

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
НАЦІОНАЛЬНА МЕТАЛУРГІЙНА АКАДЕМІЯ УКРАЇНИ

Кваліфікаційна наукова
праця на правах рукопису

Шифрін Євген Ісайович

УДК 621.774.35

**РОЗВИТОК ТЕОРІЇ ТА ТЕХНОЛОГІЇ БЕЗПЕРЕРВНОЇ
БЕЗОПРАВОЧНОЇ ПРОКАТКИ ТРУБ НА ОСНОВІ КОМПЛЕКСНОГО
ВРАХУВАННЯ ФАКТОРІВ, ЩО ЗУМОВЛЮЮТЬ ЇХ ЯКІСТЬ**

05.03.05 – Процеси та машини обробки тиском

Подається на здобуття наукового ступеня доктора технічних наук

Дисертація містить результати власних досліджень. Використання ідей,
результатів і текстів інших авторів мають посилання на відповідне джерело

_____Є.І. Шифрін

Науковий консультант Гуляєв Юрій Геннадійович,
доктор технічних наук, професор

Дніпро – 2018

АНОТАЦІЯ

Шифрін Є.І. Розвиток теорії та технологій безперервної безправочної прокатки на основі комплексного врахування факторів, що зумовлюють їх якість. – Рукопис.

Дисертація на здобуття наукового ступеня доктора технічних наук за спеціальністю 05.03.05. – Процеси та машини обробки тиском. – Національна металургійна академія України, Дніпро, 2018.

Дисертація спрямована на вирішення важливої науково-технічної проблеми, що полягає в розробленні теорії та технології, яка включає комплекс раціональних параметрів процесу безперервного безправочної поздовжньої прокатки труб на станах різних типів шляхом теоретичних та експериментальних досліджень процесу формозміни металу з врахуванням максимально кількості факторів, які впливають на стабільність процесу деформації. Це дозволяє одержувати трубну продукцію з жорсткими характеристиками точності та якості, зменшуючи її металоємність, розширювати сортамент діючих агрегатів.

Для розрахунку раціональних калібрувань валків та режимів деформації на безперервних станах безправочної поздовжньої прокатки труб різних типів розроблено теоретичні методи дослідження процесів формозміни, які враховують комплексний вплив на технологічні можливості станів, точність діаметру й товщини стінки труб, структуру металу, а також на витрати металу таких факторів, як реологічні властивості матеріалу, технологія нарізання калібрів, кількість валків у робочій кліті, кількість клітей та їхній взаємний вплив на процес, тип руху, наявність нестационарних і стаціонарної стадій процесу, пробуксування валків по металу, пружної деформації та інших. За результатами проведених досліджень розроблено раціональні калібрування валків, режими деформації та побудовано таблиці прокатки для поздовжніх безправочних станів різних типів, що забезпечує

розширення сортаменту і підвищення якості та точності труб до рівня сучасних вимог споживачів.

Розроблено рекомендації щодо створення удосконалених технологічних процесів калібрування і редукування труб для станів, які тривалий час перебувають в експлуатації і не можуть успішно конкурувати з сучасними трубопрокатними агрегатами.

Досліджено вплив поперечної різностінності на макроструктуру, мікроструктуру и тонку структуру труб із різних сталей. Встановлено, що підвищення точності труб по товщині стінки та діаметру поліпшує структурні характеристики металу та зменшує вірогідність утворення дефектів.

Ключові слова: безперервна безоправочна поздовжня прокатка, пружна деформація, різностінність, формозміна, структура металу труб.

Список публікацій здобувача

1. Гуляев Ю.Г. Стальные трубы. Изготовление, применение, сортамент. Справочник / Ю.Г. Гуляев, В.М. Друян, Е.И. Шифрин. – Днепропетровск: Днепр-Вал, 2002. – 350 с.

2. Gulyayev Yu.G. The modern trends of development of the pipe and tube industry / Yu.G. Gulyayev, Ye.I. Shyfrin, Ilija Mamuzic, D.Yu. Garmashev, N.A. Maximova // Metalurgija. – 2010. – № 3(49). – P. 187-190.

3. Гуляев Ю.Г. Актуальные проблемы и тенденции развития трубного производства / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, Н.А. Коряка // Черные металлы. – 2010. – №3. – С.8-13.

4. Шифрин Е.И. Анализ параметров продольной безоправочной прокатки труб на станах с дифференциально-групповым приводом / Е.И. Шифрин // Сталь. – 2008. – № 3. – С.62-65.

5. Гуляев Ю.Г. Математическая модель процесса непрерывной безоправочной продольной прокатки труб в стане с индивидуальным приводом / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, Н.Ю. Квитка // Теория и практика металлургии. – 2006. – № 3. – С. 66-74.

6. Гуляев Ю.Г. Теоретический анализ параметров непрерывной продольной безоправочной прокатки труб на станах с дифференциально-групповым приводом / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, Н.Ю. Квитка // Теория и практика металлургии. – 2007 – № 4-5. – С. 115-123.

7. Патент 77136 Україна МПК (2006) B21B 17/14 Спосіб прокатки труб у багатоклітьовому редукційному стані. А.І. Козловський, Ю.Г. Гуляєв, Є.І. Шифрін та ін. Бюл. № 10 – 4с.

8. Шифрин Е.И. Основные проблемы повышения эффективности производства труб / Е.И. Шифрин // В сб. «Сучасні проблеми металургії». Наукові вісті.– Том 8. Пластична деформація металів. – Дніпропетровськ. – 2005. – С. 372-374.

9. Козловский А.И. Повышение эффективности производства труб / А.И. Козловский, Е.И. Шифрин, Ю.Г. Гуляев // В сб. трудов международной конференции «Стратегия качества в промышленности и образовании». – Варна, Болгария. – 2005. – С.78-80.

10. Шифрин Е.И. Состояние и основные направления развития трубного производства России /Е.И. Шифрин // В сб. «Сучасні проблеми металургії». Наукові вісті. Том 11. – Нікополь. – 2008. – С. 228-235.

11. Клачков А.А. Текущее состояние российской трубной отрасли. Развитие ПАО «ТМК» – ведущего производителя труб / А.А. Клачков, Е.И. Шифрин, И.И. Лубе // Труды X Конгресса прокатчиков (том II). Сборник статей. – М.: Ваш формат, 2015. – С. 26-35.

12. Кузнецов Е.Д. О проблеме повышения точности бесшовных труб, изготавливаемых на ОАО «НТЗ» / Е.Д. Кузнецов, Е.И. Шифрин, В.Л. Мережко, А.П. Тимощенко // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2004. – № 1. – С. 30-34.

13. Гуляев Ю.Г. Актуальные проблемы и тенденции развития трубного производства. / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, Н.А. Коряка // Металлургический компас. – 2009. – №11. – С.27-32.

14. Гуляев Ю.Г. Анализ условий энергопотребления при горячей прокатке труб / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, М.А. Гроденский и др. // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2004. – № 1. – С. 22-24
15. Сокурено В.П. Пути снижения расходных коэффициентов металла при производстве горячедеформированных труб за счет управления точностью прокатки в цехах ОАО «НТЗ» / В.П. Сокурено, В.М. Фридман, Е.И. Шифрин, Ю.А. Гасис и др. // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2004. – № 5. – С. 44-52.
16. Козловский А.И. Некоторые проблемы повышения эффективности производства труб / А.И. Козловский, Е.И. Шифрин, Ю.Г. Гуляев // *Теория и практика металлургии*. – 2004. – № 5. – С. 38-41.
17. Gulyaev G.I. The Mathematical Model of Formation of the cross-sectional Wall Thickness Nonuniformity during Longitudinal Plugless Tube Rolling. / G.I. Gulyaev, Yu.G. Gulyaev, Ye.I. Shyfrin, N.Y. Kvitka, K. Sawamiphakdi // *Material science & Technology Conference Proceedings, AIST/TMS*. – Pittsburgh, Pa. – 2005. – P.15-25.
18. Гуляев Ю.Г. Анализ изменения средней толщины стенки при продольной безоправочной прокатке труб с натяжением и контактным трением / Ю.Г. Гуляев, Г.И. Гуляев, В.М. Друян, Е.И. Шифрин и др. // *Теория и практика металлургии*. – 2004. – № 2. – С. 30-36.
19. Гуляев Ю.Г. Математическая модель изменения средней толщины стенки при безоправочной прокатке труб / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, С.А. Чукмасов и др. // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2005. – № 5. – С. 38-43.
20. Гуляев Ю.Г. Расчет изменения средней толщины стенки при продольной безоправочной прокатке труб / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин // *Теория и практика металлургии*. – 2017. – № 1–2. – С.114-119.
21. Гуляев Ю.Г. Математическая модель непрерывной безоправочной продольной прокатки труб / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, Н.Ю. Квитка // *Теория и практика металлургии*. – 2006. – №6. – С.63-70.

22. Gulyaev G.I. Optimization of the Roll Design Parameters and Deformation Schedules in the Continuous, Plugless Tube Rolling Process. / G.I. Gulyaev, Ye.I. Shyfrin, Yu.G. Gulyaev, N.Y. Kvitka, C.V. Darragh// Iron & Steel Technology Conference Proceedings. AISTTech. 2006. Cleveland, Ohio, USA. – Vol. I. – May 1–4, 2006. – P. 179-186,

23. Козловський А.І. Трубна промисловість України. Краткий анализ рынка трубной продукции /А.І. Козловський, Е.І. Шифрін // В кн. *Металургійна наука підприємствам Придніпров'я. Збірник наукових праць. «Системні технології»* – Дніпропетровськ, – 2004. – С.89-94.

24. Шифрін Е.І. Развитие способов горячей прокатки труб / Е.І. Шифрін // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2005. – № 1. – С. 41-47.

25. Шифрін Е.І. Развитие способов горячей прокатки труб / Е.І. Шифрін // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2005. – №2. – С. 50-55.

26. Gulyaev G.I. Procedure for the Determination of a Maximum Rolling Pressure in the Continuous Plugless Tube Rolling Process. / G.I. Gulyaev, Ye.I. Shyfrin, Yu.G. Gulyaev, N.Y. Kvitka, C.V. Darragh // The International Conference on New Developments in Long and Forged Products: Metallurgy and Applications. Winter Park, Colorado, USA. – June 4–7, 2006. – P. 127-132.

27. Патент 73440 Україна МПК (2005) В21В 17/14. Спосіб безоправочної безперервної поздовжньої прокатки труб у багатоклітьовому стані. А.І. Козловський, Ю.Г. Гуляєв, Є.І. Шифрін та ін. Бюл. № 7–8 с.

28. Патент 77138 Україна МПК (2006) В21В 17/14 Спосіб безперервної безоправочної поздовжньої прокатки труб у багатоклітьовому стані. А.І. Козловський, Ю.Г. Гуляєв, Є.І. Шифрін та ін. Бюл. № 10 – 5с.

29. Гуляєв Ю.Г. Анализ условий безоправочной прокатки труб на станах с дифференциально–групповым приводом / Ю.Г. Гуляєв, Е.І. Шифрін, В.І. Лозовой и др. / В сб. *«Сучасні проблеми металургії»*. Наукові вісті. Том 11. – Нікополь. – 2008. – С. 92–100.

30. Шифрин Е.И. Методика расчета энергосиловых параметров непрерывной безоправочной прокатки труб /Е.И. Шифрин // Сталь. – 2007. – №1. – С.60-61.
31. Марченко Л.Г. Математическая модель процесса непрерывной безоправочной продольной прокатки труб / Л.Г. Марченко, Е.И. Шифрин, Ю.Г. Гуляев // Сталь. – 2007. – № 8. – С.84-87.
32. Гуляев Ю.Г. К вопросу теоретического обоснования межклетьевого натяжения – подпора при непрерывной прокатке / Ю.Г. Гуляев, Г.И Гуляев, В.Н. Данченко, Е.И. Шифрин // Сталь. – 2011. – № 4. – С. 50-52.
33. Патент 75304 Україна МПК (2006) G01N 3/00 Спосіб визначення опору деформації твердих матеріалів. А І. Козловський, Ю.Г. Гуляєв, Є.І. Шифрін та ін. Заявл. 13.06.2005; Опубл. 15.03.2006, Бюл. №3. – 12 с.
34. Патент 82971 Україна МПК (2008) B21B 17/00 Спосіб безперервної безоправочної поздовжньої прокатки труб у багатоклітьовому стані. Ю.Г.Гуляєв, Є.І.Шифрін, Б.Г.Павловський та ін. Бюл. № 10 – 10с.
35. Gulyayev Yu.G. A Mathematical Model for the Stationary Process of Rolling of Tubes on A'Continuous Mill. «Materials and technology». / Yu.G. Gulyayev, Ye.I. Shyfrin, Ilija Mamuzic. – 2009 – № 2(42). – P. 63-67.
36. Gulyayev Yu.G. Perfection Of Processes Of Seamless Steel Tubes Production. / Yu.G. Gulyayev, Ye.I. Shyfrin, Ilija Mamuzic, M. Bursak, D.Yu. Garmashev// Metalurgija. – 2011. – № 4(50). – P.285-288.
37. Шифрин Е.И. Теоретический анализ условий формирования поперечной разностенности труб при продольной безоправочной прокатке. /Е.И. Шифрин, Н.Ю. Квитка, С.А. Чукмасов, Н.В. Гопайца // Теория и практика металлургии. – 2005. – № 6. – С. 25-31.
38. Гуляев Ю.Г. Методика расчета параметров безоправочной прокатки труб с учетом упругой деформации / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, Н.А. Максимова-Гуляева, Н.Ю. Квитка // Металлург. – 2008. – № 3. – С. 62-65.

39. Гуляев Ю.Г. Влияние упругой деформации по диаметру труб (упругой отдачи) на расчет параметров калибровки валков в непрерывных станах безоправочной прокатки труб. /Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2017. – № 4. – С.30-33.

40. Gulyaev G.I. Analysis of Variation of the Mean Wall Thickness in Stretch Reduced Tubes. / G.I. Gulyaev, Y.G. Gulyaev, Ye.I. Shyfrin, N.Y. Kvitka, K. Sawamiphakdi// *Material Science & Technology 2004 Conference Proceedings*. New Orleans, Louisiana, USA. – September 26–29, 2004. – Vol. I – P. 257-273.

41. Gulyayev Yu.G. Method of calculating the speed regime for continuous pipe rolling. / Yu.G. Gulyayev, Ye.I. Shyfrin// *Metalurgist*. – 2014. – Vol. 57. – P. 904-910.

42. Gulyaev Yuriy. Optimization of the roll pass design for continuous longitudinal tube rolling. /Yuuiy Gulyev, Yevgeny Shifrin, Nataliia Koriaka// *ITATube Journal*. – 2017. – № 4. – P. 16-21.

43. Гуляев Ю.Г. Сопоставление результатов решения различными методами задачи об осадке плоской полосы шероховатыми плитами. /Ю.Г. Гуляев, С.А. Чукмасов, Е.И. Шифрин и др.// В сб. «Сучасні проблеми металургії». Наукові вісті.– Том 8. Пластична деформація металів. – Дніпропетровськ. – 2005. – С. 110-113.

44. Гуляев Ю.Г. Повышение эффективности процесса редуцирования за счет уменьшения длины утолщенных концов и концевой обрезки труб / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин // «Пластическая деформация металлов», Коллективная монография под редакцией проф. Я.В. Фролова. – Днепр: Акцент ПП, 2017. – С.172–178. – 290 С.

45. Ващенко А.К. Применение режима падающих обжатий при калибровке труб на многоклетьевом редуциционно-калибровочном стане / А.К. Ващенко, Е.И. Шифрин, А.В. Белая, и др. // *Черная металлургия. Ин-т Черметинформация. Вып. НТИ*. – 1984. – № 22 (978). – С. 54-55.

46. Шифрин Е.И. Разработка математической модели стационарного процесса прокатки труб в непрерывном редуциционном стане / Е.И. Шифрин,

Ю.Г. Гуляев / Сборник трудов Международной конференции «Трубы – Украина 2007». – Днепропетровск, 2007. – С.21-30.

47. Шифрин Е.И. Развитие технологий производства бесшовных горячедеформированных труб на ТПА с непрерывными станами на заводах Группы ТМК. /Е.И. Шифрин, И.И. Лубе // Труды X Конгресса прокатчиков (том II). Сборник статей. – М.: Ваш формат. – 2015. – С.159-166.

48. Гуляев Ю.Г. Расчет усилия и момента при непрерывной продольной безоправочной прокатке труб / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, С.А. Чукмасов и др. // Теория и практика металлургии. – 2006. – № 3. – С.91-95.

49. Шифрин Е.И. Методика расчета скоростного режима при непрерывной прокатке труб / Е.И. Шифрин, Ю.Г. Гуляев // Металлург. – 2013. – № 10. – С. 51-55.

50. Гуляев Ю.Г. Методика расчета параметров безоправочной прокатки труб. /Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, Н.А. Максимова-Гуляева, Н.Ю. Квитка // Теория и практика металлургии. – 2008. – № 1. – С. 46-48.

51. Гуляев Ю.Г. Интерпретация метода баланса работ при определении силовых параметров прокатки. /Ю.Г.Гуляев, Е.И.Шифрин, Я.В.Фролов, О.А.Ремез// Вісник НТУ «ХПІ», Серія: Іноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії. – Х.: «ХПІ», 2017, - № 43 (1265). – С. 72-85.

ABSTRACT

Shyfrin Ye.I. The development of the scientific fundamentals and technologies of continuous plugless rolling on the basis of the complex due regard for the factors influencing the accuracy of the hot-deformed tubes. – Manuscript.

Thesis for competition of the scientific degree of the doctor in engineering sciences in the specialty 05.03.05. – Processes and machines for plastic metal forming. – The National metallurgical academy of Ukraine, Dnipro, 2018.

