	σ_1 , МПа	-953..... +20	-875..... +15,1
	σ_2 , МПа	-352..... +67	-388..... +53
	σ_3 , МПа	-253..... +190	-262..... +150
	σ_e , МПа	0,05...+869	0,02...+689

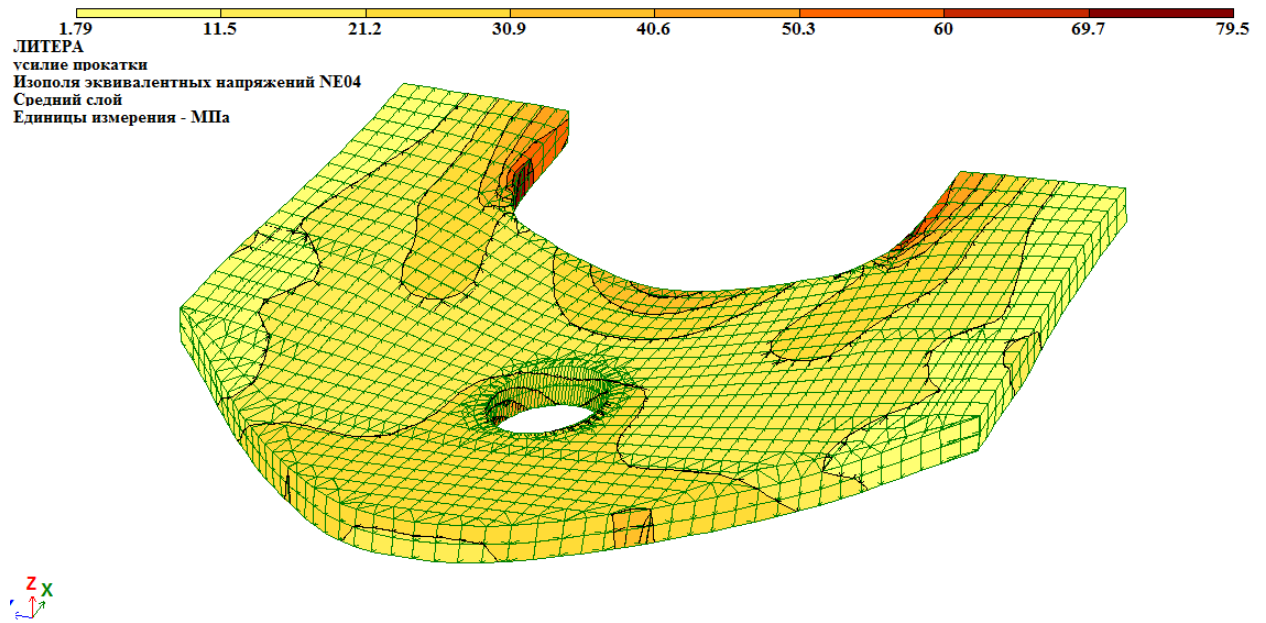


а

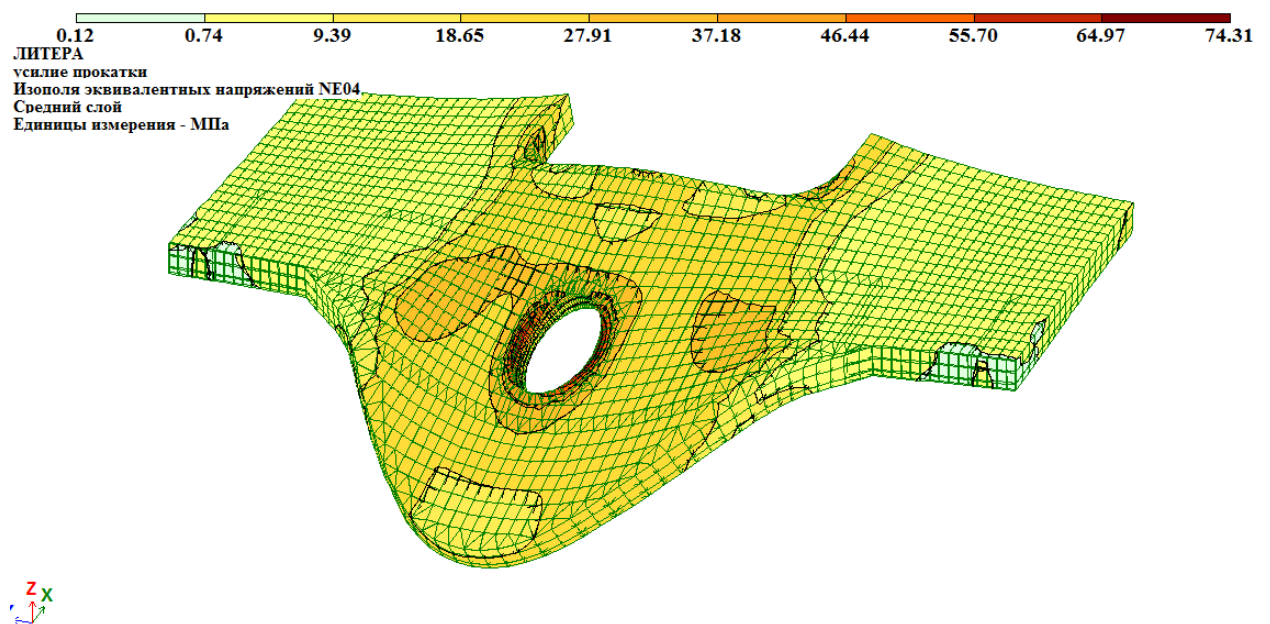


б

Рисунок 6.20 – Ізополя переміщень у верхній (а) і нижньої (б) плитах удосконаленої касети в напрямку дії сили прокатки (вісь X)



а



б

Рисунок 6.21 – Изополя эквивалентных напряг σ_e у верхній (а) і нижній (б) плитах удосконаленої касети

Аналіз ізополів переміщень у напрямку дії сили прокатки й еквівалентних напружень σ_e в плитах існуючої конструкції касети (рис. 5.4 і 5.5, рис. 5.14 г, рис. 5.15 г) і вдосконаленої (рис. 6.20 і 6.21) показав, що характер деформацій і напружень не змінюється. Змінюються абсолютні значення цих величин. Посилення поперечок плит бічними припливами в зоні отвору під цапфи ексцентрикових осей в сукупності з використанням плит рівної товщини призводить до зменшення значення переміщень у зазначеній області у верхній плиті в 2,37 рази, у нижній плиті в 2,44 рази, еквівалентних напружень σ_e – в 1,54 і 1,46 рази відповідно. У результаті скруглення прямих кутів вікна для проходження горизонтальних валків еквівалентні напруження σ_e в цій зоні у верхній плиті зменшуються в 1,38 рази, у нижній плиті – в 1,53 рази.

У цілому удосконалення касети дозволяє у верхній плиті знизити переміщення уздовж осі прокатки в 2,2 рази, а еквівалентні напруження σ_e в 1,45 рази. У нижній плиті значення переміщень зменшується в 1,9 рази, а напруг σ_e в 1,53 рази. Пружна деформація вдосконаленої касети в зборі зменшується в 1,46 рази, а еквівалентні напруження σ_e – в 1,26 рази.

Зіставлення результатів розрахунку методом скінченних елементів пружних деформацій в елементах касети використовуваної конструкції й удосконаленої представлено на рис. 6.22.

У результаті чисельного дослідження визначено, що запропонована конструкція за параметрами НДС буде ефективнішою на 31% у порівнянні з використовуваною в цей час на стані 600 ПАТ «АМК».

Удосконалена конструкція касети з вертикальними валками передана ПАТ «АМК», схвалена комбінатом і прийнята для впровадження.

Таким чином, аналіз проведених досліджень показав, що для попередження виникнення великих деформацій і напружень у деталях і вузлах касети і підвищення її працездатності необхідно при її проектуванні й виготовленні дотримуватись однаковості товщини верхньої і нижньої плит;

приймати ширину поперечки в 2,3...2,5 рази більше, ніж стійки; розміщати отвір під цапфи ексцентрикових осей посередині ширини поперечок плит.

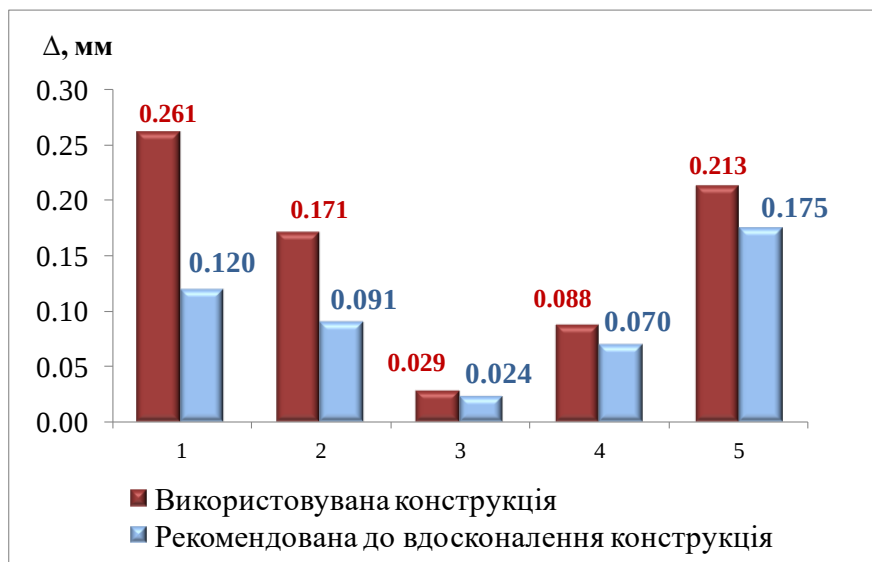


Рисунок 6.22 – Порівняння результатів розрахунку методом скінченних елементів пружних деформацій в елементах касети використовуваної конструкції і удосконаленої: 1 - верхня плита, 2 - нижня плита, 3 - ексцентрикова вісь, 4 - підшипник кочення, 5 - вертикальний валок

За даними українського виробника підшипникової продукції – компанії ТОВ «АМБ Технолоджи», компаній-постачальників ТОВ «Агро-Запчастини» (Україна, м. Хмельницький), ТОВ ІНТЕРЗАПЧАСТЬ (Україна, м. Харків), ТОВ ПКК «АгроПромКомплект» (Росія) та ін. при встановленні в опорі поруч двох роликових сферичних дворядних підшипників властивість їх вирівнювати перекося втрачається. Як показала практика, використання в існуючій конструкції касети як опори валкового вузла здвоєних сферичних роликпідшипників не усуває кутові перекося ексцентрикових осей. Домогтися ліквідації перекося валкових вузлів касети, а також підвищення довговічності підшипників кочення в опорах можна або шляхом корінної

реконструкції касети, або заміною типу підшипника з більшими динамічною вантажопідйомністю і номінальною довговічністю.

Впровадження нової конструкції касети дозволить збільшити її міцність і жорсткість, зменшити деформацію окремих деталей, усунути перекося осей валкових вузлів, підвищити довговічність підшипникового вузла, зменшити простой на ремонт і обслуговування кліті, в остаточному підсумку дозволить підвищити точність прокатки двотаврів.

Висновки по розділу

1. У результаті дослідження точності прокатки двотаврів у чистових клітках дуо з використанням касет з неприводними вертикальними валками встановлений характер зміни геометричних параметрів двотаврів. Виявлено наявність значної асиметрії профілю. Профіль асиметричний відносно горизонтальної й вертикальної площин. Висота верхніх фланців на 6,2 % більша за нижні. Висота лівих фланців на 4,6 % більша за праві. Різниця висоти верхніх і нижніх фланців становить 2,2 мм, а лівих і правих фланців – 1,6 мм. Відхил висоти фланців від допустимого значення досягає 35%. Товщина лівих фланців майже на 9% більша за праві. На початку готового профілю різниця в товщині цих фланців становить близько 0,4 і 0,6 мм відповідно, а наприкінці розкату вона досягає 1,0 мм. Готові двотаври не відповідають профілям підвищеної точності: перевищення допустимого значення товщини фланців досягає 22%.

Визначено, що товщини стінки й фланців досліджуваних профілів змінюються в широких межах (до 0,89 мм) і носять неузгоджений стрибкоподібний характер. Коливання середньої товщини фланців в 1,5 – 2,0 рази більше, ніж стінки, і підкоряються синусоїдальному закону, що свідчить про радіальне биття вертикальних валків.

Максимальна різниця в ширині правої й лівої полиць профілів досягає 4,52 мм, що в 1,51 рази перевищує значення граничного відхилення при звичайній прокатці і в 2,26 рази – при прокатці підвищеної точності.

Аналіз результатів дослідження точності прокатки двотаврів показав, що асиметрія й різнотовщинність елементів готового профілю формується як на початковій стадії процесу, що пов'язано з недосконалістю деформаційних режимів прокатки в чорнових фасонних калібрах, так і на заключних стадіях у чистових клітках стану, де використовуються касети з неприводними вертикальними валками недостатньої жорсткості й міцності.

2. Результати виконаних у роботі теоретичних і експериментальних досліджень, розроблені математичні моделі розрахунку формозміни металу в чорнових балкових калібрах реалізовано при вдосконалюванні технології прокатки і устаткування на діючих прокатних станах.

На крупносортовому стані 600 ПАТ «АМК» удосконалено технологію прокатки двотавра №14. Коректування технології й калібрування валків зроблено відповідно до розроблених практичних рекомендацій з деформаційного режиму прокатки в закритих балкових калібрах, зокрема раціональних величин коефіцієнтів обтиснення стінки по товщині η_d , бічного обтиснення η_t фланців і відношення ширини стінки B до її товщини d . Впровадження у виробництво нової технології дозволить підвищити якість і конкурентоспроможність готової продукції. Технологія забезпечує одержання симетричного двотаврового профілю з однаковою по поперечному перерізу товщиною і висотою нижніх і верхніх фланців.