The thesis is aimed at the solution of important scientific and technical problem, which consists in development of the complex of rational parameters for

the process of continuous lengthwise plugless tube rolling in the mills of different type by the way of theoretical and experimental investigations of the process of metal form changing taking into account the maximum possible number of factors influencing the stability of deformation process, what allows obtaining of tube products with strict characteristics of accuracy and quality, expanding the range of working assemblies and decreasing the metal content.

The methods of analytic research in the form changing had been developed for calculating the rational roll pass designs and schedules of deformation in different type continuous mills of the lengthwise plugless rolling. Presented methods take into account the influence on technological potentialities of mills, on accuracy of diameter and tube wall thickness as well as metal expenditure on the part of such factors as technology of grooves cutting, number of rolls in the working stand, number of stands and their interaction on the process, type of motion, presence of non-stationary and stationary stages of the process, skidding of rolls on metal and so on. Results of investigations, which had been carried out served for development of the basis for creation of the rational roll pass designs, schedules of deformation and constructing the tables of rolling for lengthwise plugless mills of different types, what ensures assortment expanding and raising the competition capacity of tubes.

Recommendations have been developed as to creation of the improved technological processes of grooving and reducing tubes for mills, which had been in exploitation for a long time and are not in the position to compete with modern tube rolling assemblies.

The key words: continuous lengthwise plugless rolling, elastic deformation, tube wall thickness deviation, form changing, microstructure

ЗМІСТ

	Стор
ВСТУП.....	16
РОЗДІЛ 1. ХАРАКТЕРНІ ОСОБЛИВОСТІ БЕЗПЕРЕРВНОЇ	
ПОЗДОВЖНЬОЇ БЕЗОПРАВОЧНОЇ ПРОКАТКИ ТРУБ.....	29
1.1. Особливості деформації металу при безперервній поздовжній безоправочній прокатці. Класифікація станів поздовжньої безоправочної прокатки.....	29
1.2. Аналіз зв'язку основних геометричних характеристик форми калібрів станів поздовжньої прокатки.....	35
1.2.1. Типи калібрів валків, що застосовуються при поздовжній прокатці.....	35
1.2.2. Рівняння зв'язку основних геометричних характеристик форми калібрів у залежності від їх типу.....	37
1.3. Аналіз відомих закономірностей зміни середньої товщини стінки при поздовжній безперервній безоправочній прокатці труб.....	47
1.4. Теоретичні дослідження формування поперечної різновтовщинності при поздовжній безперервній безоправочній прокатці труб.....	51
1.5. Математичні моделі розрахунку швидкісного режиму та енергосилових параметрів для різних стадій процесу поздовжньої безперервної безоправочної прокатки труб.....	55
1.5.1. Стаціонарний процес безперервної поздовжньої безоправочної прокатки труб.....	55
1.5.2. Нестационарні процеси поздовжньої безперервної безоправочної прокатки труб.....	67
1.6. Висновки по розділу 1.....	75
РОЗДІЛ 2. РОЗРОБКА ТЕОРІЇ ЗМІНИ СЕРЕДНЬОЇ ТОВЩИНИ	
СТІНКИ ТРУБ У СТАНАХ ПОЗДОВЖНЬОЇ БЕЗОПРАВОЧНОЇ	
ПРОКАТКИ	77
2.1. Ідеалізація реального процесу формозміни порожнистої	77

циліндричної заготовки при безперервній безоправочній поздовжній прокатці	
2.2. Теоретичні дослідження зміни середньої товщини стінки труб у станах безоправочної поздовжньої прокатки.....	79
2.2.1. Виведення варіаційного рівняння енергетичного балансу.....	79
2.2.2. Визначення довжини осередку деформації у разі безперервної безоправочної поздовжньої прокатки труб.....	83
2.3. Результати реалізації математичної моделі.....	90
2.4. Аналіз процесу потовщення кінців у разі гарячого редукування труб.....	98
2.4.1. Загальні принципи аналітичного визначення довжини кінцевої обрізі у разі гарячого редукування труб.....	101
2.4.2. Шляхи зниження кінцевої обрізі редукованих труб.....	102
2.4.3. Про імовірнісний характер довжини кінцевої обрізі.....	105
2.4.4. Розробка детермінованої математичної моделі визначення довжини кінцевої обрізі редукованих труб в умовах ТПА 30-102 ВАТ «Інтерпайп Ніко Тьюб».....	110
2.4.5. Рекомендації щодо коригування норм кінцевої обрізі редукованих труб.....	112
2.5. Висновки по розділу 2.....	115
РОЗДІЛ 3. ТЕОРЕТИЧНИЙ АНАЛІЗ НАВЕДЕННЯ ПОПЕРЕЧНОЇ РІЗНОСТІННОСТІ ТРУБ ПРИ БЕЗОПРАВОЧНІЙ ПОЗДОВЖНІЙ ПРОКАТЦІ	116
3.1. Математичний опис фізичних особливостей процесу наведення поперечної різностінності при безперервній безоправочній поздовжній прокатці.....	116
3.1.1. Основне рівняння закону зміни товщини стінки труби по периметру, обмежуваному калібром.....	117
3.1.2. Ідея реалізації математичної моделі зміни товщини стінки труби по периметру, що обмежується калібром та встановлення зв'язку основного рівняння з умовами прокатки.....	118
3.2. Розробка математичних моделей прокатки труб у валках із	121

різними технологіями нарізування калібрів.....	
3.2.1. Індивідуальне нарізування калібрів на валках (модель №1)	121
3.2.2. Нарізування калібрів на валках «у зібраному стані» (модель №2).....	127
3.2.3. Спрощена модель розрахунку параметрів калібрування валків (модель №3).....	131
3.3. Реалізація та аналіз математичних моделей прокатки труб у безперервних безоправочних станах із валками, калібри яких нарізані за різними технологіями.....	133
3.3.1. Реалізація моделі №1 у разі прокатки в одній кліті.....	135
3.3.2. Реалізація моделей для безперервної багатоклітьової безоправочної прокатки труб.....	140
3.4. Проектування «ідеального калібру» для станів безперервної безоправочної прокатки.....	144
3.4.1. Закон зміни параметрів калібру вздовж осередку деформації.....	148
3.4.2. Ідеальна форма суміжних калібрів.....	148
3.4.3. Практична реалізація ідеї ідеальних суміжних калібрів.....	151
3.5. Висновки по розділу 3.....	154
РОЗДІЛ 4. РОЗВИТОК І ЗАСТОСУВАННЯ МЕТОДІВ МАТЕМАТИЧНОГО МОДЕЛЮВАННЯ ДЛЯ АНАЛІЗУ ПРОЦЕСІВ ДЕФОРМАЦІЇ У БЕЗПЕРЕРВНИХ СТАНАХ ПОЗДОВЖНЬОЇ БЕЗОПРАВОЧНОЇ ПРОКАТКИ ТРУБ	155
4.1. Теоретичне дослідження і розрахунок кінематичних та енергосилових параметрів стаціонарного процесу безперервної безоправочної поздовжньої прокатки.....	155
4.1.1. Розрахунок кінематичних та енергосилових параметрів процесу безперервної безоправочної поздовжньої прокатки для станів із індивідуальним та диференційно-груповим приводом...	156
4.1.2. Удосконалення методу розрахунку параметрів калібрування валків безперервних станів безоправочної прокатки труб.....	159
4.2. Теоретичні дослідження та розрахунок кінематичних та	175

енергосилових параметрів нестационарних стадій процесу безперервної безоправочної поздовжньої прокатки труб.....	
4.2.1. Математична модель для розрахунку енергосилових параметрів процесу безперервної безоправочної поздовжньої прокатки труб.....	176
4.2.2. Результати розрахунків та їх аналіз.....	180
4.3. Нестационарні стадії процесу безперервної безоправочної поздовжньої прокатки.....	183
4.3.1. Фізична модель формозміни заготовки на нестационарних стадіях процесу безперервної безоправочної поздовжньої прокатки.....	185
4.3.2. Математична модель заповнення стана безперервної безоправочної поздовжньої прокатки.....	186
4.3.3. Математична модель вивільнення стана безперервної безоправочної поздовжньої прокатки.....	192
4.4. Реалізація математичних моделей нестационарних стадій процесу безперервної безоправочної поздовжньої прокатки.....	198
4.4.1. Математичний опис пробуксування валків по поверхні заготовки при безперервній безоправочній поздовжній прокатці...	198
4.4.2. Аналіз результатів розрахунку параметрів процесу безперервної безоправочної поздовжньої прокатки з врахуванням пробуксування валків.....	201
4.5. Дослідження процесу безперервної безоправочної поздовжньої прокатки труб при різних температурах.....	206
4.5.1. Вплив пружних властивостей матеріалу на параметри процесу калібрування труб при знижених температурах.....	207
4.5.2. Реалізація методу розрахунку параметрів формозміни у разі безоправочної поздовжньої прокатки з врахуванням пружної деформації труб по діаметру.....	209
4.6. Дослідження структури труб безперервної безоправочної поздовжньої прокатки.....	213
4.7. Висновки по розділу 4.....	221

РОЗДІЛ 5. РОЗРОБКА ТА ВПРОВАДЖЕННЯ РАЦІОНАЛЬНИХ ТЕХНОЛОГІЧНИХ РЕЖИМІВ ДЕФОРМАЦІЇ ТРУБ НА БЕЗПЕРЕРВНИХ БЕЗОПРАВОЧНИХ СТАНАХ	223
5.1. Розробка та впровадження нової схеми розрахунку таблиць прокатки для безперервних безоправочних станів з врахуванням нової теорії наведення поперечної різностінності.....	223
5.2 Апробація теорії наведення поперечної різнотовщинності та провадження на тривалкових станах з нарізанням калібрів в зборі в умовах ТПА 30-102 ВАТ «Інтерпайп Ніко Тьюб».....	227
5.3 Практична реалізація теорії наведення поперечної різнотовщинності та впровадження на двовалкових станах з нарізанням калібрів в зборі в умовах ВАТ «Інтерпайп НТЗ».....	231
5.4. Апробація теорії наведення поперечної різностінності і впровадження нових таблиць прокатки на двовалкових станах із індивідуальним нарізанням калібрів валків в умовах ВАТ «Інтерпайп Ніко Тьюб».....	233
5.5. Розширення технологічних можливостей ТПА 30-102 ВАТ «Інтерпайп Ніко Тьюб» на базі впровадження результатів теоретичного аналізу стаціонарного та нестаціонарного процесів безперервної безоправочної поздовжньої прокатки труб.....	234
5.6. Висновки по розділу 5.....	236
ВИСНОВКИ ПО РОБОТІ.....	238
СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ.....	241
ДОДАТКИ.....	262

ВСТУП

В умовах сучасного стану найбільш актуальною проблемою для трубної промисловості України, однієї з найважливіших галузей гірничо-металургійного комплексу та всього народного господарства країни, є розвиток конкурентоспроможних виробництв і створення умов для інтенсивної модернізації підприємств [74].

Незважаючи на розвиток випуску труб з неметалевих матеріалів [75], сталеві труби залишаються основним продуктом, що споживається багатьма галузями світового промислового комплексу [76]. Постійно зростаючі вимоги, що пред'являються машинобудівними, енергетичними, будівельними галузями промисловості та, особливо, – споживачами труб нафтогазової галузі (ОСТГ) для видобутку і транспортування нафти і газу до показників точності і якості готової продукції, розширенню її сортаменту, обумовлюють необхідність постійної модернізації, розвитку і технічного переоснащення підприємств трубної галузі [77, 78]. У зв'язку з цим, одним із найважливіших завдань, що стоять перед трубною промисловістю на сучасному етапі, є зниження металомісткості продукції, істотне зниження відходів і витрат при її виробництві. Вирішення цієї технічної проблеми при виробництві безшовних труб можливе шляхом вибору оптимальних параметрів пластичної формозміни, що забезпечують можливості розширення сортаменту, підвищення точності та якості продукції [38, 79]. Проблема підвищення ефективності виробництва труб може бути вирішена шляхом створення адекватних математичних моделей реальних технологічних процесів, їх аналізу з метою пошуку оптимальних параметрів і впровадження отриманих результатів на конкретних агрегатах для виробництва труб [32].

Проблеми, пов'язані з розвитком і вдосконаленням методів теоретичного аналізу процесів обробки металів тиском, в теперішній час набули особливої актуальності. Це обумовлено цілою низкою чинників [53], з яких визначальним є те, що розвиток технологій виробництва продукції в

більшості технічно розвинених галузях промисловості, в тому числі у виробництві гарячедеформованих труб, досягло такого високого рівня, що витрати на проведення експериментальних досліджень в умовах діючого агрегату дуже високі. У лабораторних умовах відтворити технологію промислового виробництва або неможливо, або дуже витратно. Використання математичних моделей, як об'єктів дослідження з метою пошуку оптимальних технічних рішень, дозволяє звести до мінімуму непродуктивні витрати, пов'язані з проведенням експериментів на реальних промислових або лабораторних установках.

Широке впровадження в складі трубопрокатних агрегатів станів безперервної поздовжньої безоправочної прокатки, що почалося в 20-х роках XX ст., отримало новий імпульс після введення в дію потужних редуційно-розтяжних станів в 50-х роках минулого століття [129]. Це призвело до того, що зараз більшість найбільш високопродуктивних трубних агрегатів працюють за технологією, в якій редукування (калібрування) є обов'язковим заключним етапом пластичної формозміни [122]. При цьому параметри процесу редукування багато в чому визначають можливості розширення сортаменту трубопрокатних установок, істотно впливають на точність і якість готової продукції, а також витратний коефіцієнт металу [40, 134].

Аналіз науково-технічних і патентних літературних джерел показав, що широке різноманіття параметрів, які впливають на точність та якість труб при безоправочній прокатці (профіль інструменту, швидкісний режим, розподіл натягів і деформацій між клітьми, умови контактного тертя та інші) зумовлює можливості успішного пошуку шляхів їх оптимізації. Оптимізація параметрів формозміни труб на стадії їх безоправочної прокатки дозволяє підвищити ефективність виробництва внаслідок зниження непродуктивних витрат металу як на стадії виготовлення продукції (внаслідок зниження витратних коефіцієнтів металу), так і на стадії її використання у споживача (внаслідок зниження металомісткості конструкцій, систем, агрегатів). Таким чином, можна зробити висновок про те, що проблема теоретичного

обґрунтування вибору ефективних режимів безперервної безоправочної прокатки труб, що дозволяють розширити сортамент і підвищити показники точності геометричних розмірів, є актуальною і важливою для споживачів і може бути вирішена на базі створення адекватних математичних моделей процесів ОМТ. Виходячи з викладеного, була сформульована тема дисертаційної роботи, визначено спрямованість і конкретний зміст запланованих до виконання досліджень, обрані об'єкти для експериментальної апробації та промислового впровадження результатів аналітичних розробок.

Значний внесок у створення основ і розвиток теорії безперервної безоправочної прокатки труб, дослідження і широке впровадження процесів редукування (калібрування) в технологічні схеми виробництва безшовних і зварних труб на агрегатах для виробництва труб різних типів зробили О.А. Шевченко, О.П. Чекмарьов, О.І. Целіков, В.П. Анісіфоров, Г.І. Гуляєв, Я.Л. Ваткін, В.М. Друян, В.М. Данченко, В.В. Швейкін, Ю.М. Матвеев, А.З. Глейберг, Г.Я. Гун, В.Л. Колмогоров, Ю.І. Блінов, В.В. Еріклінцев, Ю.Г. Гуляєв, В.У. Григоренко, В.А. Юргеленас, В.П. Рукобратський, О.І. Довгаль, О.Г. Ратнер, Г.Ш. Лебідь, А.К. Зімін, Ф. Нойманн, П. Грюнер, Дж. Блейр, А. Тшаска, Х. Біллер та інші.

Актуальність теми. Безперервна безоправкова поздовжня прокатка в багатоклітьових станах є невід'ємною складовою технологічних процесів на більшості трубопрокатних агрегатів (ТПА) з виробництва гарячедеформованих безшовних труб. В Україні працюють 13 безперервних редукаційних і калібрувальних станів, які здійснюють заключну технологічну операцію гарячої переробки на семи ТПА, що виготовляють труби з вуглецевих і легованих марок сталі. Крім того, в складі обладнання практично всіх відділень термічної обробки труб також працюють калібрувальні стани поздовжньої безоправочної прокатки, на яких здійснюється операція зняття овалізації та компенсації зростання діаметра труби після термічної обробки, але за більш низьких температур, ніж у разі

калібрування (редукування) в лінії трубопрокатного агрегату. Умови формозміни, що визначаються режимами безперервної безоправочної прокатки – деформаційними (розподіл по клітках частинних деформацій ε , овальність калібрів λ , розширення Δb) та швидкісними (розподіл по клітках кількості оборотів валків n_B), здійснюють суттєвий (а, найчастіше, – визначальний) вплив на показники точності та якості готової продукції, визначають значення витратних коефіцієнтів металу, обмежують сортамент труб, що виготовляють на конкретному ТПА.

Підвищення ефективності виробництва труб пов'язано з вирішенням проблем щодо розширення сортаменту готової продукції (як за розмірами, так і за марочним складом сталей), підвищення точності геометричних розмірів, зменшення непродуктивних витрат металу на стадії виготовлення та інше. Вирішення цих питань потребує поглибленого вивчення закономірностей зв'язку деформаційно-швидкісних параметрів безперервної безоправочної прокатки з характеристиками точності готової продукції (зокрема, – відносної поперечної різностінності труб B_t і точності по діаметру D_t , додаток А) та енергосиловими параметрами формозміни (тиском металу на валки P і моментом прокатки M). Попередній аналіз показав, що широке різноманіття параметрів безоправочної прокатки (профіль інструменту, швидкісний режим, розподіл натягів і деформацій між клітками, умови контактного тертя та ін.), що впливають на ефективність виробництва, яку визначають точність і сортамент виготовлених труб, зумовлює можливість успішного пошуку шляхів їхньої оптимізації. Ця проблема може бути вирішена на базі використання методів фізичного та математичного моделювання процесів обробки металу тиском.