Удосконалена технологія передана ПАТ «АМК», схвалена комбінатом і прийнята для впровадження.

3. У результаті впровадження дисертаційної роботи на стані 600 ПАТ «АМК» розроблена і освоєна технологія прокатки економічних імпортозамінних двотаврів № 16 і № 18 з паралельними полицями підвищеної точності. відмінною рисою якої є використання універсального калібрування валків з єдиним для обох профілів розрізним калібром у кліті 4Г. Реалізація нової технології дозволила розширити сортамент стану, поліпшити техніко-економічні показники виробництва, знизити витрати на освоєння нових профілів за рахунок уніфікації калібрів. Освоєння нових профілів дозволило виробляти на стані 600 всі типорозміри двотаврів за ГОСТ 8239 підвищених точності від № 14 до № 20 включно без реконструкції головних ліній робочих клітей.

4. Використовувані в цей час на металургійних комбінатах України касети з неприводними вертикальними валками не дозволяють виготовляти

якісний металопрокат з високим ступенем точності геометричних розмірів і вимагають удосконалення конструкції для підвищення міцності й жорсткості касет.

Розроблені в дисертаційній роботі практичні рекомендації з удосконалення конструкції касети, спрямовані на зміну конструктивних параметрів і матеріалу основних несучих елементів – плит, удосконалення валкового вузла шляхом заміни двох сферичних роликів підшипників №3530 на один конічний дворядний підшипник №97530 з більшими динамічною вантажопідйомністю і номінальною довговічністю, заміну у важільному механізмі настроювання вертикальних валків зварювального з'єднання шестірні з шийкою ексцентрикової осі валкового вузла на шпонкове.

Аналіз результатів чисельного дослідження НДС удосконаленої конструкції касети показав, що модернізація касети дозволить зменшити деформації плит більш ніж в 2 рази, а значення еквівалентних напружень σ_e більш ніж в 1,5 рази. У цілому пружна деформація вдосконаленої касети в зборі зменшиться в 1,46 рази, а величина еквівалентних напружень σ_e – в 1,26 рази. Нова касета за дослідженими параметрами НДС на 31% ефективніше за використовувану сьогодні.

Розроблені нові технічні рішення по вдосконаленню конструкції касети рекомендується використовувати при модернізації діючого устаткування прокатних станів з метою підвищення точності прокатки двотаврових профілів.

ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ

У дисертаційній роботі отримане нове рішення актуальної науково-практичної задачі, що полягає в удосконаленні параметрів технологічного процесу прокатки двотаврів підвищеної точності, розробці методики визначення пружної деформації касети й удосконаленні її конструктивних параметрів. Робота спрямована на підвищення конкурентоспроможності готової продукції, що пов'язано з розширенням сортаменту і підвищенням точності прокатки гарячекатаних двотаврових профілів.

1. В результаті аналізу літературних джерел визначено, що прогресивним напрямком у розвитку сортових станів є прокатка на спеціалізованих універсально-балкових станах з використанням клітей високої жорсткості, оздоблених комплектом вертикальних неприводних валків для обтиснення полиць двотаврів, що утворюють універсальні чотиривалкові калібри. На прокатних станах України, обладнаних клітями дуо і тріо, альтернативним рішенням є використання касет з неприводними вертикальними валками, застосування яких дає можливість на станах без універсальних клітей отримувати широкополочні двотаври з паралельними гранями полиць. Однак для підвищення точності прокатки таких профілів потрібно провести дослідження формозміни металу в фасонних калібрах, розробку науково-обґрунтованих методів проектування калібрувань валків і розрахунку параметрів прокатки, вдосконалення на їх основі технології прокатки, калібрувань валків і конструкції касет з неприводними вертикальними валками.

2. У результаті проведеного експериментального дослідження точності прокатки на сортових станах з чистовими клітями дуо, обладнаними касетами з непривідними вертикальними валками встановлено, що готові двотаври не відповідають профілям підвищеної точності: перевищення допустимого значення товщини фланців досягає 22%. Відхил висоти фланців

від допустимого значення досягає 35%. Виявлено значну асиметрію профілю відносно горизонтальної і вертикальної площин, різнотовщинність і різноширинність готового профілю, які формуються на початковій стадії процесу і не виправляються на заключній стадії у чистових клітях.

3. Моделювання методом скінченних елементів дозволило встановити, що для чорнових закритих балкових калібрів з відношенням товщини стінки до висоти профілю у межах від 0,2 до 0,4 збільшення обтиснення стінки η_d в межах від 1,373 до 2,371 приводить до істотного росту висоти відкритих і закритих фланців з одночасним підвищенням абсолютного приросту висоти відкритих фланців Δh_o в 2,7 рази, а приросту закритих фланців Δh_z – в 1,5 рази. Зростання бічного обтиснення фланців η_t з 1,102 до 1,305 викликає зменшення абсолютного приросту висоти закритих фланців Δh_z майже в 3,0 рази, а приросту відкритих фланців Δh_o на 10%. При $\eta_t > 1,305$ відбувається якісна зміна висотної деформації фланців з переходом збільшення висоти фланців у їх утяжку.

4. На основі теоретичного дослідження методом скінченних елементів доведено, що для забезпечення необхідної висоти фланців шляхом регулювання параметрів прокатки в чорнових балкових калібрах необхідно, щоб коефіцієнт обтиснення стінки по товщині η_d приймав значення в межах від 2,0 до 2,4; коефіцієнт бічної деформації фланців η_t перебував у межах від 1,1 до 1,2; ширина різальних гребенів валків, є раціональною при відношенні ширини стінки до її товщини $B/d = 3,10$. Для одержання на завершальній стадії прокатки двотаврів з високими фланцями чорнові закриті балкові калібри необхідно проектувати зі збереженням відношення B/d в межах від 2,5 до 4,0. Розроблено математичні моделі розрахунку інтегральних характеристик формозміни металу в чорнових закритих балкових калібрах, що враховують вплив прямого обтиснення стінки, бічного обтиснення фланців і ширини стінки на висотну деформацію фланців.

5. Результати експериментальних досліджень формозміни металу в чорнових закритих калібрах свідчать про адекватність розроблених математичних моделей. Розходження в абсолютних значеннях приросту висоти відкритого й закритого фланців склало 8,7% й 25 % відповідно. Розбіжність в утяжці загальної висоти профілю не перевищує 5 %.

6. На основі методу скінчених елементів визначені характер і параметри об'ємного напружено-деформованого стану касет з непривідними вертикальними валками, що утворюють чистові універсальні калібри. Встановлено, що при зниженні температури металу по полицях двотавра на 100°C загальна пружна деформація касети збільшується на 14,1%, що приводить до підвищення різниці в товщині полиць на 0,08 мм або 20% від поля допуску і зростанню маси 1 м довжини профілю на 4,08%, викликаючи тим самим перевитрати металу.

7. Розроблено рекомендації з удосконалення конструкції касети, використання яких дозволить в 1,5 рази зменшити пружну деформацію касети та підвищити точність прокатки двотаврових профілів за рахунок підвищення жорсткості касети внаслідок удосконалення конструкції валкових вузлів шляхом заміни двох сферичних роликотішників на один конічний дворядний підшипник з більшими динамічною вантажопідйомністю і номінальною довговічністю і плит за рахунок зміни форми і розмірів поперечок.

8. Результати дисертаційної роботи у вигляді програмних продуктів, технічних рішень і практичних рекомендацій впроваджені на крупносортному стані 600 ПАО «АМК» при вдосконалюванні діючої і розробці нової технології прокатки двотаврів підвищеної точності та удосконаленні конструкції касет з вертикальними валками чистових клітей дуо. Удосконалено діюче калібрування валків і технологію прокатки двотаврів №14. Розроблена і освоєна технологія прокатки нових економічних імпортозамінних двотаврів №16 і №18 з паралельними полицями, що відрізняється використанням універсального калібрування валків з єдиним для обох профілів розрізним балковим калібром.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Горно-металлургический комплекс Украины. Государственная стратегия развития // Министерство промышленной политики: 15 декабря 2006 года. – Киев. – 2006. – 113 с.
2. Большаков В.И. Проблемы научно-технического развития черной металлургии / В.И. Большаков // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2001. – № 2. – С. 3–8.
3. Производство облегченных профилей проката / [Чекмарев А.П., Гунин И.В., Машковцев Р.А., Филлипов И.Н.]. – М. : Металлургия, 1965. – 423 с.
4. Исследование потребности народного хозяйства в сортовом прокате повышенного качества / Н.М. Воронцов, Ю.И. Агеенко, В.И. Меляков и др. // Сорто-прокатное производство : сб. тр. – Харьков : УкрНИИмет, 1973. – С. 18 – 24.
5. Лиханский В.С. Технология производства фасонных профилей с применением кассет / В.С. Лиханский, В.Н. Гринавцев. – М. : Металлургия, 1986. – 232 с.
6. Бочков Н.Г. Производство качественного металла на современных сортовых станах / Н.Г. Бочков. – М. : Металлургия, 1988. – 312 с.
7. Дукмасов В.Г. Производство точного проката / В.Г. Дукмасов, В.Н. Выдрин, О.И. Тищенко – М. : Металлургия, 1990. – 168 с.
8. Повышение точности размеров трубной заготовки и сортовой стали / В.Г. Гром, Ю.В. Полторапайло, В.А. Феник и др. // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 1985. – №1. – С. 27 – 29.
9. Повышение точности прокатки сортовой стали / В. Н. Выдрин, В. Г. Дукмасов, О. В. Сиверин и др. // Сталь. – 1978. – №7. – С. 636 – 637.

10. Экономия металла при производстве и применении сортового проката / [Нестеров Д.К., Приходько В.П., Юхновский Ю.М. и др.]. – М. : Металлургия, 1990. – 109 с.
11. Кацнельсон Г.М. Эффективность совершенствования сортамента фасонных профилей / Г.М. Кацнельсон // Сталь. – 1991. – №5. – С. 51–55.
12. Илюкович Б.М. Прокатка и калибровка: Справочник. – Днепропетровск : РВА «Дніпро-ВАЛ», 2004. – Т. 6. – 824 с.
13. Луцкий М.Б. Производство двутавровых балок / М.Б. Луцкий. – Алчевск : ДГМИ, 2004. – 400 с.
14. Жадан В.Т. Производство двутавровых балок / В.Т. Жадан, Г.Д. Фейгин, И.М. Герман. – М. : Металлургия, 1972. – 192 с.
15. Двутавры стальные горячекатаные. Сортамент : ГОСТ 8239 – 89: изд. офиц. – [Введ. 1990-07-01]. – М. : Изд-во стандартов, 1990. – 5 с.
16. Двутавры стальные горячекатаные с параллельными гранями полок. Сортамент : ГОСТ 26020 – 83: изд. офиц. – [Введ. 1986-01-01]. – М. : Изд-во стандартов, 1984. – 9 с.
17. Балки двутавровые и швеллеры стальные специальные. Сортамент : ГОСТ 19425 – 74: изд. офиц. – [Введ. 1975-01-01]. – М. : Изд-во стандартов, 1974. – 5 с.
18. ASTM A6/A 6M - 12 – Standard Specification for General Requirements for Rolled Structural Steel Bars, Plates, Shapes, and Sheet Piling US.
19. DIN 1025 – 63 Steel Sections Hot Rolled I-Beams Germane. . Steel Sections Hot Rolled I - Beams. DIN 1025, P.5. 1990.
20. JIS G 3136:2008 – Rolled Steels for building structure. Japanese Industrial Standard.
21. EN 10034-1993 European Standard. European Committee for Standardization.

22. Черные металлы. Нормальные балки и швеллеры. Допуски. Produits sidérurgiques Poutrelles normales et prothês en u normaux. Tolérances de laminage. NF A 45-210-83. Франция.

23. Черные металлы. Облегченные горячекатанные балки. Допуски. Produits sidérurgiques Poutrelles lpe laminées a chaud. Tolérances de laminage. NF A 45-208-83. Франция.

24. Черные металлы. Широкополочные балки с параллельными полками. Допуски. Produits sidérurgiques Poutrelles a larges alles a faces parallèles. Tolérances de laminage. NF A 45-211-83. Франция.

25. Сортвые профили. Справочник / [Лемпицкий В.В., Шулаев И.П., Тришевский И.С. и др.]. – М. : Металлургия, 1981. – 624 с.

26. Устойчивость стенки двутаврового профиля при прокатке / Н.А. Толстопятыи, Н.Ф. Грицук, В.П. Демченко и др. // Сталь. – 1978. – №1. – С. 53–55.

27. Технологические требования к сортаменту двутавров, прокатываемых на универсальном балочном стане / Н.Ф. Грицук, И.В. Гунин, Б.В. Пудинов и др. // Сортпрокатное производство: сб. тр. - Харьков: УкрНИИмет, 1973 – С. 29–40.

28. Грицук Н.Ф. Производство широкополочных двутавров / Н.Ф. Грицук, С.П. Антонов. – М. : Металлургия, 1973. – 304 с.

29. Сравнительный анализ показателей качества двутавров / С.И. Рудюк, К.Ф. Перетятыко, В.Ф. Коваленко и др. // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 1989. – № 1 – С. 22–23.

30. Работы УкрНИИмета по развитию сортпрокатного производства / И. С. Тришевский, Н.Ф. Грицук, Ю. Е. Кулак и др. // Сталь. – 1978. – №10. – С. 907–909.