Як показав аналіз літературних джерел, до теперішнього часу низку важливих питань, які визначають можливості підвищення ефективності процесів безоправочної поздовжньої прокатки труб, досліджено недостатньо (або не досліджено зовсім). Зокрема, для індивідуального нарізування

калібру на кожному валку, а також для одночасного нарізування калібрів на валках, встановлених в кліть, відсутнє точне рішення задачі про взаємозв'язок параметрів заготовки (середній діаметр D_0), калібрування валків (висота h , ширина b , овальність λ калібру) з величиною середнього діаметра калібру D та деформаційними показниками формозміни (часткова деформація по діаметру ε , показник розширення δb). До теперішнього часу не досліджено вплив технології нарізування калібрів на валках на відносну поперечну різностінність труб. Розроблені в 60-х роках XX століття методи розрахунку деформаційно-швидкісних режимів стаціонарних процесів безоправочної прокатки в безперервних станах засновані на послідовному аналізі умов формозміни в кожній клітці окремо; рішення, що базуються на зв'язку параметрів деформації в усіх клітках стана в єдину систему рівнянь, до теперішнього часу відсутні. У відомих дослідженнях вивчення нестационарних процесів безоправочної прокатки в безперервних станах обмежена аналізом стадії заповнення стана прокатаним металом; дослідження з вивчення параметрів прокатки на стадії вивільнення стана від прокатаного металу відсутні. Розроблені в 60-х роках XX століття методи розрахунку деформаційно-швидкісних режимів стаціонарного послідовного аналізу умов формозміни в кожній клітці окремо; рішення, що базуються на зв'язку параметрів деформації в усіх клітках стана в єдину систему рівнянь, поки що відсутні. У відомих дослідженнях вивчення нестационарних процесів безоправочної прокатки в безперервних станах обмежене аналізом стадії заповнення стана прокатаним металом; дослідження з вивчення параметрів прокатки на стадії вивільнення стана від прокатаного металу відсутні. Також відсутні розробки, присвячені вивченню особливостей процесу безоправочної формозміни труб під час безперервної прокатки з пробуксуванням валків по поверхні металу в клітках стана. До цього часу не розглядалася задача визначення параметрів безперервної безоправочної прокатки з врахуванням пружної деформації труби по діаметру, що вносить серйозні похибки в визначення параметрів процесу калібрування і

редукування, особливо у разі калібрування труб за зниженими температурами.

Вирішення зазначених вище проблем сприяє підвищенню достовірності математичних моделей процесів безперервної безоправочної прокатки труб що, в свою чергу, дозволяє вибрати ефективні деформаційно-швидкісні параметри прокатки, використання яких призводить до підвищення точності труб і забезпечує можливість розширення сортаменту готової продукції.

Таким чином, робота, спрямована на розвиток теорії, розробку технології та впровадження ефективних деформаційно-швидкісних режимів безперервної безоправочної поздовжньої прокатки труб, є актуальною.

Зв'язок роботи з науковими програмами та планами. Виконання дисертаційної роботи пов'язане з тематичними планами наукових досліджень Інституту розвитку ПАТ «Інтерпайп НТЗ», Науково-дослідного і проектно-технологічного трубного інституту (науково-дослідні роботи ДР № 0117U006742 «Розробка, експертиза та реєстрація технічних умов ТУ 24.2-05393116-546:2016 «Труби обсадні та муфти до них. Різьбове з'єднання UPJ–М. Параметри та розміри. «Інтерпайп НТЗ» та ДР № 0117U006741 «Розробка, експертиза та узгодження технічних умов та змін до них». Робота «Інтерпайп НІКО ТБЮБ»), Національної Металургійної академії України (науково-дослідні роботи ДР № 0115U003175 «Закономірності структуроутворення металевих матеріалів, що відбуваються під впливом складних факторів кристалізації та високоенергетичних обробок на газові пори та неметалеві включення» та ДР № 0117U005159 «Розробка та впровадження методики розрахунку та планування витрат металу при виробництві поковок вільним куванням в умовах ТОВ «Дніпропрес сталь»).

Мета та задачі дослідження. Метою роботи є розробка теорії безперервної безоправочної деформації труб на основі комплексного урахування факторів процесу та розробка нових і удосконалення існуючих технологій прокатки труб для станів різних типів, що забезпечують

отримання готової продукції з потрібними характеристиками щодо точності, якості та розширення сортаменту.

Для досягнення поставленої мети необхідно вирішити такі завдання:

1. Встановити закономірності утворення причини відхилень товщини стінки в процесі прокатки труб на станах безперервної безоправочної поздовжньої прокатки різних типів, і на цій основі удосконалити метод теоретичного визначення величини зміни середньої товщини стінки заготовки у разі безоправочного обтиснення труб по діаметру.

2. Дослідити механізми, що сприяють зовнішній та внутрішній овалізації гарячедеформованих труб та визначити закономірності їхнього впливу на утворення різностінності, розвинути метод аналітичного вивчення закономірностей формування поперечної різностінності труб під час безперервної безоправочної поздовжньої прокатки труб.

3. Вивчити закономірності формозміни металу та особливості її розподілу по клітках у разі безоправочної поздовжньої прокатки труб на станах різних типів, виконати аналіз особливостей взаємозв'язку деформаційних та швидкісних параметрів у кожній клітці стана в багатоклітьовому безперервному стані з врахуванням можливості пробуксування валків по поверхні металу на стаціонарній та нестаціонарній стадіях процесу.

4. Дослідити взаємозв'язки параметрів деформації заготовки і калібрування інструменту для різних технологій нарізування калібрів на валках станів безперервної безоправочної прокатки, удосконалити методи аналітичного визначення площі контакту металу з валком, розробити калібрування прокатного інструменту і режими прокатки, що забезпечують отримання труб відповідно до вимог сучасних стандартів.

5. Дослідити процес формозміни металу під час безоправочної прокатки з врахуванням впливу пружної деформації труб по діаметру за

зниженими температурами, а також вплив розроблених технологій прокатки на якісні властивості та характеристики структури труб із різних сталей.

Об'єкт дослідження. Технологічні процеси виготовлення гарячедеформованих труб на станах безперервної безоправочної поздовжньої прокатки різних типів.

Предмет дослідження. Закономірності впливу деформаційних та швидкісних параметрів виготовлення гарячедеформованих труб на станах безперервної безоправочної поздовжньої прокатки за умови формування діаметра, товщини стінки, поперечної і поздовжньої різностінності та енергосилові параметри формозміни.

Методи дослідження. Теоретичні дослідження базуються на закономірностях теорії пластичності і теорії обробки металів тиском. Лабораторні та промислові дослідження виконані з використанням сучасного обладнання та вимірювальних приладів, які піддаються метрологічній повірці. Під час проведення досліджень використані методи математичного моделювання технологічних процесів із застосуванням обчислювальної техніки та сучасних програмних продуктів, результати експериментальних досліджень опрацьовані з використанням методів математичної статистики.

Наукова новизна. Наукову новизну мають наведені нижче результати теоретичних та експериментальних досліджень.

1. Отримали розвиток методи теоретичного дослідження закономірних взаємозв'язків комплексу кінематичних, деформаційних та енергосилових параметрів формозміни металу у послідовних клітках багатоклітьового стана в стаціонарних та нестаціонарних режимах безперервної безоправочної прокатки з врахуванням деформації в міжклітьових проміжках.

Розробка відрізняється тим, що деформація металу в клітках і міжклітьових проміжках стана враховується у єдиній цілісній системі. Це дозволило розробити уточнену математичну модель процесу безперервного безоправочної прокатки, яка пов'язує відносну тонкостінність труби, частоту

обертання валків, коефіцієнти випередження (відставання), коефіцієнти переднього пластичного натягу, умови контактної взаємодії та механічні властивості матеріалу у кожній клітці з усіма клітками стану з врахуванням можливості пробуксування валків по поверхні металу і, як наслідок, визначає умови стабілізації діаметра і потовщення стінки труби, а також дозволяє обґрунтувати можливість використання математичної моделі для станів безперервного безоправочної прокатки з різними типами приводу.

2. Вперше на основі теоретичних та експериментальних досліджень визначені закономірності впливу показника розширення на різностінність труб для різних умов формозміни під час безперервної безоправочної прокатки.

Особливістю розробки є те, що в результаті реалізації математичної моделі та проведених експериментальних досліджень встановлено переважний вплив показників розширення металу по клітках стану на поперечну різностінність труб. Використання в якості вихідного параметру для розрахунку калібрування валків закону розподілу показників розширення по клітках дозволило визначити раціональну форму калібрів з мінімізацією обтиснення металу у вершинах калібрів і схеми розміщення калібрів по клітках, що дало можливість суттєво підвищити точність труб.

3. Набув розвитку метод розрахунку деформаційних і кінематичних параметрів процесу безперервної безоправочної прокатки труб із врахуванням їх пружної деформації.

Розробка відрізняється врахуванням пружної деформації труб за зниженими температурами (550...700°C) у разі калібрування після операції термічної обробки, а також в чистових клітках редуційних станів за температурами кінця прокатки (750...900°C). Це дозволяє більш обґрунтовано призначати режими деформації, економити енергоресурси та визначати калібрування валків, що забезпечують отримання труб підвищеної точності.

4. Вперше встановлено закономірні взаємозв'язки параметрів деформуючого інструменту у разі індивідуального та групового нарізування калібрів з технологічними характеристиками процесу гарячої безперервної безоправочної прокатки (відносної деформації по діаметру і показника розширення), а також із формою і розмірами калібру (висота, ширина, овальність) із врахуванням дестабілізуючого впливу останніх на зміну діаметра і товщини стінки труб.

Розробка відрізняється врахуванням взаємного впливу зазначених факторів на точність труб. Це дозволило на базі зазапропонованої математичної моделі розробити методи розрахунку параметрів калібрування валків для станів безперервної безоправочної прокатки у залежності від технології нарізування калібрів і дало можливість стабілізувати діаметр та суттєво знизити різностінність труб.

5. Вперше для нестационарного режиму вивільнення безперервної безоправочної прокатного стана визначена залежність появи «пікових» сил прокатки в залежності від параметрів налаштування процесу.

Розробка відрізняється тим, що досліджували нестационарний процес вивільнення стана, а не тільки процес його заповнення, у результаті чого встановлено, що у низці випадків з'являються умови для появи «пікових» зусиль прокатки, більших, ніж у процесі заповнення стану. Це дало можливість запропонувати обґрунтовані рекомендації щодо розширення сортаменту станів з врахуванням реальних умов процесу.

6. Набув розвитку метод розрахунку довжини контактної поверхні, площі контакту металу з калібром і катаючого діаметра в осередку деформації при безперервній безоправочній прокатці.

Розробка відрізняється тим, що у визначенні даних параметрів враховується зміна величини радіального обтиснення заготовки по периметру калібру, яка залежить від ряду факторів, у тому числі реологічних властивостей матеріалу та наявності пружної деформації; це дозволило підвищити точність розрахунку площі контактної поверхні і катаючого

діаметра, що, в свою чергу, підвищило точність розрахунку енергосилових параметрів прокатки та калібрувань валків.

Практичну цінність дисертаційної роботи становлять такі основні її результати:

- виявлено нові закономірності процесу поздовжньої безправочної прокатки труб, які мають універсальний характер і можуть бути застосовані для аналізу процесу деформації на діючих калібрувальних і редуційних станах різних типів з метою оптимізації параметрів, розширення сортаменту, підвищення точності та зниження металоємності продукції;

- обґрунтовано нові принципи розрахунку таблиць безправочної поздовжньої прокатки труб, в яких параметри калібрування валків обирають в залежності від початково заданих показників розширення, частинних деформацій по діаметру і технології нарізування калібрів (патенти України № 73440 і № 77136 отримані автором);

- визначено граничні середні по стану значення коефіцієнтів пластичного натягу, за яких прокатки здійснюється без пробуксування валків по поверхні металу;

- обґрунтовано і розроблено практичні рекомендації щодо зменшення довжини потовщених кінців і кінцевої обрізі труб у разі редукування стосовно до умов ТПА 30-102 ВАТ «Інтерпайп Ніко Тьюб»;

- теоретично обґрунтовано можливість розширення сортаменту ТПА 30-102 в бік типорозмірів товстостінних труб (до $S_t \leq 14,0$ мм) завдяки урахуванню «пікових» зусиль в несталіх стадіях процесу деформації металу труб під час повздовжньої безправочної прокатки;

- визначено вплив пружної деформації труби по діаметру під час калібрування труб за зниженими температурами після термічної обробки, а також в чистових клітях редуційних станів на деформаційні та енергосилові параметри процесу та обґрунтовано необхідність урахування їх у визначенні параметрів калібрів.

Результати роботи апробовані і впроваджені на всьому сортаменті прокатаних труб в умовах калібрувального і редуційного станів ТПА 30-102, калібрувального стана ТПА 350 ТОВ «Інтерпайп Ніко Тьюб» і редуційного стана ТПА 140 ПАТ «Інтерпайп НТЗ». Впровадження результатів досліджень дозволило розширити сортамент, підвищити точність геометричних розмірів труб та знизити невиробничі втрати металу (акт ТОВ «Інтерпайп Ніко Тьюб» від 17.07.2017 р. та висновок ПАТ «Інтерпайп НТЗ» від 28.08.2017 р.).

Особистий внесок здобувача. В дисертації не використані ідеї співавторів. Всі принципові теоретичні та експериментальні результати, наведені в дисертації, засновані на дослідженнях, проведених автором. Особистий внесок здобувача в публікаціях зі співавторами полягає в наступному: [78, 146, 148] – визначення основних шляхів підвищення ефективності процесів виробництва труб; [98, 139, 140, 145] – розробка і реалізація математичної моделі зміни середньої товщини стінки; [99, 169] – аналіз розмірностей рівняння енергетичного балансу і обґрунтування фізичної суті безрозмірного критерію F_f ; [100, 155, 160] – розробка уточненої методики визначення площі контакту металу з валком; [108, 151] – обґрунтування взаємозв'язку параметрів прокатки у разі індивідуального нарізування калібрів на валках; [109, 152] – обґрунтування взаємозв'язку параметрів прокатки у разі нарізування калібрів на зібраних валках; [115, 179] – розробка рекомендацій щодо вдосконалення методів розрахунку деформаційних режимів та силових параметрів безперервної безоправочної прокатки; [116, 156,] – розробка і реалізація математичної моделі для: оцінювання впливу технології виготовлення калібрів на параметри формозміни труб і вибору оптимальних деформаційних параметрів прокатки; [118, 164] – розробка і реалізація математичної моделі безперервної прокатки з врахуванням можливості пробуксування валків по поверхні металу; [123, 175] – розробка і реалізація математичної моделі формування поперечної різностінності труб; [125, 169, 174] – обґрунтування математичної форми

рівняння для апроксимації зв'язку дійсного напруження текучості K_f з параметрами формозміни (ε , u , 0t).

Апробація результатів дисертації. Матеріали дисертації повідомлені та обговорені на: 46-й Міжнародній конференції «Material science & Technology 2004» (Новий Орлеан, Луїзіана, США, 2004 р.); Міжнародній конференції «Material science & Technology» (Пітсбург, Пенсільванія, США, 2005 р.); Молодіжному науково–технічному форумі «Інтерпайп – 2004» (Дніпропетровськ, 2004 р.); Молодіжному науково–технічному форумі «Інтерпайп – 2005» (Дніпропетровськ, 2005 р.); V Міжнародній конференції «Прогресивна техніка та технологія – 2005» (Київ, Севастополь, 2005 р.); Міжнародній конференції з технології обробки сталі «AISTech'06» (Клівленд, Огайо, США, 2006 р.); Придніпровському науковому семінарі кафедри ОМТ НМетАУ та прокатних відділів Інституту чорної металургії НАНУ (Дніпропетровськ, 2005, 2006, 2017 р.р.).

Публікації. Матеріали дисертації викладено у 51 роботі. Серед них: 2 монографії, 33 статті у спеціалізованих виданнях, включаючи 13 закордонних (зокрема, без співавторів – 6 статей). За матеріалами дисертації отримано 8 патентів України на винаходи.

Структура та обсяг дисертації. Дисертація складається зі вступу, 5 розділів, висновків по роботі, списку зі 179 використаних джерел і 19 додатків. Загальний обсяг становить 318 сторінок, у тому числі, основного тексту – 262 сторінки, який містить 45 рисунків, 9 таблиць.

РОЗДІЛ 1

ХАРАКТЕРНІ ОСОБЛИВОСТІ БЕЗПЕРЕРВНОЇ ПОЗДОВЖНЬОЇ БЕЗОПРАВОЧНОЇ ПРОКАТКИ ТРУБ

1.1. Особливості деформації металу при безперервній поздовжній безоправочній прокатці. Класифікація станів поздовжньої безоправочної прокатки

За 125 років, що минули з відкриття братами Маннесманн процесу виробництва гарячекатаних безшовних труб, способи їх виробництва подолали великий історичний шлях. Наразі гарячекатані безшовні труби виготовляються різними способами: поперечно-гвинтовою прокаткою, періодичною прокаткою, поздовжньою прокаткою на короткій оправці, поздовжньою безперервною прокаткою на довгій оправці. Обмеженого застосування набув спосіб гарячого пресування труб (застосовується, зазвичай, при виробництві труб з високолегованих сталей і сплавів).

З усіх відомих способів виробництва гарячекатаних безшовних труб можна виділити три стадії: прошивання суцільної заготовки в порожнисту гільзу, розкатка гільзи по товщині стінки на розкатних станах одного з перелічених типів та калібрування (редукування) труб по діаметру.

Спільним елементом у всіх перелічених процесах гарячої деформації є наявність у складі всіх ТПА станів поздовжньої безоправочної прокатки, на яких виконують кінцеву операцію – формування діаметра труби. Звичайно, аналогічними станами також обладнуються ділянки термічної обробки, оскільки в процесі термічної обробки відбуваються процеси овалізації і певного збільшення діаметра труб, що викликає необхідність здійснення операції додаткового калібрування. Широко такі стани застосовуються також в процесах холодної прокатки, а також у виготовленні зварних труб.

Сучасна теорія і практика безперервної безоправочної прокатки труб, здебільшого, базується на роботах радянських вчених: О.І. Целікова, О.П. Чекмарьова, П.Т. Ємельяненко, О. А. Шевченка, Ф.А. Данилова, А. З.

Глейберга, В.Ф. Балакіна. Подальшого розвитку теорія і технологія безперервної безоправочної прокатки труб набула в роботах Г.І. Гуляєва, В.П. Анісіфорова, В.В. Швейкіна, Ю.М. Матвеева, Я.Л. Ваткіна, В.М. Видріна, В. Я. Гуна, В.Л. Колмогорова, Ю.І. Блинова та інші. Значний внесок у розвиток теорії і практики безперервної безоправочної прокатки труб зробили також зарубіжні дослідники: В. Родлер, Р. Раймонді, А. Буджіні, Х.Біллер.

Калібрувальні та редуційні стани представляють собою безперервні прокатні агрегати, в яких труби прокатують без оправки у послідовно розташованих робочих клітках з поступово зменшуваним діаметром калібру валків. Редукування і калібрування здійснюється у гарячому стані (температура деформованого металу $900...1100^{\circ}\text{C}$), після термічної обробки (температура $500...750^{\circ}\text{C}$), у холодному стані ($20...40^{\circ}\text{C}$) і тепловому стані ($100...110^{\circ}\text{C}$). Найбільш поширеними є гарячий спосіб калібрування і редукування та калібрування після термічної обробки. Калібрування у холодному і тепловому стані здійснюється з малими деформаціями з метою виправлення форми труби.

Формозміна металу при поздовжній прокатці труб без оправки супроводжується нерівномірним розподілом радіальних, тангенціальних та осьових напружень як по перерізу, так і уздовж труби. Тангенціальні стискаючі напруження, що виникають від дії валків, призводять до зменшення розмірів труби у поперечному напрямку і збільшення у осьовому та радіальному. Радіальна деформація розвивається всередину труби, внаслідок чого відбувається потовщення стінки.

При малих обтисненнях по діаметру опір осьовому витіканню металу є більшим за опір витіканню металу всередину труби, що призводить до потовщення стінки, яке зростає зі збільшенням деформації. Одночасно зростає опір деформації в радіальному напрямку і, при певній величині редукування, потовщення стінки досягає свого максимуму. При подальшому збільшенні ступеня деформації інтенсивність збільшення товщини стінки

зменшується. Під час прокатки з натягом можна за рахунок керування режимом натягу, тобто швидкісними параметрами процесу, домогтися отримання труби без потовщення стінки і навіть з певним потоншенням. Однак це є справедливим лише для стаціонарного процесу деформації. Під час нестационарних стадій (процес заповнення і вивільнення стана) вплив натягу між клітьми зменшується і в якийсь момент дорівнює нулю, тобто, на кінцевих ділянках відбувається інтенсивне потовщення стінки і збільшення тиску на валки.

Іншою важливою особливістю процесу формозміни є процес формування поперечної різнотовщинності труб, який відбувається також, в основному, внаслідок нерівномірності деформації, пов'язаної з вихідними розмірами труби, різнотовщинністю, формою і типом калібру, деформаційно-швидкісними параметрами процесу, величиною натягу, умовами тертя, температурою та ін.

Наступною особливістю процесу поздовжньої безоправочної прокатки труб є формування потрібного діаметра труби з необхідною точністю. Хоча діаметр труби задаються, перш за все, розмірами калібру, процес формування його в заданих допусках також залежить від ряду технологічних факторів (температура деформації, рівномірність нагріву, режим обтиснень, конфігурації калібрів та інші).

Підсумовуючи сказане, можна зробити висновок, що маючи на меті вирішення проблеми розширення сортаменту, отримання високоточних труб по діаметру та товщині стінки, і зниження непродуктивних втрат металу на безперервних станах поздовжньої періодичної прокатки різного типу, теорію редукування можна описати пошуком рішень наступних задач:

- визначення раціональних швидкісних режимів прокатки для різних умов;
- дослідження процесу зміни середньої товщини стінки труб;
- дослідження процесу зміни поперечної і поздовжньої різнотовщинності;

- дослідження впливу пружної деформації на процес редукування, точність труб і якість металу, особливо за зниженими температурами;
- дослідження процесу редукування в динаміці.

Стани поздовжньої безоправочної прокатки розрізняються за такими ознаками:

- за призначенням (калібрувальні, редуційні, редуційно-розтягувальні);
- за типом приводу (індивідуальний, груповий, комбінований, індивідуально-груповий, диференційно-груповий);
- за кількістю клітей (від 3 до 28 клітей);
- за кількістю валків у робочих клітях (2-, 3- і 4-валкові кліті);
- за типом калібрів (овальні, круглі, комбіновані);
- за способом нарізування калібрів (індивідуальне, у зібраному стані).

Калібрувальні стани. Ці стани призначені, в основному, для надання трубам точної геометричної форми по зовнішньому діаметру. Зазвичай вони мають від 3 до 7 робочих клітей з груповим або індивідуальним приводом. В останні роки з'явилися калібрувально-редукційні стани з 12...14 клітями. Загальна деформація на калібрувальних станах зазвичай становить 15...25%, при частинних обтисненнях в клітях 2,5...3,5%. Товщина стінки при калібруванні труб дещо збільшується, а при використанні натягу може лишатися незмінною.

Редуційні стани. Ці стани призначені для значного зменшення зовнішнього діаметра труб після розкатного стану. Редуційні стани зазвичай мають 18...22 кліті і працюють без натягу або з невеликим натягом. Редукування труб без натягу супроводжується стовщенням стінки по всій довжині труби і наведенням поперечної різнотовщинності, яка зростає зі збільшенням загальної деформації. Тому загальна деформація в цих станах, як правило, не перевищує 40...45% при частинних деформаціях в межах 3,5...4,5%. Швидкість виходу труби з редуційних станів зазвичай не перевищує 2...3 м/с.

Редуційно-розтягувальні стани (PPC). Ці стани призначені не тільки для зменшення зовнішнього діаметра труби, але й для значного зменшення товщини стінки. Вони мають 20...28 клітей. Прокатка на сучасних станах цього типу при загальній деформації труби по діаметру на 75...80% дає можливість зменшити товщину стінки на 30...35%. Особливістю редукування труб з натягом є менша, у порівнянні з редуційними станами, поперечна різнотовщинність, а також можливість отримання труб малих діаметрів (до 16 мм). Однак прокатки в цих станах супроводжується підвищеною поздовжньою різнотовщинністю на кінцях труб і формуванням стовщених кінців унаслідок того, що передній та задній кінці труби при проходженні через стан не зазнають повного впливу натягу. Швидкість виходу труби зі стану може сягати 14...18 м / с.

Груповий привод. Привод валків здійснюється від одного електричного двигуна. Він застосовується на старих двовалкових калібрувальних і редуційних станах. Не можна регулювати обертання валків у робочих клітках, а отже вибирати оптимальні швидкісні режими прокатки, що значно обмежують сортамент і технологічні можливості стану.

Індивідуальний привод. Кожна робоча кліть має власний електропривод. Є можливість регулювання швидкості обертання валків у кожній окремій клітці в процесі прокатки, що дозволяє калібрувати та редукувати труби при різних швидкісних режимах і, отже, сприяє розширенню сортаменту, підвищенню продуктивності та точності труб. Стан має бути додатково обладнаний спеціальними стабілізуючими та регулюючими електричними системами, тому що недоліком цього приводу є необхідність підтримки в процесі прокатки заданого швидкісного режиму, особливо на нестаціонарних стадіях процесу. Такі приводи набули широкого застосування в Європі, СНД, США і Японії.

Комбінований (індивідуально-груповий) привод. У цих станах, крім загального групового електродвигуна, робочі кліть забезпечені індивідуальними регульованими гідроприводами. Вони набули великого

поширення в середині XX століття в Західній Європі (на станах, виготовлених SMS Meer (Mannesmann), Innochenti, Innse. Це дає можливість індивідуального регулювання швидкості обертання валків при високій жорсткості привода, що створює сприятливі умови для прокатки труб з гранично допустимим натягом. Однак такий привод відрізняється великою складністю механічної та гідравлічної частин, що спричиняє певні труднощі при експлуатації.

Диференційно-груповий привод. Система диференційно-групового привода представляє собою два електродвигуни, пов'язані між собою на виході до робочих клітей диференціальними передавачами, в результаті чого швидкість обертання валків в кожній клітці є сумою швидкостей, що передаються цими двигунами. Такі стани були розроблені фірмою Kocks (заводи Європи) та ВНДІМЕТМАШ, ЕЗВМ (заводи СРСР – ТПА 30-102). Перевагами такого привода є: висока жорсткість, важлива при роботі з великими натягами, можливість незалежного регулювання як режиму натягу, так і швидкостей прокатки, менша потужність двох електродвигунів у порівнянні з аналогічним станом з індивідуальним приводом. Недоліком є складність механічної частини та можливість регулювання швидкісного режиму тільки за певною закономірністю, закладеною у кінематику привода.

Комбінація групового та індивідуального приводів. Останнім часом ця система приводу набула широкого застосування в сучасних редуційно-розтяжних станах, а також у модернізації діючих редуційно-розтягувальних станів (фірми SMS Meer, Kocks). При цьому чорнова група клітей редуційно-розтягувального стана (5...11 клітей) обладнується груповим або диференційно-груповим приводом, а чистова група регульованих клітей – індивідуальними приводами.

Тип кліті. На вітчизняних трубних заводах працюють переважно безперервні стани безоправочної прокатки з двовалковими клітями, однак, починаючи з 70-х років минулого століття, в калібрувальних, редуційних і редуційно-розтягувальних станах все більше використовуються тривалкові

кліті, які, в свою чергу, розділяються на кліті із зовнішнім розподілом моменту прокатки (конструкції фірм SMS Meer, Kocks, ВНДІМЕТМАШ) і внутрішнім розподілом моменту (ЕЗВМ). Використання цих клітей пояснюється низкою їх принципових переваг. У тривалковому калібрі значно зменшується нерівномірність зміни товщини стінки труби в поперечному перерізі, розширення металу і ковзання валків внаслідок меншої різниці колових швидкостей у вершинах і ребордах калібру, що дозволяє в кожній кліті давати великі обтиснення без викривлення профілю труби. Крім того, при тривалковій конструкції робочих клітей суттєво зменшується міжклітьова відстань, що знижує довжину стовщених кінців і кривизну труб. Чотиривалкові кліті через складність їх конструкції практично не застосовуються.

1.2. Аналіз зв'язку основних геометричних характеристик форми калібрів станів поздовжньої прокатки

1.2.1. Типи калібрів валків, що застосовуються при поздовжній прокатці

В станах поздовжньої прокатки використовують п'ять основних типів калібрів:

- круглі;
- круглі з прямими випусками;
- круглі зі закругленими випусками;
- овальні;
- овальні зі закругленими випусками.

У безперервному стані застосовують круглі калібри з прямими та закругленими випусками, овальні калібри та овальні калібри зі закругленими випусками. У безперервних безоправочних станах застосовують круглі та овальні калібри. Останнім часом у світовій практиці при безоправочній прокатці набули досить великого поширення овальні дворадіусні калібри.

Основними характеристиками форми калібру будь-якого типу є (рис. 1.1):

- висота h – відстань від вісі симетрії калібру до його вершини;
- ширина b – відстань від осі симетрії калібру до його випуску;
- овальність $\lambda = \frac{b}{h}$ – відношення висоти калібру до його ширини;
- середній діаметр

$$D_{сер} = \frac{1}{\theta_k} \int_0^{\theta_k} 2r_{\theta} d\theta, \quad (1.1)$$

де $\theta_k = \frac{\pi}{k}$ – кут охоплення калібру;

k – число валків, що утворюють калібр;

r_{θ} – закон зміни радіуса калібру за його периметром;

– ідеальний радіус валка R_u – відстань від осі валка до осі симетрії калібру.

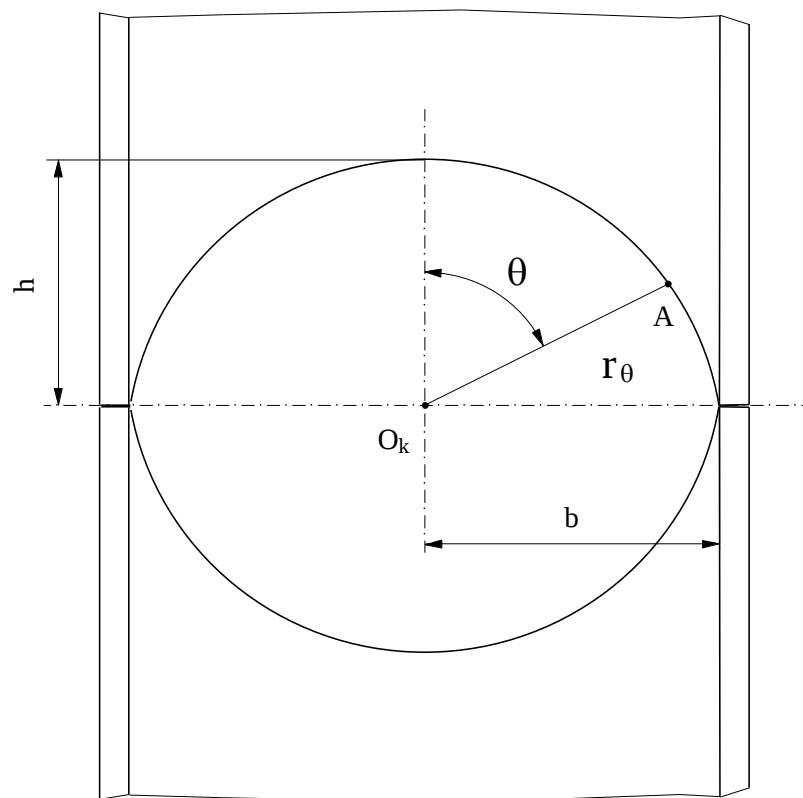


Рис. 1.1. Основні параметри калібру для поздовжньої прокатки труб

При виведенні рівнянь зв'язку між основними характеристиками форми калібрів зазором між валками Δ та радіусом закруглення реборд r нехтують.

1.2.2. Рівняння зв'язку основних геометричних характеристик форми калібрів у залежності від їх типу

Круглі калібри з прямими випусками. У світовій практиці круглі калібри з прямими випусками (рис. 1.2) застосовуються в автоматичних та безперервних оправочних станах (як правило, 2...3 передостанні кліті). У цих станах використовують двовалкові калібри (останнім часом у безперервних оправочних станах пропонується використовувати тривалкові калібри – стани PQF та FQM). Круглі калібри з прямими випусками виготовляють шляхом індивідуального нарізування калібру кожного валка з подальшим збиранням валків у кліті. У цих калібрах в зоні вершини калібр описаний постійним радіусом R , центр якого співпадає з віссю симетрії калібру O_k . У зоні випуску на ділянці, що характеризується кутом випуску θ_B , калібр описаний прямою лінією, дотичною до радіуса R в точці A , яка характеризує перехід від вершини калібру до його випуску. Радіус калібру у зоні випуску визначиться як

$$r_\theta = \frac{R}{\cos\left[\theta - \left(\frac{\pi}{k} - \theta_B\right)\right]}. \quad (1.2)$$

Висота калібру дорівнює його радіусу у вершині, тобто $h = R$. Ширину калібру визначають співвідношенням $b = \frac{R}{\cos\theta_B}$. Отже, овальність калібру

дорівнює $\lambda = \frac{1}{\cos\theta_B}$. Середній діаметр калібру такого типу визначиться

наступним чином:

$$D_{сер} = \frac{2k}{\pi} \cdot \left[\int_0^{\frac{\pi}{k} - \theta_B} R d\theta + \int_{\frac{\pi}{2} - \theta_B}^{\frac{\pi}{2}} r_\theta d\theta \right] = \frac{2kR}{\pi} \cdot \left[\left(\frac{\pi}{k} - \theta_B \right) + \ln \left(\frac{1 + \sin \theta_B}{\cos \theta_B} \right) \right] = \quad (1.3)$$

$$= \frac{2kR}{\pi} \cdot \left[\left(\frac{\pi}{2} - \theta_B \right) + \ln(\lambda + \tan \theta_B) \right]$$

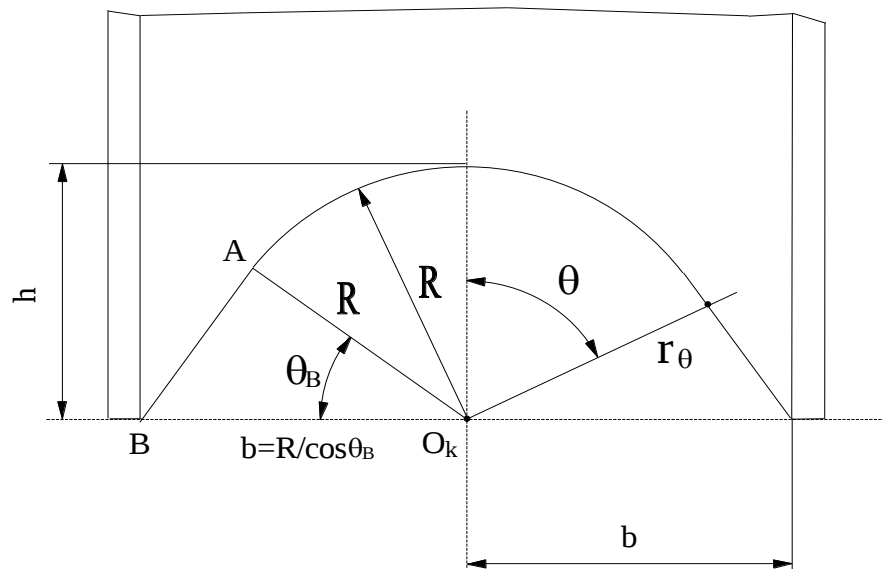


Рис. 1.2. Круглий калібр з прямими випусками

Круглі калібри зі закругленими випусками. У світовій практиці круглі калібри зі закругленими випусками (рис. 1.3) застосовуються в автоматичних та безперервних оправочних станах (як правило в клітях від другої до передостанньої). Іноді ці калібри застосовують в останніх клітях безперервних безоправочних (калібрувальних) станів. Зазвичай, круглі калібри зі закругленими випусками є двовалковими (окрім станів PQF та FQM).