31. Эффективность применения клетей различной конструкции для прокатки профилей повышенной точности / Н.Ф. Грицук, Д.К. Нестеров, Е.Д. Гавриленко и др. // Сталь. – 1978. – №4. – С. 341–346.

32. Воронцов Н.М. Перспективы развития сортопрокатного производства / Н.М. Воронцов // Повышение эффективности производства и расширение сортамента горячекатаных профилей: сб. науч. тр. – Харьков : УкрНИИмет, 1983. – С. 5–8.

33. Грицук Н.Ф. Состояние и перспективы развития производства сортового проката / Н.Ф. Грицук // Совершенствование технологии производства горячекатаных профилей: сб. науч. тр. – Харьков : УкрНИИмет, 1986. – С. 5–11.

34. Современное состояние и перспективы развития сортамента сортового проката / Е.Л. Орлов, Е.И. Булгаков, В.В. Калюжный и др. // Совершенствование технологии производства сортового проката: сб. науч. тр. – Харьков : УкрНИИмет, 1988. – С. 9–12.

35. Сортамент улучшенных двутавровых профилей / Нежданов К.К., Кузьмишкин А.А., Гарькин И. Н. // Отраслевые аспекты технических наук. – 2012. – № 4. – С. 3–4.

36. Пат. 2411091 Россия, МПК В 21В 1/08. Двутавровый горячекатанный колонный профиль / Нежданов К.К., Нежданов А.К., Каледин К.И.; заявитель и владелец ПГУАС. – № 2009116982/02 ; заявл. 04.05.09 ; опубл. 10.02.011.

37. Développement de poutrelles H de dimensions externes définies / Kohno M., Aso K., Fujimoto Y. et ctr. // Rev. Met. – 1990. – № 11. – С. 960 - 996.

38. Kawamura A. Fixed Outer Dimension H-Shapes, 1000 and 950 mm Series / A. Kawamura, K. Yamamoto, H. Imamura // Kawasaki Steel Technical Report. – 2002. – № 47. – С. 23–27.

39. Трофимчук В.Д. Дефекты прокатной стали и меры борьбы с ними / В.Д. Трофимчук – М. : Государственное научно-техническое издательство литературы по черной и цветной металлургии, 1954. – 631 с.

40. Чекмарёв А.П. Точная прокатка сортовых профилей / А.П. Чекмарёв, Г.Г. Побегайло. – М. : Металлургия, 1968. – 236 с.

41. Точность прокатки. Сборник / [сост. Г.А. Гладков]. – Донецк : Донбасс, – 1969. – 98 с.
42. Повышение точности листового проката / [Меерович И.М., Герцев А.И., Горелик В.С., Классен Э.Я.]. – М. : Металлургия, 1969. – 264 с.
43. Средства контроля и управления точностью сортового проката / [Клименко В.М., Кашаев В.М., Минаев А.А. и др.]. – К. : Техніка, 1983. – 174 с.
44. Семенцул Р.В. Влияние параметров прокатки на точность сортовых профилей / Р.В. Семенцул, В.В. Аксенов, Н.В. Соломичев // Сталь. – 2006. – №10. – С. 38–39.
45. Влияние геометрических размеров заготовки на точность полосы при прокатке на непрерывных станах / А.А. Динник, В.П. Галицкий, Л.Б. Черноголов и др. // Металлургия и коксохимия. – 1978. – №57. – С. 26–31.
46. Прокатка двутавровых балок с применением чистовой клетки / И.А. Критинин, А.Ф. Кузнецов, И.К. Лысенко и др. // Сталь. – 1978. – №8. – С. 722 – 726.
47. Эффективность применения клеток различной конструкции для прокатки профилей повышенной точности / Н.Ф. Грицук, Д.К. Нестеров, Е.Д. Гавриленко и др. // Сталь. – 1978. – №4. – С. 341 – 346.
48. Повышение точности прокатки фланцевых профилей в условиях значительной температурной нестабильности / В.И. Деревянко, Г.М. Кацнельсон, Ю.С. Гончаров и др. // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 1978. – №3. – С. 16 – 18.
49. Влияние конструктивных параметров оборудования и технологии прокатки на точность сортовых профилей / Н.В. Пасечник, С.В. Родинков, А.М. Кривенцов и др. // Черная металлургия : Бюл. ин-та «Черметинформация», 2008. – №2. – С. 79–85.
50. Зависимость точности сортовых профилей от конструктивных параметров оборудования и технологии прокатки / Н.В. Пасечник, С.В.

Родинков, А.М. Кривенцов и др. // Производство проката, 2008. – №6. – С. 26–30.

51. Освоение профилей №1 и №2 для электропогрузчиков на стане 600 / В.С. Медведев В.С., И.В. Гунин, Н.Ф. Грицук и др. // Металлург. – 1972. – № 11. – С. 29–30.

52. Kalibrierung und kalibrierungstechnische Erfahrungen an einer kontinuierlichen Universal-Trägerstraße / M. Majewski / Peine, BRD // Der Kalibreur, H.33. Dezember 1980. – S. 5–34.

53. La profession de calibreur et son future / U.Suppo / Alpignano (To), Italien // Der Kalibreur, H.48. Juni 1988. – S. 41–72.

54. Горбунев О.Г. Совершенствование калибровки для прокатки на стане 550 двутавровых профилей / О.Г. Горбунев, И.И. Букреев, Н.И. Евдокимов // Сталь. – 2007. – № 11. – С. 29–30.

55. Совершенствование технологии прокатки двутавра № 20 на стане 600 / Н.Ф. Грицук, В.Т. Светланов, С.А. Андрейчук и др. // Совершенствование технологии производства горячекатаных профилей: сб. науч. тр. – Харьков : УкрНИИмет, 1986. – С. 77–81.

56. Освоение новой схемы прокатки двутавровых балок / И.К. Дорожко, М.Б. Луцкий, В.А. Луценко и др. // Черная металлургия : Бюл. ин-та «Черметинформация», 1998. – № 11–12. – С. 46–48.

57. Разработка и освоение технологии производства двутавров с параллельными гранями полок / М.Б. Луцкий, И.К. Дорожко, В.А. Луценко и др. // Сталь. – 2001. – № 2. – С. 31–33.

58. Разработка калибровки колонного двутавра 120DIN / М.Б. Луцкий, И.К. Дорожко, А.А. Чичкан и др. // Сталь. – 2006. – № 9. – С. 64–66.

59. Копылов И.В. Совершенствование калибровки валков для прокатки двутавровых балок на непрерывном стане / И. В. Копылов, В.А. Недорезов //

Труды шестого конгресса прокатчиков (Липецк, 18-21 октября 2005 г.). – Т. 1. – М. : АО «Черметинформация», – 2005. – С. 528–536.

60. Modernization of a heavy section mill at The Egyptian Iron and Steel Co / Ziad El Sherbini, Hassan Abou El Dahab et al // Iron and Steel Engineer, USA. – 1988. – V.65. – № 4. – P. 29–35.

61. Прокатка балок и швеллеров на полунепрерывном стане / А. Хензель, В. Роде, Г. Энгель и др. // Черные металлы. Пер. с нем. Stahl und Eisen, №11, 11 ноября 1991. – М. : Metallurgia, 1992. – С. 26–31.

62. Освоение прокатки двутавра с параллельными гранями полок на стане 450 / В.Н. Беспалов, В.М. Голубев, И.С. Кузнецов и др. // Сталь. – 1989. – № 6. – С. 40–45.

63. Einflüsse auf die Kalibrierung durch die Einführung des zweihitzigen Walzens für die Profilerzeugung bei der Thyssen Stahl AG / M. Heicappell / Duisburg, BRD // Der Kalibreur, H.41. Dezember 1984. – S. 5–26.

64. Освоение технологии производства двутавров из непрерывной заготовки сечением 165x395–530 мм / П.К. Сурин, А.Л. Руш, В.Ф. Мюнх и др. // Сталь. – 2005. – № 2. – С. 56–57.

65. Илюкович Б. М. Прокатка и калибровка. В 6 т. Т. 1. Основы теории калибровки. Калибровка блюмов и заготовки, кругов и шестигранников, квадратной стали, проволоки и арматуры : справочник / Б. М. Илюкович, Н. Е. Нехаев, С. Е. Меркурьев ; под. ред. Б. М. Илюковича. – Днепропетровск : РВА «ДніпроВАЛ», 2002. – 506 с.

66. Прокатка тавровых профилей в открытых калибрах / [Б. М. Илюкович, В. Т. Жадан, И. П. Шулаев, Н. Е. Нехаев и др.]. – М. : Metallurgia, 1989. – 312 с.

67. Прокатка и калибровка фасонных профилей : справочник / [Илюкович Б. М., Шулаев И. П., Есипов В. Д., Меркурьев С. Е.]. – М. : Metallurgia, 1989. – 312 с.

68. Тринкс В. Калибровка прокатных валков / В. Тринкс; пер. с англ. Ч. II – Москва – Ленинград – Свердловск: ОНТИ НКТП СССР. – Главная редакция литературы по черной металлургии, 1939. – 136 с.
69. Чекмарев А.П. Калибровка прокатных валков / А.П. Чекмарев, М.С. Мутьев, Р.А. Машковцев. – М. : Металлургия, 1971. – 512 с.
70. Бахтинов В.Б. Прокатное производство / В.Б. Бахтинов. – М. : Металлургия, 1987. – 416 с.
71. Смирнов В.К. Калибровка прокатных валков / В.К. Смирнов, В.А. Шилов, Ю.В. Инатович. – М. : Металлургия, 1987. – 368 с.
72. Литовченко Н.В. Калибровка профилей и прокатных валков / Н.В. Литовченко. – М. : Металлургия, 1990. – 432 с.
73. Тарновский И. Я. Элементы теории прокатки сложных профилей / И.Я. Тарновский, А.Н. Скороходов, Б.М.Илюкович. – М.: Металлургия, 1972. – 352 с.
74. Бахтинов Б.П. Калибровка прокатных валков / Б.П. Бахтинов, М.М. Штернов – М. : Гос. науч.-техн. изд-во лит-ры по черной и цветной металлургии, 1953. – 784 с.
75. Мутьев М.С. Калибровка черновых валков / М.С. Мутьев. – М. : Металлургия, 1964. – 190 с.
76. Диомидов Б.Б. Калибровка прокатных валков / Б. Б. Диомидов, Н.В. Литовченко. – М. : Металлургия, 1970. – 312 с.
77. Полухин П.И. Прокатка и калибровка двутавровых балок. – М. : Гос. науч.-техн. изд-во лит-ры по черной и цветной металлургии, 1956. – 315 с.
78. Технология прокатного производства / [Клименко В.М., Онищенко А.М., Минаев А.А., Горелик В.С.]. – К. : Вища школа, 1989. – 311 с.
79. Росс Е. Бейнон. Калибровка валков и расположение прокатных станов. – М. : Гос. науч.-техн. изд-во лит-ры по черной и цветной металлургии, 1960. – 203 с.

80. Николаев В.А. Расчет уширения с учетом формы калибров / А.В. Николаев // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1999. – № 9. – С. 28–32.

81. Технология прокатного производства. В 2-х книгах. Кн. 1. Справочник / [Беняковский М.А., Богоявленский К.Н., Виткин А.И. и др.] ; под ред. В.И. Зюзина и А.В. Третьякова. – М. : Металлургия, 1991. – 440 с.

82. Технология прокатного производства. В 2-х книгах. Кн. 2. Справочник / [Беняковский М.А., Богоявленский К.Н., Виткин А.И. и др.] ; под ред. В.И. Зюзина и А.В. Третьякова. – М.: Металлургия, 1991. – 423 с.

83. Грудев А.П. Технология прокатного производства / А.П. Грудев, Л.Ф. Машкин, М.И. Ханин. – М. : Арт-Бизнес-Центр, Металлургия, 1994. – 656 с.

84. Справочник калибровщика / [Гетманец В.В., Тильга С.С., Кузьменко А.Г., Романченко В.А.]. – Кривой Рог : Минерал, 1995. – 344 с.

85. Солод В.С. Универсальная математическая модель формоизменения металла в вытяжных калибрах / В.С. Солод, Р.Ю. Кулагин, Я.Е. Бейгельзимер // Сталь. – 2006. – № 8. – С. 16–18.

86. Ершов С. В. Анализ течения металла в специальном ящичном калибре при прокатке трубной заготовки / С. В. Ершов, Г. В. Левченко, Е. Е. Мостипан // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии: сб. науч. тр. – Днепропетровск, 2007. – С. 169–173.

87. Anlagentechnische Entwicklung und Kalibrierung von 1968 bis 1988 im Stabstahlwalzwerk der Badische Stahlwerke AG / W. Denning, G. Kirchmann, K. Haase, Kehl a. Rhein / Düsseldorf, Bundesrepublik Deutschland // Der Kalibreur, H.49. Dezember 1988. – S. 3–24.

88. Esperienze acquisite nella messa in esercizio di un treno per ferri medi a Bayou (USA) / S. Panseri / Udine, Italien // Der Kalibreur, H.39. Dezember 1983. – P. 37–69.

89. Introduction to roll and pass design / Kennedy Joseph F., North David A. // Iron and Steel Eng. – 1992. – V.69. – № 5. – P. 43–47.