Круглі калібри зі закругленими випусками виготовляють шляхом індивідуального нарізування калібру кожного валка з подальшим збиранням валків у кліті. В зоні вершини калібр описаний постійним радіусом R , центр якого співпадає з віссю симетрії калібру O_k . У зоні випуску на ділянці, що характеризується кутом випуску θ_B , калібр описаний радіусом R_B , центр якого O зміщений відносно осі симетрії калібру на величину

ексцентриситету $e = \frac{(R_B - R)}{\sin \theta_B}$. Точка A сполучення зон вершини та випуску калібру лежить на перетині продовження лінії OO_k з профілем вершини калібру.

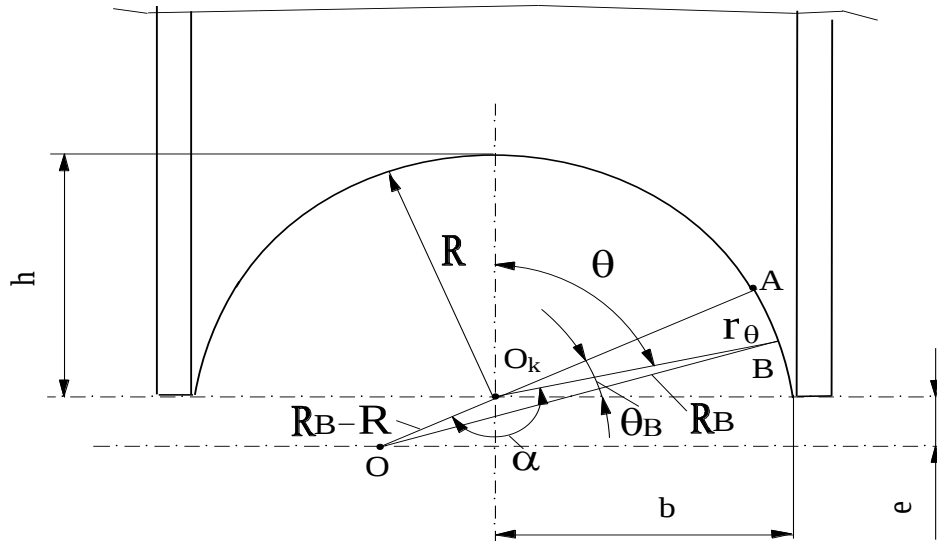


Рис. 1.3. Круглий калібр зі закругленими випусками

Для калібру такого типу поточний радіус у зоні вершини дорівнює R , а поточний радіус у зоні випуску визначиться як сторона $O_k B$ трикутника $OO_k B$. З геометричних співвідношень для зони випуску калібру маємо

$$\alpha = \pi - \left[\theta - \left(\frac{\pi}{k} - \theta_B \right) \right] = \pi - \theta + \frac{\pi}{k} - \theta_B = \left(\frac{1}{k} + 1 \right) \pi - \theta - \theta_B;$$

$$\sin \angle O_k B O = \sin \beta = \frac{(R_B - R) \sin \alpha}{R_B};$$

$$\beta = \arcsin \left[\left(1 - \frac{R}{R_B} \right) \cdot \sin \alpha \right] = -\arcsin \left[\left(1 - \frac{R}{R_B} \right) \cdot \sin \left(\frac{\pi}{k} - \theta - \theta_B \right) \right];$$

$$\angle O_k O B = \gamma = \pi - \alpha - \beta.$$

З цього випливає формула для визначення поточного радіуса калібру у зоні випуску

$$r_{\theta} = R_B \cdot \frac{\sin \gamma}{\sin \alpha} = R_B \cdot \frac{\sin \left\{ \frac{\pi}{k} - \theta - \theta_B - \arcsin \left[\left(1 - \frac{R}{R_B} \right) \cdot \sin \left(\frac{\pi}{k} - \theta - \theta_B \right) \right] \right\}}{\sin \left(\frac{\pi}{k} - \theta - \theta_B \right)}. \quad (1.4)$$

Величина середнього діаметра калібру $D_{сер}$ визначиться з рівняння (1.1) після інтегрування частинами аналогічно тому, як це було зроблено для круглого калібру з прямими випусками. Ширину калібру b знаходимо з рівняння для визначення r_{θ} при $\theta = \frac{\pi}{k}$

$$b = r_{\theta} \left(\theta = \frac{\pi}{k} \right) = R_B \cdot \frac{\sin \left\{ \theta_B - \arcsin \left[\left(1 - \frac{R}{R_B} \right) \cdot \sin(\theta_B) \right] \right\}}{\sin(\theta_B)}. \quad (1.5.1)$$

Овальність калібру визначиться як $\lambda = \frac{b}{R}$. Можна скористатися ідентичною формулою

$$\lambda = \sqrt{U^2 - (U-1)^2 \cdot \sin^2 \theta_B} - (U-1) \cdot \cos \theta_B, \quad (1.5.2)$$

$$\text{де } U = \frac{R_B}{R}.$$

Овальні калібри. У світовій практиці овальні калібри (рис. 1.4) застосовуються в безперервних оправочних станах (як правило, у перших 5...6 клітках) та безоправочних станах (як правило, у всіх клітках, окрім 1...3 останніх).

Овальні калібри використовують у дво-, три- та чотиривалковому виконанні.

Їх виготовляють індивідуальним нарізуванням калібру на кожному валку з подальшим збиранням валків у кліті або одночасним нарізуванням валків у зібраному стані. При рівних середніх діаметрах овальність калібрів, нарізаних у зібраному стані, є дещо більшою за овальність калібрів, нарізаних індивідуально.

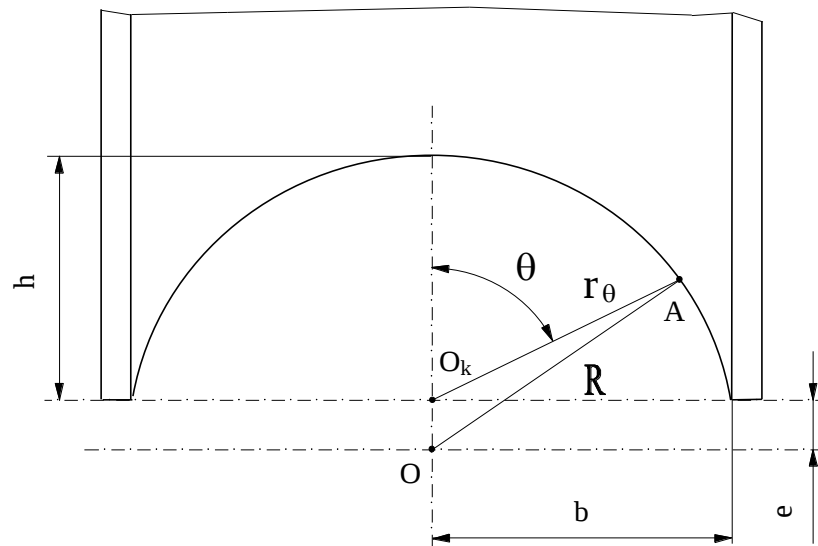


Рис. 1.4. Овальний калібр

Профіль овального калібру, нарізаного індивідуально, описаний радіусом R центр якого O зміщений відносно осі симетрії калібру O_k на величину ексцентриситету e . Параметри овального калібру, нарізаного індивідуально, пов'язані такими основними співвідношеннями

$$R = \frac{h(\lambda^2 + 1 - 2\lambda \sin \varphi)}{2(1 - \lambda \sin \varphi)}; \quad (1.6.1)$$

$$e = h \frac{\lambda^2 - 1}{2(1 - \lambda \sin \varphi)}; \quad (1.6.2)$$

$$h = R - e; \quad (1.6.3)$$

$$r_{\theta} = R \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{e \sin \theta}{R} \right)^2} - e \cdot \cos \theta; \quad (1.6.4)$$

$$D_{cp} = \frac{2 \cdot k}{\pi} \cdot \int_0^{\frac{\pi}{k}} r_{\theta} d\theta, \quad (1.6.5)$$

$$\text{де } \varphi = \frac{\pi(k-2)}{2k}.$$

Для калібрів, що нарізуються у зібраному стані, середній діаметр калібру $D_{сер}$ визначиться як функція ідеального радіуса валків R_u , ширини b

та овальності λ калібру, а також числа валків k , що утворюють калібр згідно з рівняннями зв'язку

$$D_{сер} = \frac{2}{Y_\lambda} \cdot \int_0^{Y_\lambda} \left\{ \sqrt{\left[R_i - \sqrt{(R_i - N_\lambda \cdot \cos \theta)^2 + \left(R_i - \frac{b}{\lambda} \right)^2 - (R_i - N_\lambda)^2} \right]^2 + N_\lambda^2 \cdot \sin^2 \theta} \right\} d\theta, \quad (1.7)$$

$$\text{де } N_\lambda = \frac{1}{2} \cdot \left(G_\lambda + \frac{b^2 \sin^2 K_k}{G_\lambda} \right); \quad G_\lambda = \left[\frac{1}{\lambda} - \cos K_k + \left(1 - \frac{1}{\lambda^2} \right) \cdot \frac{b}{2R_u} \right] \cdot b;$$

$$K_k = \frac{\pi}{k}; \quad Y_\lambda = \arcsin \left(\frac{b \sin K_k}{N_\lambda} \right).$$

Діаметр різального інструмента (фрези) D_ϕ та його зміщення x відносно лінії центрів валків $O_B O_B$, які забезпечують виготовлення калібру з заданими розмірами, визначаються з рівнянь

$$D_\phi = A + \frac{b^2 \sin^2 K_k}{A}, \quad (1.8.1)$$

$$x = \sqrt{\left(R_i - \frac{b}{\lambda} \right)^2 - \left(R_i - \frac{D_\phi}{2} \right)^2}, \quad (1.8.2)$$

$$\text{де } A = \frac{b}{\lambda} - b \cos K_k - \left(\frac{1}{\lambda^2} - 1 \right) \frac{b^2}{2R_i}.$$

Овальні калібри зі закругленими випусками. У світовій практиці овальні калібри зі закругленими випусками (рис. 1.5) використовують у перших та останніх клітях безперервних оправочних станів.

Овальні калібри зі закругленими випусками виготовляють індивідуальним нарізуванням на кожному валку з подальшим збиранням валків у кліті.

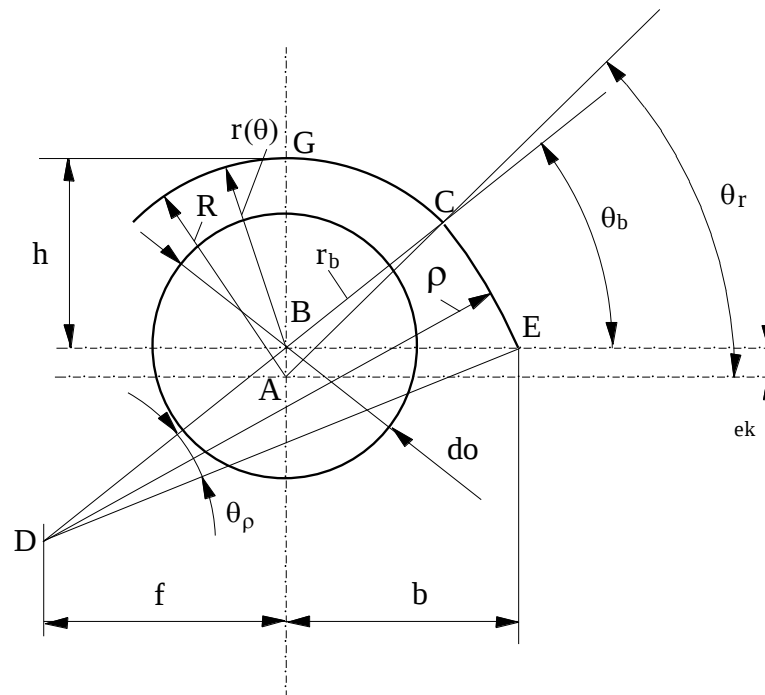


Рис. 1.5. Схема до визначення геометричних параметрів овального калібру зі закругленими випусками

В зоні вершини ($0 \leq \theta \leq \theta_b$) закон зміни радіуса калібру за його периметрами має вигляд

$$r(\theta) = R \sqrt{1 - \left(\frac{e_k \sin \theta}{R} \right)^2} - e_k \cos \theta, \quad (1.9.1)$$

де R , e_k – відповідно, радіус та ексцентриситет калібру.

В зоні випуску калібру ($\theta_b \leq \theta \leq \frac{\pi}{k}$)

$$r(\theta) = \frac{\rho}{\cos(\theta + \theta_b)} \cdot \cos \left\{ \theta + \theta_b - \arcsin \left[\left(\frac{r_b}{\rho} - 1 \right) \cdot \cos(\theta + \theta_b) \right] \right\}, \quad (1.9.2)$$

$$\text{де } r_b = R \sqrt{1 - \left[\frac{e_k \sin \left(\frac{\pi}{k} - \theta_b \right)}{R} \right]^2} - e_k \cos \left(\frac{\pi}{k} - \theta_b \right) - \text{радіус калібру на}$$

межі зон вершини та випуску;

ρ – радіус закруглення випуску калібру.

За $e_k = 0$ формули (1.9.1–2) дають закон зміни радіуса *круглого* калібру зі закругленими випусками по його периметру.

Величина середнього діаметра калібру $D_{сер}$ визначиться з рівняння (1.1) після інтегрування частинами аналогічно тому, як це зроблено для круглого калібру з прямими випусками. Висота калібру визначиться як $h = R - e_k$; ширина калібру визначиться як

$$b = \frac{\rho}{\cos\left(\frac{\pi}{k} + \theta_b\right)} \cdot \cos\left\{\frac{\pi}{k} + \theta_b - \arcsin\left[\left(\frac{r_b}{\rho} - 1\right) \cdot \cos\left(\frac{\pi}{k} + \theta_b\right)\right]\right\}. \quad (1.10)$$

За відомих значень h та b овальність калібру визначиться як $\lambda = \frac{b}{h}$.

Овальні дворадіусні калібри. У світовій практиці овальні дворадіусні калібри (рис. 1.6) використовують у перших за ходом прокатки клітках тривалкових редуційно-розтяжних станів. Овальні дворадіусні калібри виготовляють індивідуальним нарізуванням на кожному валку з подальшим збиранням валків у кліті.

Висота калібру

$$H = \overline{OB} = R_1 - e_1.$$

Ширина калібру згідно із співвідношенням [152]

$$r_{\theta i} = R_i \sqrt{1 - \left(\frac{e_i \sin \theta}{R_i}\right)^2} - e_i \cos \theta \text{ дорівнює}$$

$$B = \overline{OC} = R_2 \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{e_2 \sin\left(\frac{\pi}{a}\right)}{R_2}\right)^2} - e_2 \cos\left(\frac{\pi}{a}\right). \quad (1.11)$$

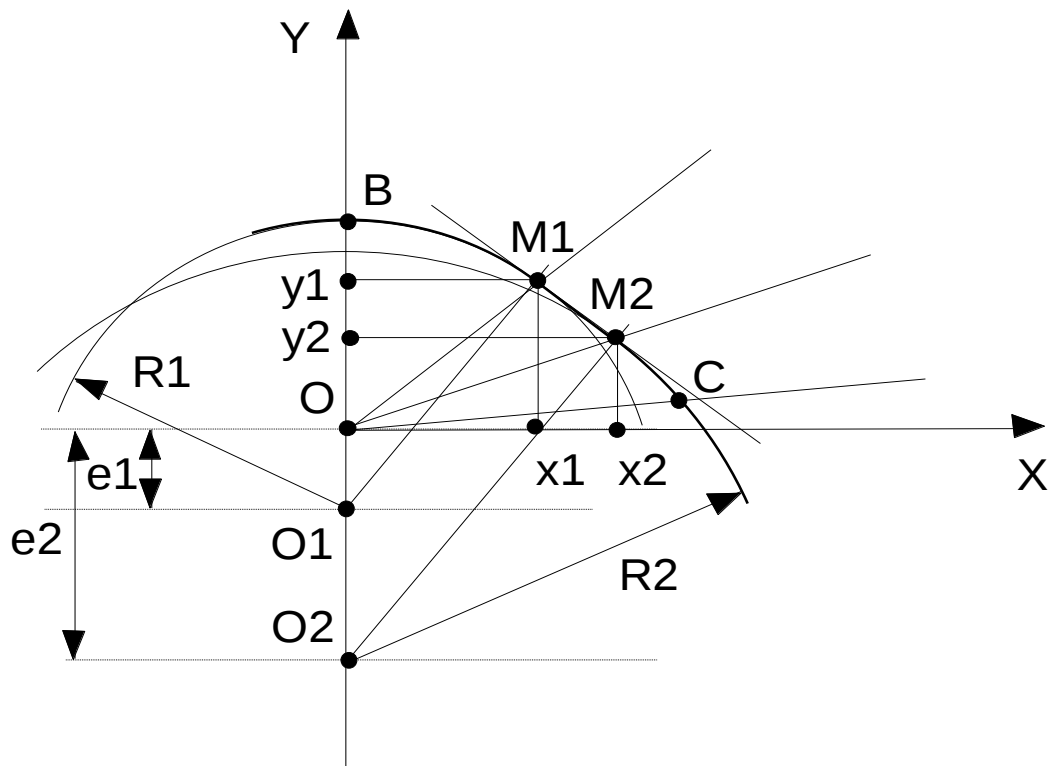


Рис. 1.6. Схема до визначення параметрів дворадіусного калібру зі
сполученням по прямій (ділянка M_1M_2)

Ділянка $\overline{M_1M_2}$ сполучення кіл з радіусами R_1 та R_2 є дотичною, спільною для обох кіл. Задача зводиться до того, щоб знайти координати x_1 та y_1 точки M_1 , яка належить як колу з радіусом R_1 , так і дотичній $\overline{M_1M_2}$, а також координати x_2 та y_2 точки M_2 , яка належить як колу з радіусом R_2 , так і дотичній $\overline{M_1M_2}$. Математичний запис цієї умови має вигляд системи рівнянь

$$\begin{aligned} R_1^2 - x_1^2 - (y_1 + e_1)^2 &= 0; \\ R_2^2 - x_2^2 - (y_2 + e_2)^2 &= 0; \\ x_1(x_2 - x_1) + (y_1 + e_1)(y_2 - y_1) &= 0; \\ x_2(x_1 - x_2) + (y_2 + e_2)(y_1 - y_2) &= 0. \end{aligned} \quad (1.12)$$

Значення кутів визначаються таким чином

$$\varphi_1 = \angle BOM_1 = \frac{\pi}{2} - \arctan\left(\frac{y_1}{x_1}\right);$$

$$\begin{aligned}\varphi_2 &= \angle M_2OC = \arctan\left(\frac{y_2}{x_2}\right) - \left(\frac{1}{2} - \frac{1}{a}\right)\pi; \\ \varphi_3 &= \angle M_1OM_2 = \frac{\pi}{a} - (\varphi_1 + \varphi_2).\end{aligned}\quad (1.13)$$

Вирішуючи ΔM_1OM_2 , визначаємо значення кутів $\psi_1 = \angle M_1M_2O$ та $\psi_2 = \angle M_2M_1O$ з системи рівнянь

$$\begin{cases} \tan\left(\frac{\psi_1 - \psi_2}{2}\right) = \frac{R_1 - R_2}{(R_1 + R_2)\tan(\phi_3)} \\ \psi_1 + \psi_2 + \phi_3 = \pi \end{cases} \quad (1.14)$$

та довжину прямолінійної частини калібру $\overline{M_1M_2} = \frac{R_1 \sin \phi_3}{\sin \psi_1}$.

Поточне значення радіуса калібру $r_{\theta 3}$ на прямолінійній ділянці профілю визначиться як

$$r_{\theta 3} = \frac{R_1 \sin(\psi_2)}{\sin[\pi - (\theta - \varphi_1) - \psi_2]}.\quad (1.15)$$

Середній радіус калібру на прямолінійній ділянці визначиться з рівняння

$$R_{сер3} = \frac{1}{\varphi_3} \int_{\varphi_1}^{\varphi_1 + \varphi_3} \frac{R_1 \sin(\psi_2) d\theta}{\sin[\pi - (\theta - \varphi_1) - \psi_2]}.\quad (1.16)$$

Середній радіус калібру на криволінійній ділянці вершини визначиться з рівняння

$$R_{сер1} = \frac{1}{\phi_1} \int_0^{\phi_1} \left[R_1 \sqrt{1 - \left(\frac{e_1 \sin \theta}{R_1}\right)^2} - e_1 \cos \theta \right] d\theta.\quad (1.17)$$

Середній радіус калібру на криволінійній ділянці випуску визначиться з рівняння

$$R_{сер2} = \frac{1}{\phi_2} \int_{\phi_1 + \phi_3}^{\frac{\pi}{a}} \left[R_2 \sqrt{1 - \left(\frac{e_2 \sin \theta}{R_2}\right)^2} - e_2 \cos \theta \right] d\theta.\quad (1.18)$$

Середній радіус всього калібру визначиться як

$$R_{сер} = \left[R_{сер1}\phi_{1a} + R_{сер2}\phi_2 + R_{сер3}\phi_3 \right] \cdot \frac{a}{\pi}. \quad (1.19)$$

1.3. Аналіз відомих закономірностей зміни середньої товщини стінки при поздовжній безперервній безоправочній прокатці труб

Зміна середньої товщини стінки є одним з найважливіших технологічних параметрів, що впливає на точність розрахунку швидкісних режимів редукування та отримання труб з розмірами, які відповідають вимогам ДСТУ або ТУ. Бібліографія з експериментального та аналітичного вивчення впливу параметрів редукування на зміну середньої товщини стінки є дуже великою, але найбільш відомі праці О.А. Шевченка, А.М. Звягінцева, А.З. Глейберга, В.В. Швейкіна, С.І. Краєва, О.П. Чекмарьова, Г.І. Гуляєва, В.Л. Колмогорова, Г.Я. Гуна, В.П.Анісіфорова, П.М. Івшина, Ю.І. Блинова, Дж. Блейра, Ф. Нойманна та Д. Ганке.

Узагальнюючи дані, наведені у багатьох наукових публікаціях, присвячених проблемі зміни середньої товщини стінки труби при її редуванні по діаметру, можна зробити наступні висновки.

У процесі безоправочної деформації відбувається редукування діаметра від D_0 (заготовки) до D_t (труби), яке характеризується величиною загальної відносної радіальної деформації $\varepsilon = 1 - \frac{D_t}{D_0}$. При цьому має місце зміна середньої товщини стінки від S_0 до S_t , яка характеризується абсолютною величиною $\Delta S = S_t - S_0$.

Фізичний сенс зміни товщини стінки труби за редукування полягає в наступному [1, 15]. На певній відстані від осі труби на більшій частині її периметра радіальна деформація переходить через нульове значення. Цей радіус та поверхню, що йому відповідає, назвали критичними. Шари металу, розташовані на відстані, меншій відстані від осі, ніж критичний радіус –

внутрішні шари – потовщуються у радіальному напрямку, а на відстані більшій – зовнішні шари – потоншуються. У разі прокатки без натягу положення критичної поверхні відносно зовнішньої поверхні труби практично не залежить від величини частинної деформації та визначається відношенням зовнішнього радіуса до внутрішнього. Зі зменшенням товщини стінки труби критичний радіус навіть у вершині калібру стає більшим за зовнішній радіус труби, тобто у тонкостінних труб по всій товщині стінки має місце тільки потовщення. Докладання розтягувальних зусиль до торців деформованої заготовки, зменшує критичний радіус. При $Z > 0,5 \dots 0,6$ (тут Z – коефіцієнт пластичного натягу, дорівнює відношенню розтягуючого напруження σ_n до опору деформації матеріалу деформованої труби $K_f = \gamma \sigma_u$) критичний радіус стає меншим за внутрішній радіус труби, і по всій товщині стінки має місце тільки зона стоншення. Зміна товщини стінки труби визначається положенням критичної поверхні. Якщо превалює потовщення зовнішніх шарів, відбувається потоншення стінки, якщо навпаки – потовщення.

На величину ΔS тією чи іншою мірою впливає багато визначальних параметрів процесу формозміни заготовки:

- її форма (співвідношення $\bar{T}$ товщини стінки S_0 та діаметра D_0);
- характер і рівень зовнішнього впливу (підпір або натяг від зовнішніх сил), що характеризується коефіцієнтом пластичного натягу Z ;
- величина сумарної деформації редукування $\Delta D_\Sigma = D_0 - D_t$ та характер її розподілу на дискретні величини ΔD_i (частинні деформації ΔD_i , що відповідають умові $\sum_{i=1}^N \Delta D_i = \Delta D_\Sigma$);
- умови контактної взаємодії (контактне тертя, що характеризується коефіцієнтом тертя f);
- число валків N_b , що утворюють калібр;

- форма калібрів (зокрема, їх овальність λ);
- механічні властивості здеформованого середовища (вихідні показники і характер їх зміни в процесі формозміни);
- наявність деформації заготовки в міжкліткових проміжках та інше.

Проаналізувавши результати експериментальних досліджень, наведені в роботах [3-6, 10, 12, 13, 16-18, 22, 30, 31, 132], можна повністю погодитися з авторами монографії [1] щодо того, що зміна товщини стінки в основному залежить від трьох чинників:

- співвідношення $\bar{T} = \frac{S_0}{D_0}$;
- коефіцієнта пластичного натягу Z ;
- відносного обтиснення ε .

Відображенням цього факту в аналітичних розробках є те, що значна частина теоретичних формул для визначення зміни товщини стінки при редукуванні труб має вигляд залежностей типу $\Delta S = \Delta S(\bar{T}, \varepsilon)$ (якщо йдеться про прокатку без натягу) або $\Delta S = \Delta S(\bar{T}, \varepsilon, Z)$ [2, 11, 26, 27, 29, 31].

До числа факторів, що менш суттєво впливають на величину зміни середньої товщини стінки ΔS , автори роботи [1] відносять:

- число валків у робочій кліті N_b ;
- коефіцієнт тертя f ;
- довжину осередку деформації L ;
- овальність калібру λ ;
- хімічний склад прокатої сталі;
- температуру деформації $^{\circ}t$.

Аналіз результатів досліджень [19, 20, 23-25, 28, 32, 133] показує, що вплив перелічених вище «другорядних» чинників на зміну середньої товщини стінки труби бажано (за наявності такої можливості) урахувати.

Наведемо кілька прикладів на підтвердження сказаного.

Експериментальні дослідження в лабораторних умовах і результати експлуатації редуційних станів з дво- та тривалковими робочими клітями показали, що, при інших однакових умовах, потовщення стінки труб, прокатаних у тривалкових клітках, є меншим, а витяжка – більшою, ніж при прокатці у двовалкових клітках [130, 131]. Запропонувавши поправочні коефіцієнти, що ураховують вплив числа валків в кліті [1], Г.І. Гуляєв підвищив точність розрахунків за формулою А.І. Шевченка та В.А. Юргеленаса [21, 22].

Для підвищення рівня достовірності розрахункових даних В.Л. Колмогоров рекомендував виконувати розрахунки величини ΔS при редукуванні труб з вуглецевих і корозійностійких сталей з врахуванням різної схильності цих матеріалів до зміцнення [24, 25].

Урахування впливу зовнішніх зон і овальності калібру на умови формозміни дозволило авторам робіт [32, 53] підвищити точність розрахунків величини ΔS за розробленою ними методикою.

Вводячи поправочні коефіцієнти, що ураховують вплив зовнішнього тертя [28, 33, 51], автори домагаються підвищення точності аналітичного визначення величини ΔS за формулою, запропонованою В.П. Анісіфоровим в роботі [71].

Висновком зі зробленого огляду є те, що при розробці математичної моделі зміни середньої товщини стінки у разі редукування труб треба, за можливості, уникати абстрагування від «другорядних» чинників. Тому в розділі 2 розроблено математичну модель, яка враховує вплив трьох основних чинників (Z , $\bar{T}$, ε) в поєднанні з коефіцієнтом тертя f , довжиною осередку деформації L та реологічними властивостями деформованого матеріалу на величину ΔS . Таким чином, з шести перелічених вище «другорядних» чинників (число валків, коефіцієнт тертя, довжина осередку деформації, овальність калібру, хімічний склад сталі, температура деформації) в моделі фактично враховуються чотири (температура

деформації в поєднанні з даними про хімічний склад дає дані про реологічні властивості).

1.4. Теоретичні дослідження формування поперечної різнотовщинності при поздовжній безперервній безоправочній прокатці труб

При безперервній поздовжній безоправочній прокатці точність труб значною мірою залежить від величини *поперечної* різнотовщинності, основною причиною якої є асиметричне навантаження, що приводить до нерівномірної по периметру труби сумарної радіальної деформації [35].

Вивченню питань формування поперечної різнотовщинності при редукуванні труб присвячена відносно невелика кількість робіт, з яких, як основні, можна вважати праці О. А. Шевченка, Г.І. Гуляєва, В.М. Данченка, Х. Біллера.

Перші відомості про характер зміни різнотовщинності при редукуванні труб наведені в роботах П. Горола [36] та М.П. Безклубенка [37 та ін.]. На підставі аналітичних викладок, що базуються на методі розкладання сил, автори показали, що змінна за периметром кривизни поверхні калібрів є причиною нерівномірної деформації труби по стінці: у вершині калібру має місце найменше, а у випусках – найбільше потовщення. Результатом цього є поперечна різностінність труб. Як засіб зменшення поперечної різнотовщинності були запропоновані чотиривалкові калібри замість двовалкових, але широкого практичного застосування ця пропозиція не знайшла.

Фундаментальні експериментальні і теоретичні дослідження [2, 3], виконані О.А. Шевченком для двовалкових калібрів, дозволили дійти висновку, що потовщення стінки від вершини до випуску калібру відбувається з відносно невеликою інтенсивністю в зоні, починаючи від вершини калібру до певної точки, положення якої визначається закінченням зіткнення металу з поверхнею калібру.

Дослідження Г.І. Гуляєва [15], виконані з використанням двовалкових калібрів різних форм (овальний, круглий з прямими випусками, стрілчастий), показали, що повністю усунути поперечну різнотовщинність при прокатці в калібрах неможливо, і найменша поперечна різнотовщинність має місце при використанні калібрів овальної форми. Роблячи висновки з проведених експериментів, О.П. Чекмарьов та Г.І. Гуляєв констатують [14], що найбільш прийнятною формою калібрів редуційних і калібрувальних станів, незалежно від кількості валків, слід вважати овальну.

Дослідження Г.І. Гуляєва [35], показали, що при редукуванні труб методом поздовжньої прокатки в калібрах поперечна різнотовщинність є явищем, обумовленим фізичною суттю процесу. Установлено, що при прокатці труб в калібрах *завжди* має місце нерівномірний розподіл тангенціальних деформацій за периметром заготовки, що й визначає нерівномірну зміну товщини стінки на різних ділянках калібру:

- в області випусків (реборд) калібру розвитку набуває зона потовщення, яка по лінії роз'єму валків поширюється на всю товщину стінки труби;

- ближче до вершин калібрів переважного розвитку набуває зона потоншення стінки.

Численними дослідженнями [1-3, 33, 35, 38-42 та ін.] установлено, що при безперервній безоправочній прокатці у багатоклітьовому стані на наведену поперечну різнотовщинність труб впливає велика кількість параметрів формозміни:

- число валків у кліті N_b ;
- величина міжклітьового натягу, яка характеризується коефіцієнтом пластичного натягу Z ;
- частинна деформація по клітях ε_i та загальна по стану ε ;
- форма калібрів, яка характеризується коефіцієнтом овалізації λ_i ;
- коефіцієнт тертя f , температура $^{\circ}t$ та ін.

Розробці математичних моделей для прогнозування рівня наведеної поперечної різнотовщинності труб при редукуванні присвячена досить обмежена кількість робіт.

У роботах Х. Біллера [43, 84 та ін.] модель зміни товщини стінки труби по периметру калібру базується на аналізі умов силової рівноваги елемента труби в поперечному перерізі осередку деформації. Модель урахує вплив натягу Z , коефіцієнта зовнішнього тертя f і обтиснення ε_i на зміну товщини стінки труби за периметром калібру. Послідовним підрахунком змін товщини стінки по клітках одержують закон зміни товщини стінки по периметру труби і, отже, поперечну різнотівність. Модель, запропонована в роботі [44], побудована на принципах, аналогічних моделі [43], але відрізняється тим, що в ній ураховується вплив схильності матеріалу до зміцнення.

В роботі [35] з використанням варіаційно-енергетичного методу розв'язання задач теорії пластичності розроблено математичну модель, яка дозволяє прогнозувати зміну товщини стінки по периметру труби в залежності від частинної деформації в клітці ε_i , показника тонкостінності заготовки $\bar{T}$ та коефіцієнта тертя f .

Моделі [35, 43, 44] не відображають вплив форми калібру (його овальності λ) на поперечну різнотівність готової труби.

У роботах [40, 85] розроблено моделі, які базуються на використанні рівнянь можливих переміщень і нестисненості, а також варіаційно-енергетичних принципів розв'язання задач теорії пластичності.

Модель [40], на відміну від моделі [35], урахує вплив натягу Z на характер зміни товщини стінки труби по периметру калібру. Крім того, щоб урахувати вплив форми калібру (овальності λ) на характер зміни товщини стінки по периметру труби, автор доповнює теоретичну модель емпіричною уточнюючою функцією. Необхідність використання емпіричних даних знижує універсальність моделі або, принаймні, робить необхідною перевірку адекватності отриманих при її використанні результатів умовам прокатки труб на конкретному редуційному (калібрувальному) стані [86].

Модель [85] дозволяє оцінити характер впливу натягу Z і овальності калібру λ на характер зміни деформації $\ln \frac{S_i}{S_j}$ за периметром калібру. Однак наведені авторами результати розрахунків викликають сумнів щодо можливості використання моделі [85] для кількісної оцінки рівня впливу визначальних параметрів процесу на дійсну величину наведеної поперечної різностінності труб. Так, наприклад, з приведених результатів розрахунків [85, рис. 4.5] випливає, що при деформації без натягу ($Z=0$) заготовок з показником тонкостінності в межах $0,30 < \bar{T} < 0,35$ товщина стінки у випусках калібру не змінюватиметься ($\ln \frac{S_i}{S_j}=0$). Такий висновок не кореспондується з даними численних експериментальних досліджень [1, 32, 35, 38, 39 і ін.], згідно з якими при прокатці товстостінних труб у випуску калібру має місце значне потовщення стінки (наприклад, при прокатці труби 50x15 мм з деформацією по діаметру $m_i=12\%$ величина $\ln \frac{S_i}{S_j}$ у випуску калібру становила 0,27 [32, рис. 80]).