90. Теория прокатки. Справочник / [Целиков А.И., Томленов А.Д., Зюзин В.И. и др.]. – М. : Металлургия, 1982. – 335 с.
91. Николаев В.А. Определение уширения при прокатке в калибрах / В.А. Николаев // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2006. – № 5. – С. 48–52.
92. Николаев В.А. Расчет уширения с учетом формы калибров / А.В. Николаев // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1999. – № 9. – С. 28–32.
93. Breitung beim Warmwalzen / P.J. Mauk, R. Kopp // Der Kalibreur, H.37. Dezember 1982. – S. 3–60.
94. Breiungsformeln und ihr Vergleich mit Versuchsergebnissen / K. Rytel, J. Lu-dyga / Polen // Der Kalibreur, H.38. Juni 1983. – S. 67–81.
95. Берковский В.С. Исследование формоизменения сталей различного химического состава при прокатке в калибрах / В.С. Берковский, С.П. Воробьев, В.В. Зайцев // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1991. – № 9. – С. 45–47.
96. Шилов В.А. Уширение при прокатке в калибрах с учетом реологических свойств металла / В.А. Шилов, В.К. Смирнов, Ю.В. Инатович // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1995. – № 4. – С. 39–42.
97. Einfluß von Materialkenngrößen auf den Werkstofffluß beim Walzen / A. Ğus, A. Hensel // Neue Hütte, 27. Jahrgang, H.5. Mai 1982. –S. 169–172.
98. Хензель А. Расчет энергосиловых параметров в процессах обработки металлов давлением. Справочник / А. Хензель, Т. Шпиттель. – М. : Металлургия, 1982. – 360 с.
99. Протасов А.А. Прокатка сортовых профилей / А.А. Протасов – М. : Государственнoн научно-техническое издательство литературы по черной и цветной металлургии, 1964. – 184 с.
100. А. с. 966976 А СССР, М.Кл. В 21 В 1/12. Способ непрерывной прокатки двугавровых профилей / А.А. Кугушин, В.Н. Беспалов, Ю.О.

Лабецкий и др. – № 2859614/22-02; заявл. 28.12.79 ; опубл. 23.02.84, Бюл. № 7.

101. Модернизация оборудования и совершенствование технологии на полунепрерывном среднесортном стане 350 / А.П. Ступак, М.М. Гелерман, Е.В. Галицкий и др. // Сталь. – 1989. – № 2. – С. 51–54.

102. Кухаренко С. В. Исследование точности прокатки на стане 600 ОАО "АМК"/ С. В. Кухаренко, В. А. Шпаков // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: збірник наукових праць ДДМА – Краматорськ, 2003. – С. 115–120.

103. Производство сортовых профилей большого сечения из непрерывнолитых слэбов на заводе фирмы Штальверке Пайне-Зальцгиттер / П. Кель, У. Эггерс, Ю. Эль и др. // Черные металлы. Пер. с нем. Stahl und Eisen, № 5, 15 мая 1991. – М. : Metallurgia, 1991. – С. 44–49.

104. Прокатка двутавровых балок на стане 650 с применением кассет с неприводными валками / В.Н. Гринавцев, Ю.В. Рождественский, В.Л. Барбаров и др. // Сталь. – 1976. – № 5. – С. 432–434.

105. Освоение массовой прокатки двутавровых балок с использованием кассет ДМетИ на заводе «Азовсталь» / А.Е. Писарев, В.Л. Барбаров, А.Г. Тубольцев и др. // Metallургическая и горнорудная промышленность. – 1981. – №4. – С. 36–38.

106. Освоение производства балки двутавровой ДП155 для шахтных монорельсовых дорог / Е.Г. Белов, И.В. Копылов, О.В. Дикань и др. // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2010. – № 10. – С. 27–28.

107. Совершенствование прокатки балки двутавровой ДП155 для шахтных монорельсовых дорог / Е.Г. Белов, И.В. Копылов, О.В. Дикань и др. // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2011. – № 2. – С. 24–26.

108. Newest Technologies for economical section production / Svejksky U. // AISE Steel Technology. 2002. № 2. С. 33–39.

109. Fonner F. Steel Dynamics Commissions Its New Structural and Rail Division / F. Fonner // AISE Steel Technology. 2002. № 11-12. С. 27–35.

110. Григорьев В.И. Расчет технологических параметров прокатки асиммет-ричных двутавров в универсальной клетки / В.И. Григорьев, Е.Л. Белкин // Повышение эффективности производства и расширение сортамента горячекатаных профилей : сб. науч. тр. – Харьков : УкрНИИмет, 1982. – С. 69–74.

111. Светланов В.Т. Методика определения размеров открытого контрольного калибра на УБС / В.Т. Светланов, Н.Ю. Вавилов // Повышение эффективности производства и расширение сортамента горячекатаных профилей : сб. науч. тр. – Харьков : УкрНИИмет, 1982. – С. 75–77.

112. Модернизация кассет с вертикальными валками для прокатки балок на стане 600 / В.Т. Светланов, С.А. Андрейчук, Н.Ю. Вавилов и др. // Metallurg. – 1985. – № 11. – С. 29–31.

113. Прокатные станы. В 3-х т. Т.1. Обжимные, заготовочные и сортопрокатные станы 500 – 950: справочник / В. Г. Антипин, С. В. Тимофеев, Д. К. Нестеров, Н. Ф. Грицук [и др.]. – М. : Металлургия, 1992. – 429 с.

114. Диомидов Б.Б. Технология прокатного производства / Б.Б. Диомидов, Н.В. Литовченко. – М. : Металлургия, 1979. – 488 с.

115. Технология прокатного производства / В. М. Клименко, А. М. Онищенко, А. А. Минаев, В. С. Горелик. – К. : Вища школа, 1989. – 311 с.

116. Состояние и тенденции развития производства фасонных профилей на непрерывных среднесортных станах за рубежом / А.Л. Лохматов, В.А. Теряев, И.Л. Гаудич и др. // Черная металлургия : Бюл. ин-та «Черметинформация», 1982. – № 4. – С. 11–24.

117. Машины и агрегаты металлургических заводов. В 3-х т. Т.3. Машины и агрегаты для производства и отделки проката : учебник для

вузов / А.И. Целиков, П.И. Полухин, В.М. Гребенник [и др.]. – М. : Металлургия, 1988. – 680 с.

118. Прокатное производство : учебник для вузов / [Полухин П.И., Федосов Н.М., Королев А.А., Матвеев Ю. М.]. – М. : Металлургия, 1982. – 696 с.

119. Айхгольц Э. Автоматизация универсальных рельсобалочных станов / Э. Айхгольц, Д. Шульце // МРТ. –1992. – С. 72–85.

120. Пат.2264871 России, МПК В21В1/08. Способ Х-Н прокатки двутавровых стальных профилей с параллельными полками и устройство для его осуществления / Энгель Георг ; Патентообладатель СМС МЕЕР ГМБХ. - 2004105159/02; заявка 17.07.02; опубл. 27.11.05.

121. Мериин И. М. Точность прокатки в предварительно напряженных клетях / И. М. Мериин. – Ижевск : Удмуртия, 1970. – 120 с.

122. Королев А. А. Механическое оборудование прокатных и трубных цехов / А. А. Королев. – М. : Металлургия, 1987. – 480 с.

123. Пат. 2210448 России, МПК В21В31/04. Бесстанинная предварительно напряженная прокатная клеть / Серман Б.А., Ершов Ю.Л., Бедняков В.В., Гриднев-ский В.Н. ; заявитель и патентообладатель Общество с ограниченной ответственностью «Инвестметаллургмаш». – 2001130403/02; заявка 13.11.01; опубл. 20.08.03.

124. А. с. 1025471 А СССР, М.Кл. В 21 В 13/10, 31/04. Предварительно напряженная прокатная клеть / И.М. Мерин, В.П. Шеногин, А.В. Храбров и др. – № 2971988/22-02; заявл. 08.08.80; опубл. 30.06.83, Бюл. № 24.

125. А. с. 1389894 А1 СССР, М.Кл. В 21 В 13/10, 31/04. Предварительно напряженная прокатная клеть / В.В. Панов, В.С. Нагорнов, В.Н. Выдрин и др. – № 4086044/31-02; заявл. 26.05.86; опубл. 23.04.88, Бюл. № 15.

126. <http://www.industry.siemens.com/datapool/industry/industrysolutions/metals/siroll/ru/Solutions-for-Long-Product-Rolling-Mills-ru.pdf>

127. http://www.kpc.com.ua/pdf/Section_and_billet_Mills_RU.pdf.

128. Развитие методов расчета механизмов предварительного напряжения рабочих клеток листовых и сортовых прокатных станов / А. В. Сатонин, М. В. Федоринов, З. А. Александрова, В. В. Смолякова // Захист металургійних машин від поломок : міжвуз. темат. зб. наук. пр. – Маріуполь, 2008. – Вип. № 10. – С. 95–98.

129. А. с. 1819694 А1 СССР, М.Кл. В 21 В 1/08. Способ прокатки фланцевых профилей в последних проходах / В.Г. Алехин, С.А. Андрейчук, Е.М. Балабей и др. – № 4942014/27; заявл. 04.06.91; опубл. 07.06.93, Бюл. № 21.

130. Пат. 2403996 России, МПК В21В1/08. Способ прокатки двутавров / Копылов И. В., Белов Е. Г., Ефимов О. Ю., Дикань О. В., Тимофеев О. В. ; заявитель и патентообладатель Открытое акционерное общество «Западно-Сибирский металлургический комбинат». – 2009134628/02; заявка 15.09.09; опубл. 20.11.10.

131. Добронос Ю. К. Механічне обладнання металургійних заводів. Модуль 1. Обладнання головної лінії прокатного стану : курс лекцій / Ю. К. Добронос. – Краматорськ : ДДМА, 2014. – 152 с.

132. А. с. 937068 СССР, М.Кл³. В 21 В 31/32. Гидравлическое нажимное устройство / И. М. Макеев, А. И. Герцев, И. М. Меерович и др. – № 2951709/22-02; заявл. 03.07.80; опубл. 23.06.82, Бюл. № 23.

133. А. с. 632421 СССР, М.Кл². В 21 В 37/38. Способ регулирования толщины прокатываемой полосы / В. З. Митрофанов, В. И. Пономарев, Г. И. Тарабаев и др. – № 2426818/22-02; заявл. 06.12.76; опубл. 15.11.78, Бюл. № 42.

133. А. с. 804030 СССР, М.Кл³. В 21 В 31/32. Устройство для стабилизации раствора валков прокатной клетки / Н. И. Лежнин, В. П. Калинин, В. А. Сацкий и др. – № 2734439/22-02; заявл. 07.03.79; опубл. 15.02.81, Бюл. № 6.

134. А. с. 831248 СССР, М.Кл³. В 21 В 31/32 F16 J11/02. Гидроцилиндр, преимущественно нажимного устройства прокатной клетки / П. Д. Лукиных, Е. В. Редькин, В. И. Тимохов – № 2818797/22-02; заявл. 21.09.79; опубл. 23.05.81, Бюл. № 19.

135. А. с. 1253687 А1 СССР, М.Кл. В 21 В 31/32. . Гидравлическое нажимное устройство с гидрокомпенсацией упругой деформации прокатной клетки / А. И. Герцев, Ю. В. Гесслер, В. П. Яланский и др. – № 3866798/22-02; заявл. 13.03.85; опубл. 30.08.86, Бюл. № 32.

136. А. с. 978964 СССР, М.Кл³. В 21 В 37/14. Устройство гидрораспора клетки / В. П. Яланский, А. Д. Елишевич, И. М. Меерович и др. – № 3295442/22-02; заявл. 08.04.81; опубл. 07.12.82, Бюл. № 45.

137. А. с. 1044366 А СССР, М.Кл. В 21 В 37/08. Гидравлическое устройство для автоматического регулирования толщины полосы при прокатке / Э. Ч. Сейдак, А. Б. Розенберг, Б. А. Гунько и др. – № 3449996/22-02; заявл. 09.06.82; опубл. 30.09.83, Бюл. № 36.

138. А. с. 1031544 А СССР, М.Кл. В 21 В 31/04. Предварительно напряженная прокатная клеть / Р. А. Адамович, Л. М. Бобров, Н. К. Габриэльян и др. – № 3354588/22-02; заявл. 11.11.81; опубл. 30.07.83, Бюл. № 28.

139. Воронцов А.Л. Теория и расчеты процессов обработки металлов давлением : учеб. пособие в 2 т. Т. 1. / А.Л. Воронцов. – М. : Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2014. – 396 с.

140. Зильберг Ю.В. Теория обработки металлов давлением. Монография / Ю.В. Зильберг. – Днепропетровск : Пороги, 2009. – 434 с.

141. Евстратов В.А. Теория обработки металлов давлением / В.А. Евстратов. – Харьков : Вища школа, 1981. – 200 с.

142. Унксов Е.П. Теория пластических деформаций металлов / Е.П. Унк-сов. – М.: Машиностроение, 1983. – 600 с.

143. Целиков А.И. Теория продольной прокатки / А.И. Целиков, Г.С. Никитин, С.Е. Рокотян. – М. : Metallurgy, 1980. – 320 с.
144. Сторожев М.В. Теория обработки металлов давлением / М.В. Сторожев, Е.А. Попов. – М. : Машиностроение, 1977. – 423 с.
145. Алгоритм двухмерного математического моделирования напряженного состояния металла при асимметричной прокатке / В.Ф.Потапкин, В.А. Федоринов, А.В. Сатонин и др. // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1987. – № 7. – С. 76–82.
146. Чигиринский В.В. Определение деформированного состояния пластического тела в условиях плоского течения / В.В. Чигиринский // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1990. – № 9. – С. 32–33.
147. Чигиринский В.В. Определение напряженного состояния пластического тела в условиях плоской деформации / В.В. Чигиринский // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1990. – № 7. – С. 48–49.
148. Илюшин А.А. Механика сплошной среды / А.А. Илюшин. – М. : Изд-во Моск. ун-та, 1971. – 247 с.
149. Качанов Л.М. Основы теории пластичности / Л.М. Качанов. – 2-е изд. – М. : Наука, 1969. – 420 с.
150. Выдрин В.Н. Энергетический метод расчета деформаций и усилий при прокатке в калибрах. Сообщение 2 / В.Н. Выдрин, Л.А. Барков, Ю.И. Каменщиков // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1979. – № 5. – С. 53–55.
151. Колмогоров В.Л. Механика обработки металлов давлением / В.Л. Колмогоров. – М. : Metallurgy, 1980. – 456 с.
152. Теория обработки металлов давлением / [Тарновский И.Я., Поздеев А.А., Ганаго О.А. и др.]; под ред. И.Я. Тарновского. – М. : Государственное научно-техническое издательство литературы по черной и цветной металлургии, 1963. – 672 с.