На відміну від моделей [35, 43, 44, 85], модель [40] успішно використовувалася не тільки для аналізу особливостей формозміни редукованих труб, але й при розробці таблиць прокатки у виробничих умовах, що підтвердило можливість ефективного використання математичного моделювання при виборі оптимальних параметрів редукування для зниження поперечної різностінності виготовлених труб.

Для безперервної поздовжньої прокатки труб у багатоклітьових станах використовують валки, нарізування калібрів в яких здійснюють двома різними методами [1, 7-9, 104 та ін.]: окремо до установки валків у прокатну кліть; «у зібраному стані», після установки валків у прокатну кліть. Геометричні параметри калібрів, виготовлених цими двома способами, є різними. У першому випадку (індивідуальне нарізування) поверхня калібру описується рівнянням овалу, у другому (нарізування у зібраному стані) –

трансцендентним рівнянням вищого порядку. Природно припустити, що відмінності у формі калібрів можуть призводити до відмінностей в умовах формування поперечної різностінності труб, проте ані експериментальні, ані аналітичні дослідження з цього питання раніше не проводилися.

Нижче (розділ 3) представлено розроблену математичну модель, яка ураховує вплив натягу, кількості валків і форми калібру, частинної деформації, коефіцієнта тертя, реологічних властивостей деформованого металу і способу нарізування калібрів на рівень поперечної різностінності готових труб при безперервній поздовжній безоправочній прокатці.

1.5. Математичні моделі розрахунку швидкісного режиму та енергосилових параметрів для різних стадій процесу поздовжньої безперервної безоправочної прокатки труб

1.5.1. Стаціонарний процес безперервної поздовжньої безоправочної прокатки труб

Розрахунок швидкісного режиму прокатки на стаціонарній стадії процесу є основною задачею при розробці технології виготовлення труб конкретного сортаменту на безперервному редуційному стані. Швидкісний режим прокатки визначає енергосилові параметри формозміни, розміри готових труб та їх точність. Питанням розробки методик розрахунку швидкісного режиму прокатки при редукуванні труб присвячено значну кількість робіт, серед яких, в першу чергу, слід відзначити дослідження, виконані у 60-ті роки XX століття у Всесоюзному науково-дослідному і проектно-конструкторському інституті металургійного машинобудування (ВНДІМЕТМАШ) під керівництвом В.П. Анісіфорова [33, 45-48 та ін.] та у Всесоюзному науково-дослідному та конструкторсько-технологічному інституті трубної промисловості (ВНДТІ) під керівництвом Г.І. Гуляєва [1, 49-51 та ін.].

Розрахунок швидкісного режиму при редукуванні труб методом безперервної поздовжньої прокатки в калібрах здійснюють за різними методиками в залежності від типу приводу стана.

1. Для станів з *індивідуальним приводом* клітей встановлення швидкісного режиму прокатки здійснюється в ході розв'язання так званої «прямої задачі» з метою визначення кількості обертів валків n_{Bi} по клітях стана і товщини стінки S_0 заготовки, які забезпечать отримання труби з необхідною товщиною стінки S_t (розмір діаметра труби D_t визначиться розміром калібру останньої кліті за визначенням) при заданому розподілі коефіцієнтів пластичного натягу Z_i у міжклітьових проміжках і заданих діаметрах валків D_{ui} [1, 33, 45-51]. Можлива дещо інша постановка «прямої задачі», для якої треба визначити кількість обертів валків n_{Bi} в клітях стана і закон розподілу коефіцієнтів пластичного натягу Z_i в міжклітьових проміжках, щоб забезпечити отримання труби з необхідною товщиною стінки S_t із заготовки з заданою товщиною стінки S_0 [53, 54].

2. Для станів з *диференційно-груповим приводом* клітей встановлення швидкісного режиму прокатки здійснюється в ході рішення так званої «зворотної задачі» з метою визначення режиму розподілу міжклітьових натягів Z_i за заданих значень чисел кількості обертів основного і допоміжного двигунів (тобто при заданій кількості обертів валків n_{Bi}) і товщини стінки заготовки S_0 при заданій товщині стінки труби S_t і діаметрах валків D_{ui} [1, 9, 92]. Можлива постановка «зворотної задачі», за якої треба знайти співвідношення кількості обертів основного і допоміжного двигунів приводу стана, при яких буде забезпечено отримання труби з необхідною товщиною стінки S_t із заготовки з заданою товщиною стінки S_0 [1].

3. Для станів з *груповим приводом* клітей встановлення швидкісного режиму прокатки має на меті визначення діаметрів валків D_{ui} , які

забезпечать прокатки з заданим режимом розподілу коефіцієнтів пластичного натягу Z_i в міжклітьових проміжках при початково заданих числах обертів валків n_{Bi} у клітях стана. Як правило, йдеться про знаходження таких значень D_{ui} , при яких буде забезпечений режим «вільного» прокатки без натягу або з невеликим підпором [6-8].

Для здійснення будь-якого з трьох перелічених вище розрахунків необхідно установити функціональні зв'язки:

– між сукупністю $\Sigma\Phi_S$ параметрів прокатки, що впливають на зміну середньої товщини стінки, і зміною середньої товщини стінки по клітях стана $\Delta S_i = \Delta S_i(\Sigma\Phi)$, а, отже, і по стану в цілому;

– між сукупністю $\Sigma\Phi_D$ параметрів прокатки, що визначають значення катаючих діаметрів, і величинами катаючих діаметрів в клітях стана $D_{ki} = D_{ki}(\Sigma\Phi_D)$.

За наявності вищевказаних функціональних зав'язків можна розрахувати швидкість обертів валків в клітях стана n_{Bi} і товщину стінки S_0 заготовки, щоб забезпечити отримання труби потрібного розміру (з необхідною товщиною стінки S_t). Залежно від того, якого роду залежності використовують в якості функціональних зав'язків $\Delta S_i = \Delta S_i(\Sigma\Phi)$ і $D_{ki} = D_{ki}(\Sigma\Phi_D)$, методики вибору кінематичних параметрів прокатки можна умовно розділити на *напівемпіричні* та *аналітичні* [52].

У напівемпіричних методиках [6-8 та ін.], як правило, використовують залежності, які характеризують умови формозміни у конкретному агрегаті. Крім того, в основу цих методик закладені найпростіші формули для визначення зв'язків $\Delta S_i = \Delta S_i(\Sigma\Phi)$ та $D_{ki} = D_{ki}(\Sigma\Phi_D)$. Наприклад,

$$S_i = S_j \sqrt{\frac{D_j}{D_i}} \text{ та } D_{ki} = D_{ui} - 0,75h.$$

В аналітичних методиках при розрахунку кінематичних параметрів стаціонарного (сталого) процесу безперервної безоправочної прокатки використовують залежності, отримані на підставі проведення узагальнюючих теоретичних досліджень, результати яких придатні для аналізу особливостей формозміни при прокатці труб на будь-яких станах, що належать до цієї групи (в залежності від типу приводу).

В останній третині XX століття в СРСР найбільшого поширення набула аналітична методика розрахунку кінематичних параметрів для станів з *індивідуальним* приводом валків, в основу якої покладено ідею використання режимів *максимально можливих натягів*. Базові положення цієї методики були розроблені В.П. Анісіфоровим і вперше викладені у 1956 р. в роботі [83]. Надалі методика [83] піддавалася численним уточненням, доповненням і удосконаленням [1, 33, 45-48, 49-51, 56, 57 та ін.]. Близька по суті методика була розроблена і використана у Франції [67]. Основна відмінність методики [67] полягає в тому, що параметри прокатки визначаються не для *максимально можливих* натягів, а для натягів, *близьких* до *максимально можливих*.

Розглянемо загальну суть методики розрахунку кінематичних і енергосилових параметрів безперервної редукування на основі гіпотези використання *максимально можливих натягів* згідно з її викладенням у роботі [49]. Основна ідея, закладена в основу методики, полягає в тому, що, використовуючи рівняння силової рівноваги в напрямку вісі прокатки об'єму заготовки, обмеженого контурами геометричного осередку деформації, визначають *максимально можливі коефіцієнти пластичного натягу* в міжклітьових проміжках головної (гальмівної) та калібрувальної (тягнучої) груп клітей. У розрахунку параметрів прокатки вихідними даними для розрахунку кінематичних та енергосилових параметрів редукування (калібрування) труб з *максимально можливим натягом* є:

– сумарна деформація по діаметру і товщині стінки (тобто вихідні розміри заготовки $D_0 \times S_0$ і кінцеві розміри труби $D_t \times S_t$);

– розподіл частинних деформацій по діаметру заготовки m_i (%) по клітках стана;

– коефіцієнт тертя f ;

– марка сталі труби;

– температура редукування (калібрування) $^{\circ}t$.

Порядок розрахунку параметрів прокатки є таким.

Визначається середній коефіцієнт пластичного натягу по стану [21, 22, 55]

$$Z_{сер} = \frac{(2 - T_{сер}) \ln \mu_{\Sigma} + (1 + T_{сер}) \ln \lambda_{\Sigma}}{(1 - T_{сер}) \ln \mu_{\Sigma} - (1 - T_{сер}) \ln \lambda_{\Sigma}} = \frac{(2 - T_{сер}) \ln \mu_{\Sigma} + (1 + T_{сер}) \ln \lambda_{\Sigma}}{(1 - T_{сер}) \ln \frac{\mu_{\Sigma}}{\lambda_{\Sigma}}}, \quad (1.20)$$

де $\mu_{\Sigma} = \frac{S_0(D_0 - S_0)}{S_t(D_t - S_t)}$ – сумарна витяжка в процесі прокатки;

$\lambda_{\Sigma} = \frac{D_t - S_t}{D_0 - S_0}$ – показник радіальної деформації в процесі прокатки;

$T_{сер} = \left(\frac{S_0}{D_0} + \frac{S_t}{D_t} \right)^K$ – середній наведений показник тонкостінності

прокатаної труби;

$K = 1,57$ – для двовалкових станів; $K = 1,20$ – для тривалкових станів.

2. Визначають коефіцієнти пластичного натягу і товщину стінки труби в передніх (гальмівних) і задніх (тягнучих) клітках стана.

2.1. З умови повного протягування труби в калібрі (приймається, що катаючий діаметр D_{ki} дорівнює діаметру бочки валка) визначається максимально можливий коефіцієнт переднього пластичного натягу для перших (гальмівних) клітей стана

$$Z_{ni} = \frac{2N_b \eta_i L_i \left(\beta_i f \cos \frac{\alpha_i}{2} + \sin \beta_i \sin \frac{\alpha_i}{2} \right) \left(1 - \frac{2}{3} Z_{3i} \right) + \pi Z_{3i} (D_j - S_j)}{\frac{2}{3} N_b \eta_i L_i \left(\beta_i f \cos \frac{\alpha_i}{2} + \sin \beta_i \sin \frac{\alpha_i}{2} \right) + \pi (D_i - S_j)}, \quad (1.21)$$

де $\eta_i = 1 + \frac{\sqrt{D_j S_j}}{2L_i}$ – коефіцієнт, що ураховує вплив позаконтактних зон

осередку деформації на питомі нормальні тиски [33, 45];

Z_{zi} – коефіцієнт заднього пластичного натягу в даній кліті (зазвичай при поштучному редукуванні труб для першої кліті $Z_{z1} = 0$; для інших клітей $Z_{zi} = Z_{nj}$);

$L_i = 1, 2 \cdot \frac{D_{ui} - D_i}{2} \cdot \alpha_i$ – довжина дуги захвату по вершині калібру;

$\alpha_i = \arccos\left(1 - \frac{D_j - D_i}{D_{ui} - D_i}\right)$ – кут захвату по вершині калібру;

D_j, D_i – діаметр труби на вході в i -ту кліть і на виході з неї (середній діаметр попереднього і поточного калібру);

S_j – товщина стінки на вході в i -ту кліть;

$$\beta_i = \frac{\pi}{N_b}.$$

2.2. Визначається значення товщини стінки S_i після деформації в i -тій передній (гальмовій) кліті за перетвореною формулою Шевченка – Юргеленаса [22], в якій значення S_i у виразах $\phi_{0i} = \ln \frac{D_i - S_i}{D_j - S_j}$ і

$T_{0i} = \left(\frac{S_j}{D_j} + \frac{S_i}{D_i}\right)^K$ замінюють на S_j [1, 80]

$$S_i = S_j \left\{ 1 + \phi_{0i} \cdot \frac{2Z_{cepi}(T_{0i} - 1) + (1 - 2T_{0i})}{Z_{cepi}(1 - T_{0i}) - (2 - T_{0i})} + \frac{1}{2} \left[\phi_{0i} \cdot \frac{2Z_{cepi}(T_{0i} - 1) + (1 - 2T_{0i})}{Z_{cepi}(1 - T_{0i}) - (2 - T_{0i})} \right]^2 \right\}, \quad (1.22)$$

де $\phi_{0i} = \ln \frac{D_i - S_j}{D_j - S_j}$; $T_{0i} = \left(\frac{S_j}{D_j} + \frac{S_j}{D_i}\right)^K$; $Z_{cepi} = \frac{Z_{ni} + Z_{zi}}{2}$.

Значення S_i можна визначити, не вдаючись до розрахунків за формулою (1.22), якщо скористатися номограмами з роботи [80].

Розрахунок коефіцієнта переднього пластичного натягу Z_{ni} і товщини стінки S_i для перших клітей стана здійснюється до кліті з порядковим номером q , в якій коефіцієнт переднього пластичного натягу Z_{nq} стане рівним або більшим за розрахований в п. 1 середній по стану коефіцієнт пластичного натягу $Z_{сер}$, тобто до виконання умови $Z_{nq} \geq Z_{сер}$. Після цього розрахунок величин Z_{ni} і S_i для передніх клітей стана припиняється.

2.3. З умови повного проковзування труби в калібрі (приймається, що катаючий діаметр D_{ki} дорівнює діаметру валка по вершині калібру) проводиться розрахунок максимально можливого коефіцієнта заднього пластичного натягу Z_{zi} в останніх (тягнучих) клітях стана

$$Z_{zi} = \frac{2N_b\eta_i L_i \left(\beta_i f \cos \frac{\alpha_i}{2} - \sin \beta_i \sin \frac{\alpha_i}{2} \right) \left(1 - \frac{1}{3} Z_{ni} \right) + Z_{ni} \pi (D_i - S_i)}{\frac{4}{3} N_b \eta_i L_i \left(\beta_i f \cos \frac{\alpha_i}{2} - \sin \beta_i \sin \frac{\alpha_i}{2} \right) + \pi (D_j - S_i)}. \quad (1.23)$$

Зазвичай при поштучному редукуванні труб для останньої кліті стана $Z_{nN} = 0$; для інших задніх клітей приймають $Z_{ni} = Z_{zi+1}$.

2.4. Аналогічно п. 2.2 визначається товщина стінки труби S_j на виході з задньої (тягнучої) кліті стана з порядковим номером j , тобто – на вході в i -ту кліть

$$S_j = S_i \left\{ 1 - \phi_{Ni} \frac{2Z_{cepi}(T_{Ni} - 1) + (1 - 2T_{Ni})}{Z_{cepi}(1 - T_{Ni}) - (2 - T_{Ni})} + \frac{1}{2} \left[\phi_{Ni} \frac{2Z_{cepi}(T_{Ni} - 1) + (1 - 2T_{Ni})}{Z_{cepi}(1 - T_{Ni}) - (2 - T_{Ni})} \right]^2 \right\}, \quad (1.24)$$

$$\text{де } \phi_{Ni} = \ln \frac{D_i - S_i}{D_j - S_i}; T_{Ni} = \left(\frac{S_i}{D_{j1}} + \frac{S_i}{D_i} \right)^K.$$

Розрахунок коефіцієнта заднього пластичного натягу Z_{zi} і товщини стінки S_j для задніх (тягнучих) клітей стана ведеться до кліті з порядковим номером p в якій коефіцієнт заднього пластичного натягу Z_{zp} стане рівним або більшим за розрахований в п. 1 середній по стану коефіцієнт пластичного натягу $Z_{сер}$, тобто до виконання умови $Z_{zp} \geq Z_{сер}$. Після цього розрахунок величин Z_{zi} і S_j для останніх (тягнучих) клітей стана припиняється.

3. Визначається середній коефіцієнт пластичного натягу $Z_{сер}^*$ в середніх клітках стана для розмірів $D_q \times S_q \rightarrow D_p \times S_p$

$$\begin{aligned} Z_{сер}^* &= \frac{(2 - T_{сер}^*) \ln \mu_{сер}^* + (1 + T_{сер}^*) \ln \lambda_{сер}^*}{(1 - T_{сер}^*) \ln \mu_{\Sigma}^* - (1 - T_{сер}^*) \ln \lambda_{\Sigma}^*} = \\ &= \frac{(2 - T_{сер}^*) \ln \mu_{сер}^* + (1 + T_{сер}^*) \ln \lambda_{сер}^*}{(1 - T_{сер}^*) \ln \frac{\mu_{\Sigma}^*}{\lambda_{\Sigma}^*}}, \end{aligned} \quad (1.25)$$

$$\text{де } \mu_{сер}^* = \frac{S_q (D_q - S_q)}{S_p (D_p - S_p)} - \text{сумарна витяжка в середніх клітках стана;}$$

$$\lambda_{\Sigma}^* = \frac{D_p - S_p}{D_q - S_q} - \text{показник радіальної деформації в середніх клітках стана;}$$

$$T_{сер}^* = \left(\frac{S_q}{D_q} + \frac{S_p}{D_p} \right)^K - \text{середній наведений показник тонкостінності}$$

прокатоної труби в середніх клітках стана;

S_q, S_p – товщина стінки перед входом в кліть з порядковим номером q і після виходу з кліті з порядковим номером p відповідно;

D_q, D_p – діаметр заготовки перед входом в кліть з порядковим номером q і після виходу з кліті з порядковим номером p відповідно.