153. Илюкович Б.М. Экстремальный принцип деформированного состояния при продольной прокатке / Б.М. Илюкович, Н.Е. Нехаев, М.К. Измайлова // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1991. – № 5. – С. 38–39.

154. Теоретические основы обработки металлов давлением / [Илюкович Б.М., Огурцов А.П., Нехаев Н.Е., Ершов С.В.] ; под ред. Б.М. Илюковича. – Днепропетровск : РВА «Дніро-ВАЛ», 2002. – Т.2. – 485 с.

155. Медведев В.С. Развитие научных основ создания технологий прокатки и проектирования калибровок для производства экономичных фасонных профилей: автореф. дис. на соиск. учен. степени докт. техн. наук : спец. 05.03.05 «Процессы и машины обработки давлением» / В. С. Медведев. – Краматорск, 2010. – 310 с.

156. Медведев В.С. Методика определения формоизменения и энергосиловых параметров прокатки в фасонных калибрах с использованием вариационных принципов / В.С. Медведев // Вестник Национального технического университета «ХПИ». Сб. науч. тр. Тематический выпуск «Новые решения в современных техно-логиях». – Харьков: НТУ «ХПИ». – 2009. – № 8. – С. 41–47.

157. Медведев В.С. Универсальный метод расчета формоизменения и энергосиловых параметров прокатки сложных фасонных профилей / В.С. Медведев // Вестник Национального технического университета Украины «Киевский политехнический институт». Машиностроение. – К. : НТУУ «КПИ». – 2010. – № 58. – С. 183–189.

158. Медведев В.С. Математическое моделирование прокатки в фасонных калибрах в среде MathCAD / В.С. Медведев, А.Н. Масленный // Авиационно-космическая техника и технология. – Харьков : ХАИ, 2009. – № 2 (59). – С. 32–35.

159. Сегерлинд Л. Применение метода конечных элементов / Л. Сегерлинд. – М. : Мир, 1979. – 392 с.

160. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике / О. Зенкевич. – М. : Мир, 1975. – 541 с.
161. Стренг К. Теория метода конечных элементов / К. Стренг, Дж. Фикс. – М. : Мир, 1977. – 349 с.
162. Васидзу К. Вариационные методы в теории упругости и пластичности : пер. с англ. / К. Васидзу. – М. : Мир, 1987. – 544 с.
163. Горбачев К.П. Метод конечных элементов в расчетах прочности / К.П. Горбачев. – Л.: Судостроение, 1985. – 156 с.
164. Литвинов Р.А. Проектирование рабочих клеток прокатных станов в SolidWorks / Литвинов Р.А, Лукинских С., Шилов В.А. // САПР и графика. – 2009. – № 8. – С. 87-90.
165. Каплун А.Б. ANSYS в руках инженера: Практическое руководство / А.Б. Каплун, Е.В. Морозов, М.А. Олферьева. Изд. 2-е, испр. – М. : Едиториал УРСС, 2004. – 272 с.
166. Краснокутский А. Проблемы расчета прочности и жесткости штуцеров / А. Краснокутский, А. Тимошкин // CADmaster. – 2007. – № 3. – С. 78–81.
167. Копп Р. Моделирование и проектирование процессов прокатки при помощи метода конечных элементов / Р. Копп, П.М. Домен // Черные металлы. Пер. с нем. Stahl und Eisen, № 7, июль 1990. – С. 62–68.
168. Метод моделирования связанной трехмерной задачи полосовой прокатки на основе конечно-элементного расчета для упругого и для жестко-пластического тела // Сосэй то како = J. Jap. Soc. Technol. Plast. – 1991. – V.32. – № 367. – P.1007–1012.
169. Yanagimoto Jun, Kiuchi Manabu, Nakamura Mitsuru, Kurahashi Ryuuro // Сосэй то како = J. Jap. Soc. Technol. Plast. – 1991. – V.32. – № 367. – P.1000–1006.

170. Ершов С.В. О моделировании процесса прокатки с использованием методов конечных элементов / С.В. Ершов // *Металлы*. – 2004. – № 4. – С. 36–41.

171. Ershov S. V. Rolling simulation by the Finite Element Method Russian Metallurgy (Metally). – 2004. – № 4. – P. 331–335.

172. Ершов С. В. Использование модифицированного метода конечных элементов в расчетах деформированного состояния при прокатке в калибрах специальной формы / С.В. Ершов, Е. В. Галицкий, С. Н. Мельник // *Производство проката*. – 2004. – № 11. – С. 3–9.

173. Миленин А.А. Математическое моделирование прокатки в калибрах в условиях трехмерного течения металла / А. А. Миленин, П.В. Корсун, С.В. Ершов // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2000. – № 8–9. – С. 56–58.

174. Ершов С. В. Метод построения математических моделей процессов продольной прокатки с использованием конечных элементов и точным выполнением условия несжимаемости / С.В. Ершов // *Изв. вузов. Черная металлургия*. – 2005. – № 11. – С. 18–21.

175. Milenin A.A. Simulation of metal forming during multi-pass rolling of shape bars / A.A. Milenin, H. Dyja, S. J. Mroz // *Mater. Process. Technol.* – 2004. – P. 153–154.

176. Yang Li-cheng, Xing Su-fang, Liu Bo. Hebei gongye daxue xuebao = J. Hebei Univ. Technol. – 2006. – V.35. – № 2. – P. 6–10.

177. Kim K.H. Development of the profile ring rolling process for large slewing rings of alloy steels / K.H. Kim, H.G. Suk, M.Y. J. Huh // *Mater Process. Technol.* – 2007. – V.187–188. – P. 730–733.

178. Аксенов С. А. Применение полуаналитического метода конечных элементов к задаче прокатки в калибрах / С.А. Аксенов // *Состояние, проблемы и перспективы развития металлургии и обработки металлов давлением: сб. науч. тр.* – Вып. 5. – М. : МГВМИ. – 2005. – С. 90–93.

179. Миленин А.А. Математическое моделирование несимметричного формоизменения металла при прокатке в калибрах / А.А. Миленин, Х. Дыя // Интеллектуальные системы в производстве. – 2005. – № 1. – С. 189–195.

180. Єршов С.В. Розвиток теорії напружено-деформованого стану профілів зі зниженим тріщиноутворенням у системах сортових калібрів : автореф. дис. на здобуття наук. ступеня докт. техн. наук спец. 05.03.05 “Процеси й машини обробки тиском” / С.В. Єршов. – Дніпропетровськ, 2008. – 33 с.

181. Гринкевич В.А. Дискретный метод переменной вязкости для решения задач пластического деформирования металлов / В.А. Гринкевич // Metallurgicheskaya i gornorudnaya promyshlennost'. – 2001. – № 1. – С. 64–67.

182. Компьютерное моделирование процессов обработки металлов давлением. Численные методы / [Данченко В.Н., Миленин А.А., Кузьменко В.И., Гринкевич В.А.]. – Днепропетровск : « Системные технологии», 2005. – 448 с.

183. Компьютерное моделирование деформации железнодорожных колес без диска / В.А. Гринкевич, А.Г. Палиенко, А.Г. Ступка и др. // Metallurgicheskaya i gornorudnaya promyshlennost'. – 2005. – № 5. – С. 64–67.

184. Боровік П.В. Теоретичні дослідження процесів обробки металів тиском на основі методу скінчених елементів: Навч. посіб. / П. В. Боровік. – Алчевськ : ДонДТУ, 2012. – 170 с.

185. Манилык Т. Практическое применение программного комплекса ABAQUS в инженерных задачах. Версия 6.5 / Т. Манилык, К. Ильин. М. : МФТИ, ТЕСИС, 2006. – 99 с.

186. Нуштаев Д.В. Abaqus: пособие для начинающих / Д.В. Нуштаев, С.Н. Тропин. – М.: ООО «ТЕСИС», 2010. – 43 с.

187. Золочевский А.А. Введение в ABAQUS. Методическое пособие / А.А. Золочевский, А.А. Беккер. – Харьков: 2011. – 49 с.

188. Иванченко Ф.К. Розрахунок машин і механізмів прокатних цехів: Навч. посіб. / Ф.К. Иванченко, М.В. Гребеник, В.І. Ширяев. – К. : Вища шк., 1995. – 455 с.

189. Свистунов Е.А. Расчет деталей и узлов металлургических машин. Справочник / Е.А. Свистунов, Н.А. Чиченев. – М. : Металлургия, 1985. – 184 с.

190. Королев А. А. Механическое оборудование прокатных цехов черной и цветной металлургии / А. А. Королев. – М. : Металлургия, 1976. – 544 с.

191. Королев А. А. Конструкция и расчет машин и механизмов прокатных станов : учеб. пособие для вузов / А. А. Королев. – 2-е изд., перераб. и доп. – М. : Металлургия, 1985. – 376 с.

192. Процессы деформации металла на основе мновалковых калибров : Монография / [Огинский И. К., Данченко В. Н., Самсоненко А. А., Бояркин В. В.]. – Днепропетровск : Пороги, 2011. – 355 с.

193. Освоение производства двутавровых балок и швеллеров с применением кассет с вертикальными валками конструкции ДМетИ / Чекмарев А. П., Гринавцев В. Н., Несмачный А. Н. [и др.] // Обработка металлов давлением : сборник научных трудов / Днепропетровский металлургический институт. – М. : Металлургия, 1976. – № 59. – С. 87–94.

194. Освоение прокатки двутаврового профиля с параллельными полками / Чекмарев А. П., Гринавцев В. Н., Лохматов А. П. [и др.] // Обработка металлов давлением : сборник научных трудов / Днепропетровский металлургический институт. – М. : Металлургия, 1976. – № 59. – С. 79–83.

195. Освоение производства двутавровых балок на полунепрерывном стане 600 с применением кассет / В. Н. Гринавцев, А. Н. Несмачный, Ю. В. Мних [и др.] // Сталь. – 1977. – № 6. – С. 527–528.

196. Прокатка двутавровых балок на стане 650 с применением кассет с вертикальными валками / В. Н. Гринавцев, Ю. В. Рождественский, В. Л. Барбаров. [и др.] // Сталь. – 1976. – № 5. – С. 432–434.

197. Опытнo-промышленная прокатка двутавровых балок на стане 650 завода «Азовсталь» с применением кассеты конструкции ДМетИ / В. Н. Гринавцев, М. С. Мутьев, Ю. В. Рождественский. [и др.] // Обработка металлов давлением : сборник научных трудов / Днепропетровский металлургический институт. – М. : Металлургия, 1976. – № 59. – С. 95–98.

198. Дарков А. В. Сопротивление материалов : учебник для втузов / А. В. Дарков, Г. С. Шпиро. – 4-е изд., перераб. – М. : Высшая школа, 1975. – 654 с.

199. Программный комплекс для расчета и проектирования конструкций Лира 9.0. Руководство пользователя. Книга № 1. Основные теоретические и расчетные положения. Некоторые рекомендации / [Городецкий А. С., Евзеров И. Д., Гераймович Ю. Д. и др.]. – К. : НИИАСС, 2002. – 147 с.

200. ЛИРА - САПР 2011. Учебное пособие / [Гензерский Ю. В., Медведенко Д. В., Палиенко О. И., Титок В. П.]. – К. : Электронное издание, 2011. – 396 с.

201. ЛИРА 9.4. Руководство пользователя. ОСНОВЫ. Учебное пособие / [Стрелец-Стрелецкий Е. Б., Боговис В. Е., Гензерский Ю. В., и др.] – К. : ФАКТ, 2008. – 200 с.

202. ЛИРА 9.4. Примеры расчета и проектирования. Учебное пособие / [Боговис В.Е., Гензерский Ю. В., Гераймович Ю. Д. и др.] – К. : ФАКТ, 2008. – 200 с.

203. Белостоцкий А. М. Разработка верификационного отчета по использованию программного комплекса Abaqus для решения задач строительного комплекса : науч.-техн. отчет. Т. 1. Теоретические основы / А. М. Белостоцкий, В. В. Вершинин. М-во образования и науки Рос. Федерации, МГСУ. – М., 2013. – 268 с.

204. Stoker H. C. Title: Developments of the Arbitrary Lagrangian-Eulerian Method in non-linear Solid Mechanics. Ph.D-Thesis / H. C. Stoker. – Twente, The Netherlands, 1999.

205. Оден Дж. Конечные элементы в нелинейной механике сплошных сред: пер. с англ. / Дж. Оден. – М. : Мир, 1976. – 464 с.

206. Wisselink H. H. Title: Analysis of Guillotining and Slitting, Finite Element Simulations. Ph.D-Thesis / H. H. Wisselink. – Twente, The Netherlands, 2000.

207. Метод конечных элементов в механике твердых тел / Под общ. ред. А. С. Сахарова и И. Альтенбаха. – Киев : Вища школа, 1982. – 480 с.

208. Морозов Е. М. Метод конечных элементов в механике разрушения / Е. М. Морозов, Г. П. Никишков. – М. : Наука, 1980. – 256 с.

209. Boogaard, A. H. v. d., J. Huetink, and A. D. Rietman. Iterative solvers in forming processes. In J. Huetink and F. P. T. Baaijens (Eds.), Simulation of Materials Processing: Theory, Methods and Applications, Proc. NUMIFORM '98, (1998) pp. 219–224. Balkema, Rotterdam.

210. Медведев В.С. Теоретическое исследование течения металла в закрытых балочных калибрах методом конечных элементов / В.С. Медведев, П.В. Боровик, В.А. Шпаков, Е.В. Базарова // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. Донбасской государственной машиностроительной академии. – Краматорск : ДГМА, 2014. – №1(38). – С. 166–172.

211. Базарова Е.В. Исследование напряженно-деформированного состояния кассеты вертикальных валков. / Е.В. Базарова, В.А. Шпаков // Сб. науч. тр. ДонГТУ. – Алчевск : ДоГТУ, 2010. – № 31. – С. 140–145.

212. Моделирование напряженно-деформированного состояния элементов кассет с неприводными вертикальными валками для чистовых клетей сортовых станов. // В.С. Медведев, Е.В. Базарова, А.А. Чичкан, В.А. Шпаков // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». 36. наук. пр. Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – №43 (1016). – С.169–179.

213. Чекмарев А.П. Давление и истечение металла при прокатке в разрезных клибрах / А.П.Чекмарев, В.М. Клименко // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1963. – № 9. – С. 92–102.

214. Клименко В.М. Деформация металла при прокатке в двутавровом калибре / В.М. Клименко, Л.Н. Лесик, А.А. Минаев // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1973. – № 7. – С. 111–114.

215. Жадан В.Т. Моделирование конечного формоизменения в закрытом балочном калибре / В.Т. Жадан, В.А. Шпаков // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1973. – № 11. – С. 98–100.

216. Формоизменение металла закрытых балочных калибрах / А.В. Белевич, В.Т. Жадан, Г.Я. Гун, В.А. Шпаков // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1978. – № 7. – С. 84–87.

217. Шпаков В.А. Исследование формоизменения и кинематики течения металла во фланцевых калибрах: дис. на соиск. учен. степени канд. техн. наук / В. А. Шпаков. – М., 1974. – 240 с.

218. Шпаков В.А. Исследование кинематики очага деформации при прокатке во фланцевом калибре / В.А.Шпаков, В.Т. Жадан, М.И. Белов // Совершенствование технологии производства горячекатаных профилей: сб.науч.тр. – Харьков: УкрНИИ-Мет, 1986. – С. 52–57.

219. Смирнов-Аляев Г.А. Экспериментальные исследования в обработке металлов давлением / Г.А. Смирнов-Аляев, В.П. Чикидовский – Л.: «Машиностроение», 1972. – 395 с.

220. Смирнов-Аляев Г.А. Сопротивление материалов пластическому деформированию. 3-е изд., перераб. и доп. / Г.А. Смирнов-Аляев – Л.: «Машиностроение», 1978. – 368 с.

221. Медведев В.С. Экспериментальное исследование течения металла в балочных калибрах / В.С. Медведев, В.А. Шпаков, Е.В. Базарова // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні: зб. наук. праць – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля. 2013. – № 1 (14). – С. 52-61.

222. Шпаков В.А. О точности нанесения и измерения координатных сеток. / В.А. Шпаков, Е.В. Базарова // Сб. науч. тр. ДонГТУ. – Алчевск : ДоГТУ, 2008. – № 27. – С. 266-275.

223. Шпаков В.А. Исследование разнотолщинности фланцевых профилей на крупносортом стане 600 / В.А. Шпаков, Е.В. Базарова, А.А. Чичкан // Бюллетень научно-технической и экономической информации «Черная металлургия». – М.: ОАО «Черметинформация». – 2012. – Вып. 1 (1345). – С. 53-60.

224. Точность прокатки двутавровых балок в клетях дуо с использованием кассет с неприводными вертикальными валками // В.С. Медведев, Е.В. Базарова, В.А. Шпаков, А.А. Чичкан // Металлургическая и горнорудная промышленность – Днепропетровск: ООО «Укрметаллургинформ «НТА», 2014. – № 3. – С. 45-49.

225. Шторм Р. Теория вероятностей. Математическая статистика. Статистический контроль качества / Р. Шторм. – М. : Мир, 1970. – 368 с.

226. Румшиский Л. З. Математическая обработка результатов эксперимента: справочник. – М. : Главная редакция физико-математической литературы издательства «Наука», 1971. – 192 с.

227. Митропольский А. К. Техника статистических вычислений / А.К. Митропольский. – М. : Главная редакция физико-математической литературы издательства «Наука», 1971. – 576 с.

228. Андреюк Л.В. Аналитические зависимости сопротивления деформации металла от температуры и степени деформации / Л.В. Андреюк, Г.Г. Тюленев // Сталь. – 1972. – № 9. – С. 545–547.

229. Илюкович Б.М. Теоретические основы обработки металлов давлением / Б.М. Илюкович, В.С. Баакашвили, Р.В. Бединейшвили. – Тбилиси : Сабчота Сакартвело, 1979. – 663 с.

230. Гун Г.Я. Математическое моделирование процессов обработки металлов давлением / Г.Я. Гун. – М. : Metallurgiya, 1983. – 352 с.

231. Медведев В.С. Влияние обжатия стенки на изменение высоты фланцев в черновых закрытых балочных калибрах элементов / В.С. Медведев, Е.В. Базарова, В.А. Шпаков // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Зб. наук. пр. Серія: Інформаційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – №43 (1086). – С.81–88.

232. Медведев В.С. Влияние бокового обжатия фланцев на изменение их высоты в черновых закрытых балочных калибрах / В.С. Медведев, Е.В. Базарова // Вестник НТУУ «КПИ». сб. науч. тр. Серия. Машиностроение. – К. : НТУУ «КПИ», 2016 – № 1 (76). – С. 81–87.

233. Производство облегченных профилей / С.В. Макаев, И.Я. Винокуров, Б.В. Мерекин и др. – Свердловск :Металлургиздат, 1962. – 215 с.

234. Медведев В.С. Влияние ширины стенки на изменение высоты фланцев в черновых закрытых балочных калибрах элементов / В.С. Медведев, Е.В. Базарова, В.А. Шпаков // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. Донбасской государственной машино-строительной академии. – Краматорск : ДГМА, 2015. – №1(40). – С. 175-181.

235. Медведев В.С. Экспериментальное исследование течения металла в пластовых тавровых элементах фасонных калибров / В.С. Медведев // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів

у машинобудуванні: зб. наук. пр. – Луганськ : Вид-во СНУ ім. Даля. – 2008. – С. 64–71.

236. Грудев А.П. Теория прокатки. / А.П. Грудев. – М. : Металлургия. – 1988. – 240 с.

237. Данченко В.Н. Теория процессов обработки металлов давлением / В.Н. Данченко, В.Н. Гринкевич, А.Н. Головкин. – Днепропетровск : Пороги. – 2010. – 386 с.

238. Решение задач аппроксимации средствами Excel // Компьютеры + Программы # 12/2002 г. // Издательский дом «Комиздат», www.comizdat.com/index

239. Бараз В.Р. Корреляционно-регрессионный анализ связи показателей коммерческой деятельности с использованием программы Excel : учебное пособие / В.Р. Бараз. – Екатеринбург : ГОУ ВПО «УГТУ–УПИ», 2005. – 102 с.

240. Колбасников Н.Г. Исследование влияния неравномерности температурного поля раската на характер напряженно-деформированного состояния металла в очаге деформации при прокатке толстого листа. / Н.Г. Колбасников, И.А. Шишов, А.М. Корчагин [и др] // Научно-технические ведомости СПбПУ. –4-1(183). – 2013. – С. 183-192.

241. Разработка и освоение новой технологии прокатки и калибровок валков стана 600 Коммунарского металлургического завода. Разделы 1 и 2: Исследование и разработка калибровок для прокатки сортовых профилей. Проведение опытно- промышленных прокаток. Разработка технологии прокатки сортовых профилей из заготовок увеличенного сечения. Отчет УкрНИИМет. Тема № 938/79, № гос. рег. 79011964. Рук. НИР Медведев В.С., – Харьков: 1980. – 157 с.

242. Термомеханическая обработка катаных профилей / Ф.Беккер, Ж.М. Денглер, Х. Шмеддерс, К. Вик / Черные металлы. Пер. с нем. StahlundEisen, №4, 15 апреля 1991. – М. : Металлургия, 1991. – С. 55–60.

243. Прокатка балок и швеллеров на полунепрерывном стане / А. Хензель, В. Роде, Г. Энгель и др. // Черные металлы. Пер. с нем. StahlundEisen, №11, 11 ноября 1991. – М. : Металлургия, 1992. – С. 26–31.

244. Марочник сталей и сплавов / [Зубченко А. С., Колосков М. М., Каширский Ю. В. и др.]; под ред. А. С. Зубченко – 2-е изд., доп. и испр. – М. : Машиностроение, 2003. – 784 с.

245. Перель Л.Я. Подшипники качения: Расчет, проектирование и обслуживание опор. Справочник / Л.Я. .Перель. – М. : Машиностроение, 1983.

246. Подшипники качения: Справочное пособие / под ред. Н.А. Спицына, А.И. Спришевского. – М.: Гос. н. т. изд-во машиностроительной литературы, 1961. – 828 с.

247. Совершенствование калибровок валков стана 600 / В.С. Медведев, В.Ф. Коваленко, Б.М. Барбашин и др. // Сталь. – 1982. – №6. – С. 48–50.

248. Универсальная калибровка валков для прокатки двутавров смежных размеров / А.А. Чичкан, Э.Н. Клепач, В.С. Медведев, Е.В. Базарова // Metallургическая и горнорудная промышленность – Днепр: ООО «Укрметаллургинформ «НТА», 2016. - № 4. – С. 49-54.

249. Чичкан А.А. Освоение новых фасонных профилей на стане 600 ПАО «АМК» / А.А. Чичкан, Э.Н. Клепач, Е.В. Базарова // Бюллетень научно-технической и экономической информации «Черная металлургия». – М.: ОАО «Черметинформация», 2016 – № 4 (1396). – С. 52-56.

ДОДАТОК А

Список публікацій здобувача

1. Шпаков В.А. О точности нанесения и измерения координатных сеток. / В.А. Шпаков, Е.В. Базарова // Сб. науч. тр. ДонГТУ. – Алчевск : ДоГТУ, 2008. – № 27. – С. 266–275.

2. Базарова Е.В. Исследование напряженно-деформированного состояния кассеты вертикальных валков. / Е.В. Базарова, В.А. Шпаков // Сб. науч. тр. ДонГТУ. – Алчевск : ДоГТУ. – 2010. – № 31. – С. 140–145.

3. Шпаков В.А. Исследование разнотолщинности фланцевых профилей на крупносортом стане 600 / В.А. Шпаков, Е.В. Базарова, А.А. Чичкан // Бюллетень научно-технической и экономической информации «Черная металлургия». – М.: ОАО «Черметинформация». – 2012. – Вып. 1 (1345). – С. 53–60.

4. Моделирование напряженно-деформированного состояния элементов кассет с неприводными вертикальными валками для чистовых клеток сортовых станов. // В.С. Медведев, Е.В. Базарова, А.А. Чичкан, В.А. Шпаков // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Зб. наук. пр. Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – №43 (1016). – С. 169–179.

5. Медведев В.С. Экспериментальное исследование течения металла в балочных калибрах / В.С. Медведев, В.А. Шпаков, Е.В. Базарова // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні: зб. наук. праць – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля. – 2013. – № 1 (14). – С. 52–61.

6. Теоретическое исследование течения металла в закрытых балочных калибрах методом конечных элементов / В.С. Медведев, П.В. Боровик, В.А. Шпаков, Е.В. Базарова // Обработка материалов давлением : сборник научных трудов. – Краматорск : ДГМА. – 2014. – №1(38). – С. 166–172.

7. Точность прокатки двотавровых балок в клетях дуо с использованием кассет с неприводными вертикальными валками // В.С. Медведев, Е.В. Базарова, В.А. Шпаков, А.А. Чичкан // Металлургическая и горнорудная промышленность – Днепропетровск: ООО «Укрметаллургинформ «НТА». – 2014. – № 3. – С. 45–49.

8. Медведев В.С. Влияние обжатия стенки на изменение высоты фланцев в черновых закрытых балочных калибрах элементов / В.С. Медведев, Е.В. Базарова, В.А. Шпаков // Вісник Національного технічного університету «ХПІ»: зб. наук. пр. Серія: Інформаційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – №43 (1086). – С.81–88.

9. Медведев В.С. Влияние ширины стенки на изменение высоты фланцев в черновых закрытых балочных калибрах элементов / В.С. Медведев, Е.В. Базарова, В.А. Шпаков // Обработка материалов давлением : сборник научных трудов. – Краматорск : ДГМА. – 2015. – №1(40). – С. 175–181.

10. Medvedev V.S. Influence of flanges' side reduction on changing their height in roughing dead beam passes / V.S. Medvedev, E.V. Bazarova // Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти. Матеріали VI МНТК 14–18 грудня 2015 р. – Київ: КПІ, 2015. – С. 64–65.

11. Медведев В.С. Влияние бокового обжатия фланцев на изменение их высоты в черновых закрытых балочных калибрах / В.С. Медведев, Е.В. Базарова // Вестник НТУУ «КПИ». сб. науч. тр. Серия. Машиностроение. – К. : НТУУ «КПИ». – 2016 – № 1 (76). – С. 81–87.

12. Универсальная калибровка валков для прокатки двутавров смежных размеров / А.А. Чичкан, Э.Н. Клепач, В.С. Медведев, Е.В. Базарова // Металлургическая и горнорудная промышленность – Днепр: ООО «Укрметаллургинформ «НТА». – 2016. - № 4. – С. 49–54.

13. Чичкан А.А. Освоение новых фасонных профилей на стане 600 ПАО «АМК» / А.А. Чичкан, Э.Н. Клепач, Е.В. Базарова // Бюллетень научно-технической и экономической информации «Черная металлургия». – М.: ОАО «Черметинформация». – 2016 – № 4 (1396). – С. 52–56.

ДОДАТОК Б

Апробація результатів дисертаційної роботи на Міжнародних та Всеукраїнських конференціях

1. X Науково-технічна конференція молодих фахівців ПАТ «АМК» (м. Алчевськ, 22 травня, 2010 р.), очна форма участі;
2. XI Науково-технічна конференція молодих фахівців ПАТ «АМК» (м. Алчевськ, 22 травня, 2011 р.), очна форма участі;
3. XII Науково-технічна конференція молодих фахівців ПАТ «АМК» (м. Алчевськ, 22 травня, 2012 р.), заочна форма участі;
4. VIII Міжнародна науково-практична конференція «Лиття. Металургія 2012» (м. Запоріжжя, 22 – 23 травня, 2012р.), очна форма участі;
5. XIII Науково-технічна конференція молодих фахівців ПАТ «АМК» (м. Алчевськ, 22 травня, 2013 р.), очна форма участі;
6. V Міжнародна науково-технічна конференція «Ресурсозбереження та енергоефективність процесів і обладнання обробки тиском в машинобудуванні та металургії» (м. Харків, 21 – 22 листопада, 2013 р.), очна форма участі;
7. XVII Міжнародна науково-технічна конференція «Досягнення і проблеми розвитку технологій і машин обробки тиском» (м. Краматорськ, 22 – 25 квітня, 2014 р.), очна форма участі;
8. VI Міжнародна науково-технічна конференція «Ресурсозбереження та енергоефективність процесів і обладнання обробки тиском в машинобудуванні та металургії» (м. Харків, 21 – 22 листопада, 2014 р.), очна форма участі;
9. XIV Науково-технічна конференція молодих фахівців ПАТ «АМК» (м. Алчевськ, 22 травня, 2014 р.), очна форма участі;
10. XVIII Міжнародна науково-технічна конференція «Досягнення і проблеми розвитку технологій і машин обробки тиском» (м. Краматорськ, 21 – 24 квітня, 2015 р.), очна форма участі;
11. VI Міжнародна науково-технічна конференція «Теоретичні та

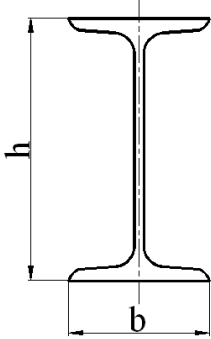
практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти», (м. Київ, 14 – 18 грудня, 2015 р.), заочна форма участі;

12. XXII Міжнародна науково-технічна конференція «Досягнення і проблеми розвитку технологій і машин обробки тиском» (м. Краматорськ, 22 – 25 квітня, 2019 р.), заочна форма участі.

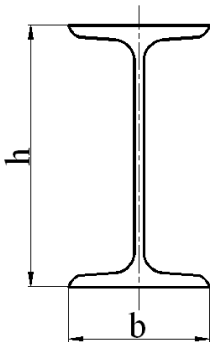
ДОДАТОК В

Порівняльний аналіз вітчизняних і зарубіжних стандартів для виготовлення двотаврових профілів

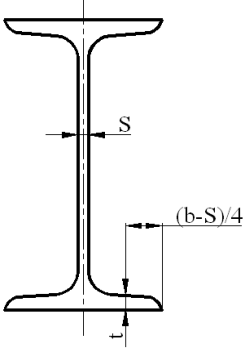
Таблиця В.1 – Порівняльний аналіз граничних відхилів по висоті двотаврових профілів

Параметр двотавру	Профіль	Найменування стандарту	Інтервал значень параметрів, мм							
			Граничні відхили, мм							
Висота, h		ГОСТ 8239-89	Точність прокатки	Звичайна	h≤140	140<h≤180	180<h≤300	300<h≤360	360<h≤600	
					±2,0	±2,5	±3,0	±3,5	±4,0	
					±2,0	±2,0	±3,0	±3,0	±4,0	
		ГОСТ 26020-83		<u>h≤120</u> ±2,0	<u>120<h<380</u> ±3,0	<u>380<h<580</u> ±4,0	<u>h≥580</u> ±5,0			
		ASTM A6/A 6M - 12 (W, HP, HD, HE, HL)		<u>h<200</u> +4/-3						
		ASTM A6/A 6M-12(S)		<u>75< h <180</u> ±2,0	<u>180< h <360</u> +3,0/-2,0	<u>360< h <600</u> +5,0/-3,0				
		«І» DIN 1025, частина 1		<u>100<h<200</u> ±2,0	<u>h>200</u> ±3,0					
		«ІРВ» DIN 1025, частина 2		<u>100< h< 160</u> +4,0/-2,0	<u>h>180</u> ±3,0					
		«ІРВU» DIN 1025, частина 3		<u>100< h< 160</u> +4,0/-2,0	<u>h>180</u> ±4,0					
		«І» DIN 1025, частина 5		<u>100< h< 120</u> ±2,0	<u>140<h< 180</u> +3,0...-2,0					
		JIS G 3192:2008		<u>100< h< 800</u> ±2,0	<u>h>800</u> ±3,0					
		Євронорми EN 10034-1993		<u>h≤ 180</u> +3,0/-2,0	<u>180<h<400</u> +4,0/-2,0	<u>400<h≤ 700</u> +5,0/-3,0				

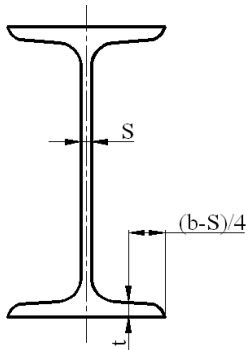
Таблиця В.2 – Порівняльний аналіз граничних відхилів по ширині полиць двотаврових профілів

Параметр двотавру	Профіль	Найменування стандарту	Інтервал значень параметрів, мм Граничні відхили, мм						
Ширина полиці, b		ГОСТ 8239-89	Точність прокатки	Звичайна	b ≤ 73	73 < b ≤ 90	90 < b ≤ 135	135 < b ≤ 155	b ≥ 155
					±2,0	±2,5	±3,0	±3,5	±4,0
				Підвищена	±2,0	±2,0	±2,0	±3,0	±3,0
		ГОСТ 26020-83	<u>h < 120</u> ±2,0		<u>h > 120</u> ±3,0				
		ASTM A6/A 6M - 12 (W, HP, HD, HE, HL)	+6/-5 [+1/4"/-3/16"]						
		ASTM A6/A 6M-12(S)	<u>75 ≤ h ≤ 180</u> ±3,0		<u>180 < h ≤ 360</u> ±4,0	<u>360 < h ≤ 600</u> ±5,0			
		«І» DIN 1025, частина 1	<u>50 ≤ b ≤ 74</u> ±1,5		<u>82 ≤ b ≤ 98</u> ±2,0	<u>106 ≤ b ≤ 125</u> ±2,5			
		«ІРВ» DIN 1025, частина 2	<u>100 ≤ b ≤ 200</u> ±3,0						
		«ІРВU» DIN 1025, частина 3	<u>100 ≤ b ≤ 200</u> ±3,0						
		«І» DIN 1025, частина 5	<u>55 ≤ b ≤ 64</u> ±2,0		<u>73 ≤ b ≤ 91</u> +3,0 -2,0	<u>b ≥ 100</u> ±3,0			
		JIS G 3192:2008	<u>b ≤ 100</u> ±2,0		<u>100 < b ≤ 400</u> ±3,0				
		Євронорми EN 10034-1993	<u>b ≤ 110</u> +4,0/-1,0		<u>110 < b ≤ 210</u> +4,0/-2,0	<u>210 < b ≤ 325</u> ±4,0	<u>b > 325</u> +6,0/-5,0		

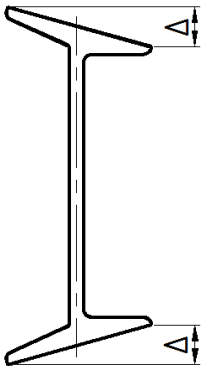
Таблиця В.3 – Порівняльний аналіз граничних відхилів по товщині стінки двотаврових профілів

Параметр двотавру	Профіль	Найменування стандарту	Інтервал значень параметрів, мм Граничні відхили, мм				
Товщина стінки, s		ГОСТ 8239-89	обмежено допуском за масою				
		ГОСТ 26020-83	$\frac{s \leq 4,4}{\pm 0,5}$	$\frac{4,4 < s \leq 6,5}{\pm 0,7}$	$\frac{6,5 < s \leq 16,0}{\pm 1,0}$	$\frac{16,0 \leq s < 23,0}{\pm 1,5}$	$\frac{23,0 \leq s}{\pm 2,0}$
		ASTM A6/A 6M - 12	обмежено допуском за масою				
		«I» DIN 1025, частина 1	не регламентовано				
		«IPB» DIN 1025, частина 2	$\frac{-}{\pm 1,0}$				
		«IPBU» DIN 1025, частина 3	$\frac{-}{\pm 1,0}$				
		«I» DIN 1025, частина 5	$\frac{-}{\pm 0,75}$				
		JIS G 3192:2008	$\frac{d \leq 16}{\pm 0,7}$	$\frac{16 \leq t < 25}{\pm 1,0}$	$\frac{25 \leq t < 40}{\pm 1,5}$	$\frac{t \geq 40}{\pm 2,0}$	
		Євронорми EN 10034-1993	$\frac{s < 7}{\pm 0,7}$	$\frac{7 \leq s < 10}{\pm 1,0}$	$\frac{10 \leq s < 20}{\pm 1,5}$	$\frac{20 \leq s < 40}{\pm 2,0}$	$\frac{40 \leq s < 60}{\pm 2,5}$

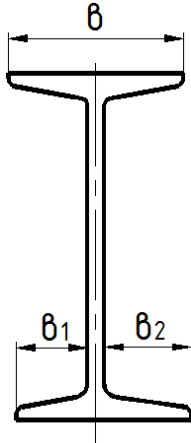
Таблиця В.4 – Порівняльний аналіз граничних відхилів по товщині полиць двотаврових профілів

Параметр двотавру	Профіль	Найменування стандарту	Інтервал значень параметрів, мм						
			Граничні відхили, мм						
Товщина полиці, t		ГОСТ 8239-89	Точність прокатки	Звичайна	t ≤ 7,5	7,5 < t ≤ 8,9	8,9 < t ≤ 10,7	10,7 < t ≤ 12,3	12,3 < t ≤ 14,2
					-0,7	-0,7	-0,8	-1,0	-1,0
				Підвищена	-0,4	-0,5	-0,6	-0,7	-0,8
		ГОСТ 26020-83			$\frac{t \leq 6,3}{\pm 1,0}$	$\frac{6,3 < t \leq 16,0}{\pm 1,5}$	$\frac{16,0 < t \leq 25,0}{\pm 2,0}$	$\frac{25,0 < t \leq 40,0}{\pm 2,5}$	
		ASTM A6/A 6M - 12	обмежено допуском за масою						
		«І» DIN 1025, частина 1	не регламентовано						
		«ІРВ» DIN 1025, частина 2	$\frac{-}{\pm 1,5}$						
		«ІРВU» DIN 1025, частина 3	$\frac{-}{\pm 1,5}$						
		«І» DIN 1025, частина 5	$\frac{-}{\pm 1,5}$						
		LIS G 3192:2008			$\frac{t \leq 16}{\pm 1,0}$	$\frac{16 \leq t < 25}{\pm 1,5}$	$\frac{25 \leq t < 40}{\pm 1,7}$	$\frac{t \geq 40}{\pm 2,0}$	
		Євронорми EN 10034-1993			$\frac{t \leq 6,5}{+1,5}$ $-0,5$	$\frac{6,5 \leq t < 10}{+2,0}$ $-1,0$	$\frac{10 \leq t < 20}{+2,5}$ $-1,5$	$\frac{20 \leq t < 30}{+2,5}$ $-2,0$	$\frac{30 \leq t < 40}{\pm 2,5}$

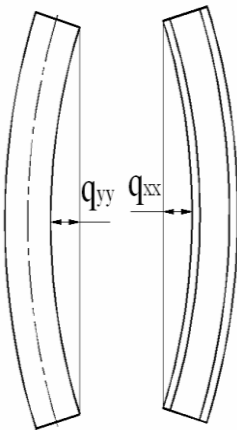
Таблиця В.5 – Порівняльний аналіз граничних відхилів перекосу полиці Δ двотаврових профілів

Показник якості	Профіль	Найменування стандарту	Інтервал значень параметрів, мм Граничні відхили, мм		
Перекося полиці Δ		ГОСТ 8239-89	Точність прокатки	Звичайна	50 ≤ b ≤ 190
					Δ < 0,0125 b
				Підвищена	Δ < 0,02 b
		ГОСТ 26020-83	$\frac{h \leq 120}{1,0}$	$\frac{120 < h \leq 290}{0,015b \leq 3,0}$	$\frac{h > 290}{0,015b \leq 4,0}$
		ASTM A6/A 6M 99	не регламентовано		
		«І» DIN 1025, частина 1	не регламентовано		
		«ІРВ» DIN 1025, частина 2	не регламентовано		
		«ІРВU» DIN 1025, частина 3	не регламентовано		
		«І» DIN 1025, частина 5	не регламентовано		
		JIS G 3192:2008	не регламентовано		
Євронорми EN 10034-1993	$\frac{b \leq 110}{1,5}$	$\frac{b > 110}{2\% \text{ от } b \text{ (max 6,5 мм)}}$			

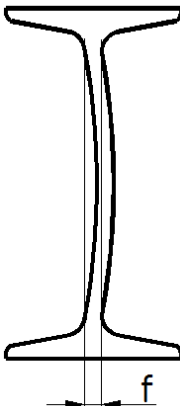
Таблиця В.6 – Порівняльний аналіз допуску на зміщення стінки відносно центру для двотаврових профілів

Показник якості	Профіль	Найменування стандарту	Інтервал значень параметрів, мм Граничні відхили, мм							
Зміщення стінки відносно центру δ , $\delta = \frac{b_1 - b_2}{2}$		ГОСТ 8239-89	Точність прокатки	Звичайна	$b \leq 73$	$73 < b \leq 90$	$90 < b \leq 135$	$135 < b \leq 145$	$b \geq 145$	
					2,0	2,5	3,0	3,5	4,0	
			Підвищена	2,0	2,0	2,0	3,0	3,0		
		ГОСТ 26020-83		$\frac{h \leq 120}{1,5}$		$\frac{120 < h < 190}{2,5}$	$\frac{190 \leq h < 290}{3,0}$	$\frac{h > 290, b < 220}{3,0}$	$\frac{b \geq 220}{4,5}$	
		ASTM A6/A 6M - 12	обмежено за масою							
			$\frac{G \leq 634 \text{ кг/м}}{5,0}$		$\frac{G > 634 \text{ кг/м}}{8,0}$					
		«І», «ІРВ», «ІРВU», DIN 1025, частини 1, 2, 3, 5	не регламентовано							
		JIS G 3192:2008	$\frac{h \leq 300, b < 200}{\pm 2,5}$		$\frac{h > 300, b \geq 200}{\pm 3,5}$					
Євронорми EN 10034-1993	$t < 40 \text{ мм}$						$t \geq 40 \text{ мм}$			
	$\frac{b < 110}{2,5}$		$\frac{110 < b < 325}{3,5}$		$\frac{b \geq 325}{5,0}$	$\frac{110 < b < 325}{5,0}$	$\frac{b \geq 325}{8,0}$			

Таблиця В.7 – Порівняльний аналіз допуску на відхил від прямолінійності по довжині профілю для двотаврів

Показник якості	Профіль	Найменування стандарту	Інтервал значень параметрів, мм Граничні відхили, мм		
Отклонение от прямолинейности по длине профиля в вертикальной и горизонтальной плоскостях		ГОСТ 8239-89	0,002l		
		ГОСТ 26020-83	0,002l		
		ASTM A6/A 6M - 12	$\frac{h < 75}{0,004l}$	$\frac{h \geq 75}{0,002l}$	
		«I» DIN 1025, частина 1	не обмежено		
		«IPB» DIN 1025, частина 2	не обмежено		
		«IPBU» DIN 1025, частина 3	не обмежено		
		«I» DIN 1025, частина 5	не обмежено		
		JIS G 3192:2008	$\frac{h \leq 300}{0,0015l}$	$\frac{h > 300}{0,0010l}$	
		Євронорми EN 10034-1993	$\frac{80 < h \leq 180}{0,0030l}$	$\frac{180 < h \leq 360}{360}$	$\frac{h > 360}{0,0010l}$

Таблиця В.8 – Порівняльний аналіз допуску на прогин стінки по висоті профілю для двотаврів

Показник якості	Профіль	Найменування стандарту	Інтервал значень параметрів, мм				
			Граничні відхили, мм				
Прогин (кривизна) птілки по висоті перерізу f		ГОСТ 8239-89	0,15S				
		ГОСТ 26020-83	$\frac{h \leq 120}{1,0}$	$\frac{120 < h < 380}{0,15}$	$\frac{380 \leq h \leq 680}{0,20}$	$\frac{h > 680}{3,0}$	
		ASTM A6/A 6M 99	не регламентовано				
		«I» DIN 1025, частина 1	не регламентовано				
		«IPB» DIN 1025, частина 2	не регламентовано				
		«IPBU» DIN 1025, частина 3	не регламентовано				
		«I» DIN 1025, частина 5	не регламентовано				
		JIS G 3192:2008	$\frac{b \leq 400}{2,0}$	$\frac{400 \leq b < 600}{2,5}$	$\frac{h \geq 600}{3,0}$		
		Євронорми EN 10034-1993	не регламентовано				

ДОДАТОК Г

Рекомендації щодо деформаційних параметрів прокатки у чорнових закритих балкових калібрах

Для отримання в промислових умовах двутавров з високими фланцями чорнові закриті балкові калібри необхідно проектувати з дотриманням наступних рекомендацій:

1. Коефіцієнт обтиснення стінки по товщині η_d повинен приймати максимально можливе значення в межах від 2,0 до 2,4.
2. Коефіцієнт бічної деформації фланців η_t має знаходитися в межах від 1,1 до 1,2.
3. Ширина розрізаючих гребенів валків є оптимальною при відношенні ширини стінки до її товщини $B/d = 3,10$; рекомендовано проектувати балкові калібри зі збереженням відношення B/d в межах від 2,5 до 4,0.

ДОДАТОК Д

Методика визначення пружної деформації касети з неприводними вертикальними валками

№	Етапи розрахунку	Розрахункові рівняння
1	Визначення пружної деформації верхньої плити	$f_{\epsilon.n.} = \frac{P_{\epsilon}}{2 \cdot E} \left(\frac{l_{n_1}^2}{2 \cdot I_{n_1}} \left(\frac{l_{n_1}}{6} - M_o \right) + \frac{d_{uu}^3}{96 \cdot I_{u_1}} + \frac{l_{c_1}}{F_{c_1}} \right)$
2	Визначення пружної деформації нижньої плити	$f_{n.n.} = \frac{P_{\epsilon}}{2 \cdot E} \left(\frac{l_{n_2}^2}{2 \cdot I_{n_2}} \left(\frac{l_{n_2}}{6} - M_o \right) + \frac{d_{uu}^3}{96 \cdot I_{u_2}} + \frac{l_{c_2}}{F_{c_2}} \right)$
3	Визначення пружної деформації ексцентрикових осей	$f_{\Sigma oci} = 2k \frac{P_{\epsilon}}{3E \cdot \pi \cdot D_{oci}^2} \cdot \left(\frac{4a^3 - 2ab^2 + 0,5b^3 - 32c \cdot w \cdot v}{D_{oci}^2} + 16c \cdot w + 8a - 4b \right), \quad k = 0,25$
4	Визначення пружної деформації підшипників кочення	$f_n = 61 \cdot 10^{-8} \cdot \frac{P_{pad}}{l_p} \cdot \left(15,7 + \lg \frac{l_p^2}{P_{pad}^2 \cdot \left(\frac{1}{R_p} + \frac{1}{R_{\epsilon}} \right) \cdot \left(\frac{1}{R_p} - \frac{1}{R_n} \right)} \right)$
5	Визначення пружної деформації вертикальних валків з врахуванням контактного зминання валка	$f_{\Sigma \epsilon} = f_{\epsilon} + 2 f_k, \quad f_k = 0,2$
6	Визначення сумарної пружної деформації касети	$\begin{aligned} 2\Delta = & \frac{P_{\epsilon}}{8 \cdot E} \left[\left(\frac{3}{12k} \left(\frac{l_{n_1}^3 \cdot (4m-3)}{m \cdot S_{\epsilon.n.}} + \frac{l_{n_2}^3 \cdot (4n-3)}{n \cdot S_{n.n.}} \right) + \frac{d_{uu}^3 \cdot (S_{\epsilon.n.} + S_{n.n.})}{h^3 \cdot S_{\epsilon.n.} \cdot S_{n.n.}} \cdot l_c \cdot \frac{S_{n.n.} \cdot b_{c_2} + S_{\epsilon.n.} \cdot b_{c_1}}{S_{\epsilon.n.} \cdot S_{n.n.} \cdot b_{c_1} \cdot b_{c_2}} \right) \right] + \\ & + 2k \cdot \frac{P_{\epsilon}}{3E \cdot \pi \cdot D_{oci}^2} \cdot \left(\frac{4a^3 - 2ab^2 + 0,5b^3 - 32c \cdot w \cdot v}{D_{oci}^2} + 16c \cdot w + 8a - 4b \right) + \\ & + 12,2 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{j}{l_p} \cdot P_{\epsilon} \cdot \left(15,7 + \lg \frac{l_p^2}{(j \cdot P_{\epsilon})^2 \cdot q \cdot r} \right) + \frac{P_{\epsilon} \cdot b}{\pi \cdot (D_{\epsilon}^2 - d_{\epsilon}^2)} \left(\frac{5 \cdot b^2}{3E_{\epsilon} \cdot (D_{\epsilon}^2 + d_{\epsilon}^2)} + \frac{1}{G_{\epsilon}} \right) + 2 f_k \end{aligned}$

ДОДАТОК Е

Акти впровадження результатів дисертаційної роботи

А К Т

внедрения в промышленность результатов кандидатской
диссертационной работы Базаровой Екатерины Владимировны

Мы, представители Государственного предприятия «Украинский научно-технический центр металлургической промышленности «Энергосталь» (ГП «УкрНТЦ «Энергосталь», г. Харьков) Министерства промышленной политики Украины, настоящим актом подтверждаем, что результаты кандидатской диссертационной работы Базаровой Екатерины Владимировны, а именно:

- комплекс математических моделей и соответствующих им программных средств по автоматизированному расчету процессов прокатки и калибровок для производства двутавров повышенной точности;

- практические рекомендации по совершенствованию технологии прокатки, калибровок валков и оборудования сортовых прокатных станов, использованы в ГП «УкрНТЦ «Энергосталь» при проектировании технологических процессов прокатки двутавров повышенной точности на станах, в составе которых имеются двухвалковые клетки, оборудованные кассетами с вертикальными валками, что позволяет улучшить технико-экономические показатели работы новых и реконструкции действующих прокатных станов, экономить материальные ресурсы, снизить себестоимость и обеспечить и высокое качество готовой продукции.

Зам. генерального директора
ГП «УкрНТЦ «Энергосталь»,
директор НИИ «УкрНИИМет»
кандидат технических наук



Зав. отделом прокатного производства

А.С. Рудюк

Ю.Б. Крюков

А К Т

внедрения в промышленность результатов кандидатской диссертационной работы Базаровой Екатерины Владимировны

Мы, представители ПАО «Алчевский металлургический комбинат», настоящим актом подтверждаем, что результаты кандидатской диссертационной работы Базаровой Екатерины Владимировны, а именно:

- комплексные исследования технологических параметров и точности прокатки двутавровых балок на крупносортном стане 600, оборудованном чистовыми клетями дуо с кассетами с неприводными вертикальными валками;

- результаты экспериментальных и теоретических исследований процессов прокатки в балочных калибрах, математические модели расчета формоизменения металла и проектирования калибровок валков;

- практические рекомендации по совершенствованию технологии прокатки, калибровок валков и конструкции кассет с неприводными вертикальными валками на крупносортном стане 600 для повышения точности геометрических размеров и улучшения других качественных показателей двутавровых балок,

рекомендованы к использованию на крупносортном стане 600 ПАО «Алчевский металлургический комбинат» при совершенствовании технологии прокатки и оборудования (конструкции кассет рабочих клеток 730 и 580) для производства двутавровых балок повышенной точности, что позволит повысить качество и конкурентоспособность готовой продукции, а также улучшить технико-экономические показатели работы прокатного стана (ожидаемый экономический эффект внедрения новых разработок составляет 450 тыс. грн).

Данный акт не является основанием для финансовых расчетов с разработчиком технологии.

И.о. Главного инженера ПАО «АМК»

Начальник сортопрокатного цеха



П.П. Семенюк

Э.Н. Клепач

ДОДАТОК Ж

Довідка про використання результатів дисертаційної роботи в навчальному процесі

Затверджую:

Перший проректор Східноукраїнського
національного університету ім. В. Даля



Д.М. Марченко

_____ 2019р.

ДОВІДКА ПРО ВИКОРИСТАННЯ

Матеріали дисертаційної роботи, виконаної асистентом кафедри «Машинознавства та обладнання промислових підприємств» Базарової Катерини Володимирівни «Удосконалення технологічного процесу та обладнання для прокатки двотаврових балок», що містять:

- математичні моделі розрахунку інтегральних характеристик формозміни металу в чорнових закритих балкових калібрах;
- комплекс методик і програмних засобів з автоматизованого проектування технології прокатки і калібрувань валків для виробництва двотаврів підвищеної точності;

– методику визначення сумарної пружної деформації касети та практичні рекомендації щодо вдосконалення конструкції касети з неприводними вертикальними валками,

використовуються на кафедрі «Машинознавства та обладнання промислових підприємств» Східноукраїнського національного університету ім. В. Даля в рамках викладання наступних спеціальних дисциплін: «Машини та агрегати металургійних виробництв», «Основи наукових досліджень та математичне моделювання», «Моделювання в галузі», а також при виконанні проектних та практичних робіт студентами та магістрами спеціальності 133 «Галузеве машинобудування».

Завідуючий кафедрою

«Машинознавства та обладнання промислових підприємств»

д-р техн. наук, професор

О. Г. Архипов