4. Приймається $Z_{nq} = Z_{сер}^*$ та $Z_{zp} = Z_{сер}^*$.

5. Визначають товщини стінки, починаючи з кліті з порядковим номером q . Для цього використовують вираз, наведений в п. 2.2. Товщину стінки розраховують для всіх розташованих після кліті з порядковим номером q клітей, у тому числі і для останніх клітей. Одержуване в результаті такого розрахунку значення товщини стінки готової труби S_i^* не збігається з початково заданим значенням S_i . Зазвичай це відхилення не перевищує 0,1 мм, що автори методики вважають практично цілком прийнятним.

6. Визначають коефіцієнт витяжки μ_i та лінійну швидкість прокатки V_i по клітях стана

$$\mu_i = \frac{(D_j - S_j)S_j}{(D_i - S_i)S_i}; \quad (1.26)$$

$$V_i = \mu_i V_j. \quad (1.27)$$

7. Підраховують кут $Q_{k_i}^n$, який визначає положення катаючого діаметра в калібрі за умови, що зона випередження являє собою прямокутник (це припущення передбачає, що лінія, яка розмежовує зони ковзання – зони відставання та випередження – є прямою, паралельною осі прокатки)

$$Q_{k_i}^n = \frac{\beta_i}{2} \left(1 - \frac{\sin \beta_i \sin \frac{\alpha_i}{2}}{f \beta_i} \right) + \frac{\beta_i (D_i - S_i) (Z_{ni} - \mu_i Z_{zi})}{4 f \eta_i L_i \left[1 - \left(\frac{1}{3} Z_{ni} + \frac{2}{3} Z_{zi} \right) \right]}. \quad (1.28)$$

8. Визначають критерій [45]

$$B_i = 0,95 \cdot \sqrt{\frac{Q_{k_i}^n}{\sqrt{\varepsilon_i} (\rho_i - 1)}}, \quad (1.29)$$

$$\text{де } \rho_i = \frac{D_{u_i}}{D_i}.$$

9. Визначають катаючі діаметри D_{k_i} по клітях [45]. При цьому, якщо $B_i < 1,0$, то кут, що визначає положення дійсного катаючого діаметра, буде дорівнювати

$$\theta_{ki} = 1,34 [\varepsilon_i (\rho_i - 1)]^{0,25} \sqrt{Q_{k_i}^n}, \quad (1.30)$$

а катаючий діаметр визначається з виразу

$$D_{ki} = D_{ui} - D_i \cos \theta_{ki}. \quad (1.31)$$

Якщо $B_i > 1,0$, то катаючий діаметр визначають з виразу

$$D_{ki} = \left[1 + \frac{D_j - D_i}{3(D_i - S_i)} \right] (D_{ui} - D_i \cos Q_{k_i}^n). \quad (1.32)$$

10. Визначають кількість обертів валків по клітях

$$n_i = \frac{60 \cdot V_i}{\pi D_{ki}}. \quad (1.33)$$

11. Визначають тиск металу на валки по клітях [8]

$$P_i = 2K_{f_i} \eta_i S_i L_i \left[1 - \left(\frac{1}{3} Z_{ni} + \frac{2}{3} Z_{zi} \right) \right] \sin \beta_i, \quad (1.34)$$

де K_{f_i} – опір металу деформації в i -тій кліті стана.

Виходячи з умови повного знеміцнення металу в міжклітьових проміжках при гарячій деформації [1, 60, 66 та ін.], величина K_{f_i} визначається як функція швидкості u_i і ступеня m_i деформації, а також температури t^o прокату металу в конкретній кліті. Величина K_{f_i} визначається за графіками О.О. Дінніка [65].

Швидкість деформації визначається з виразу

$$u_i = \frac{(D_j - D_i) V_i}{L_i D_i}, \text{ 1/сек.} \quad (1.35)$$

12. Момент прокатки на кліть визначається з виразу

$$M_i = N_b \cdot \frac{P_i}{D_i L_i \sin \beta_i} \cdot f \cdot (F_{Ki} - 2F_{on_i}) \cdot R_{сер_i}, \quad (1.36)$$

де $F_{Ki} = D_i L_i \beta_i$ – площа контакту труби з валком;

$F_{on_i} = Q_{k_i}^n D_i L_i$ – площа зони випередження в калібрі;

$R_{сер_i}$ – середній радіус валка за калібром ($R_{сер_i} = \frac{D_{ui} - 0,5D_i}{2}$ – для двовалкових калібрів; $R_{сер_i} = \frac{D_{ui} - 0,75D_i}{2}$ – для тривалкових калібрів).

З припущень, зроблених при виведенні рівнянь (1.21) – (1.24), видно, що методика [49] базується на послідовному розрахунку параметрів прокатки в ході своєрідного ітераційного процесу, в якому обмежуються першим циклом ітерації. При цьому розрахунок параметрів здійснюють для кожної кліті окремо, переходячи від кліті до кліті (спочатку – за ходом прокатки, потім – проти ходу прокатки і, нарешті, знову за ходом прокатки).

Багато методик розрахунку кінематичних та енергосилових параметрів в усталеному процесі прокатки в своїй основі є схожими з методикою [49], відрізняючись від неї лише фрагментарно. Так, наприклад, в роботах [56, 68] запропоновані залежності для визначення коефіцієнтів пластичного натягу Z_{zi} , Z_{ni} , що відрізняються від (1.21), (1.23) і ураховують зміцнення металу в осередку деформації. Крім того, в роботі [56] рекомендується для визначення зміни товщини стінки використовувати замість рівнянь (1.22), (1.24) рівняння Нойманна і Ганке [31].

У роботах [1, 58, 67, 69, 81, 82 та ін.] запропоновані залежності для визначення катаючих діаметрів D_{ki} , які відрізняються від формул (1.32), (1.33). Так, наприклад, в роботі [67] рекомендується визначати катаючий діаметр за формулою

$$D_{ki} = D_{bi} - n_i (2h_i - A_{bi}), \quad (1.37)$$

де n_i – коефіцієнт, величина якого становить n_i ($i = 1...3$)=0,05;

n_i ($i=4$)=0,75; n_i ($i=4, ..., N-4$)=0,80; n_i ($i=N-3, ..., N$)=0,95.

У роботах [1, 69, 81, 82 та ін.] для визначення D_{ki} , P_i , M_i запропоновані формули, які ураховують реальну форму нейтральної лінії в осередку деформації (розглянуто чотири характерних положення реальної нейтральної лінії), проте, в роботах [46, 54] досить переконливо показано, що такі ускладнення не підвищують точності розрахунків. Отже, вперше висловлена у роботі [83] гіпотеза про те, що нейтральна лінія – це пряма, паралельна осі прокатки, є цілком обґрунтованою і прийнятною для використання. У цьому випадку величина кута θ_{ki} в рівнянні (1.32) для визначення катаючого діаметра D_{ki} за фізичним змістом представляє собою частину кута охоплення калібру β_i , пропорційну відношенню площі зони випередження F_{oni} до загальної площі контактної поверхні F_{Ki} , тобто $\theta_{ki} = \beta_i \frac{F_{oni}}{F_{Ki}}$. Така інтерпретація задачі визначення величини катаючого діаметра D_{ki} уявляється найбільш правильною. Зауважимо, що саме виходячи з такого трактування фізичного сенсу величини θ_{ki} , розроблено методику визначення співвідношення $\omega_i = \frac{F_{oni}}{F_{Ki}}$ з використанням принципу можливих змін напруженого деформованого стану [59, 87].

Слід відзначити, що при розрахунку величини катаючого діаметра D_{ki} за будь-якою з відомих методик його величина може змінюватися в межах (див., наприклад, формулу 1.32) від діаметра валка по вершині калібру D_{bi} (цей випадок відповідає прокатці з наявністю тільки зони випередження в осередку деформації) до ідеального діаметра валка D_{ui} (цей випадок відповідає прокатці з наявністю тільки зони відставання в осередку деформації). Проаналізувати і спрогнозувати прокатку в режимі пробуксування валків по поверхні металу, коли $D_{ki} < D_{bi}$ або $D_{ki} > D_{ui}$ при використанні відомих методик неможливо. Це є недоліком, тому що в реальних виробничих умовах прокатки в режимі пробуксування валків по

поверхні металу цілком можлива, особливо при редукуванні труб з великими (гранично можливими) міжклітьовими натягами Z .

У роботах [46, 47, 70] в якості зв'язку $\Delta S_i = \Delta S_i(\Sigma\Phi)$ використовують рівняння типу [71]

$$S_i = S_0 e^{\Sigma\Phi}, \quad (1.38)$$

де $\Sigma\Phi$ – функція від логарифмічної деформації труби по середньому діаметру, коефіцієнтів переднього та заднього пластичного натягу і показника тонкостінності труб (в роботі [51] $\Sigma\Phi$ доповнюють залежністю від коефіцієнта тертя f).

Рівняння для визначення моментів прокатки M_i , які використовуються в роботах [46, 47, 70], дещо відрізняються від рівнянь (1.25) і (1.27), –

$$M_i = \kappa f P_i D_i \left[\frac{D_{ui}(\beta_i - 2\theta_{ki})}{D_i} - (\sin \beta_i - 2 \sin \theta_{ki}) \right], \quad (1.39)$$

(тут $\kappa = 1$ для двовалкових станів; $\kappa = \sqrt{3}$ для тривалкових станів), але, як показує практика розрахунків, зазначені відмінності впливають на кінцеві результати незначною мірою.

В роботі [59] практично всі залежності для визначення основних параметрів формозміни відрізняються від залежностей (1.20) – (1.37), тому що при виведенні рівняння зв'язку $\Delta S_i = \Delta S_i(\Sigma\Phi)$ авторами використано варіаційне рівняння принципу можливих змін напружено-деформованого стану для процесу редукування труб, але основна ідея – використання максимально можливих натягів – в роботі [59] присутня.

З методик, в основі яких *не лежить* ідея використання максимально можливих натягів, слід, у першу чергу, відзначити методику [54]. Ця методика розроблена фахівцями фірми SMS-Meer, і обчислювальні програми на її базі використовуються в системах СЕС (регулювання товщини стінки на кінцях труб), WTCA (регулювання товщини стінки) і WTCL (регулювання локальних змін товщини стінки) для автоматичного управління роботою редуційно-розтягувальних станів [73]. Суть методики полягає в

послідовному розрахунку декількох (5–20) варіантів налаштування стана, в яких для прокатки труби одного розміру $D_t \times S_t$ задаються різні режими розподілу натягів Z_{ni} у міжклітьових проміжках і розраховують кількість обертів валків n_{Bi} і товщина стінки заготовки S_0 для кожного з режимів. Підчас прокатки, в залежності від товщини стінки заготовки, що надходить до стана, автоматична система управління роботою приводу вибирає один з раніше розрахованих варіантів розподілу кількості обертів валків по клітях агрегату, що забезпечують отримання постійної товщини стінки труби S_t на виході з редуційного стана.

Також представляють інтерес методики, запропоновані в роботах [62–64], однак, на жаль, докладного опису суті теоретичних положень, закладених в їх основу, автори не надають. З публікацій можна зробити висновок тільки про те, що в роботах [62, 63] запропонований метод вибору форми калібру, який дозволяє регулювати товщину стінки труби під час прокатки без натягу, а в роботі [64] «... на основі компіляції та доповнення існуючих моделей ...» запропонована комп'ютерна програма для індивідуального налаштування стана за прокатки кожного конкретного типорозміру труби. Методика [62] апробована в умовах ТПЦ–5 ВАТ «Інтерпайп НТЗ» (м. Дніпро, Україна), а програма [64] запроваджена в цеху №1 ПАТ «ТМК–ВТЗ» (м. Волзьке, Росія).

Особливо слід зазначити, що методики, призначені для розрахунку кінематичних та енергосилових параметрів прокатки в станах з індивідуальним приводом валків, можна застосовувати для оцінки енергосилових параметрів формозміни труб в безперервних станах з диференційно-груповим [51, 72] і диференційно-секційним [50, 70] приводом. Така можливість базується на припущенні, що, коли значення S_0 , S_t і ε_i у разі прокатки в станах з різними типами привода валків збігаються, то певна різниця в значеннях кількості обертів n_{Bi} , розрахованих для стана з індивідуальним приводом, і таких, що мають місце в станах з приводом

іншого типу, не позначиться суттєво на значеннях зусиль P_i і моментів M_i . Правомірність такого припущення підтверджується здійсненням цілого ряду проектів, в основі яких закладені розрахунки подібного роду.

Підбиваючи підсумок зробленому огляду, можна підсумувати, що у всіх відомих методиках визначення кінематичних та енергосилових параметрів деформації труб в безперервних станах безоправочної поздовжньої прокатки здійснюється шляхом *послідовного* аналізу умов формозміни в кожній кліті окремо. Рішення, які базуються на зв'язку параметрів деформації у всіх клітях стана в єдину систему рівнянь, відсутні. Також відсутні рішення задачі про визначення параметрів деформації труб в безперервних станах безоправочної поздовжньої прокатки, які дозволяють урахувувати можливість пробуксування валків по поверхні металу в осередку деформації (тобто аналізувати режими деформації, при яких катаючі діаметри D_{ki} в частині клітей стана є більшими за ідеальні діаметри валків D_{ui} або меншими за діаметри валків по вершинах калібрів D_{bi}).

У розділі 4 розроблено математичну модель стаціонарного процесу безоправочної прокатки труб, в якій визначення параметрів формозміни (катаючих діаметрів, міжклітьових натягів, змін товщини стінки по клітях) здійснюється шляхом розв'язання системи рівнянь, яка описує умови, що відповідають одночасній деформації заготовки у всіх клітях безперервного стана. В моделі використано математичний апарат, що дозволяє аналізувати як «нормальний» режим прокатки ($D_{bi} < D_{ki} < D_{ui}$), так і прокатки з пробуксуванням валків по поверхні металу ($D_{ki} < D_{bi}$, $D_{ui} < D_{ki}$) в осередку деформації однієї або кількох клітей безперервного стана.

1.5.2. Нестационарні процеси поздовжньої безперервної безоправочної прокатки труб

В теорії безперервної поздовжньої безоправочної прокатки труб математичному моделюванню та аналізу піддають три види нестационарних процесів прокатки.

1. Нестационарний процес, обумовлений зміною параметрів прокатки. Всі кліті стана заповнені прокатаним металом, при цьому досліджують динаміку зміни параметрів прокатки внаслідок зміни кількості обертів валків в одній (кількох) клітях стана, або через зміну товщини стінки заготовки, що надходить до стана, і т.п.

2. Нестационарний процес, обумовлений заповненням (або вивільненням) осередку деформації чергової, n -ної кліті стана. Заготовка деформується в частині клітей безперервного стана, і при цьому досліджують динаміку зміни параметрів прокатки в міру заповнення (або вивільнення) осередку деформації чергової кліті прокатаним металом.

3. Нестационарний процес, обумовлений збільшенням (зменшенням) кількості клітей, які беруть участь у деформації заготовки. Заготовка надходить до безперервного стана (або звільняє його), і при цьому аналізують дискретні значення параметрів прокатки, що відповідають умовам деформації заготовки за заповнених осередків деформації $n \leq N$ клітей.

Нестационарні процеси видів 1 та 2 досліджують для визначення динамічних навантажень на привід і розробка систем автоматичного управління роботою привода стана [48, 90, 91]. Для технологів найбільший інтерес представляє вивчення нестационарних (несталих) процесів виду 3, що дозволяє одержати дані про дискретну зміну параметрів прокатки в міру збільшення (зменшення) кількості клітей стана, в яких здійснюється формозміни заготовки. Дані такого роду дозволяють установити значення «пікових» величин тисків металу на валки і моментів прокатки, визначити

довжину потовщених кінців на трубах. Далі будемо використовувати термін «вивчення нестационарного (несталого) процесу прокатки» для позначення досліджень процесів виду 3, в яких аналізують вплив кількості клітей, які беруть участь у деформації заготовки, на дискретну зміну кінематичних і енергосилових параметрів формозміни.

Відома відносно невелика кількість теоретичних досліджень із вивчення нестационарних процесів безоправочної прокатки труб [1, 51, 50, 70, 92], до того ж всі вони виконані для аналізу процесу заповнення безперервного стана прикатаним металом.

В роботі [70] для розрахунку тиску металу на валок $P_i^{неуст}$, моменту $M_i^{неуст}$ і потужності $N_i^{неуст}$ деформації в кожній i -тій кліті стана на несталій стадії прокатки запропоновано використовувати методику, аналогічну докладно викладеній вище методиці [49], з використанням припущення, що на несталій стадії прокатки здійснюється у вільному режимі (без докладання переднього і заднього натягів), тобто $Z_{ni} = Z_{zi} = 0$.

З отриманих в результаті розрахунку значень $P_i^{неуст}$, $M_i^{неуст}$ і $N_i^{неуст}$ вибирають максимальні і вважають ці значення піковими величинами тиску металу на валок $P^{пик}$, моментів прокатки $M^{пик}$ і потужності $N^{пик}$. Очевидно, що такий розрахунок має давати значення $P^{пик}$, $M^{пик}$ і $N^{пик}$, завищені до реальних, причому помилка буде пропорційною величині середнього по стану коефіцієнта пластичного натягу $Z_{сер}$.

В роботі [50] на підставі обробки дослідних даних, отриманих у ВНДІМЕТМАШ, запропоновано при розрахунку енергосилових параметрів прокатки в процесі заповнення стана виходити з припущення про те, що в будь-якій i -тій кліті стана швидкість прокатки на несталій стадії (V_i^H) є меншою за швидкість прокатки на сталій стадії (V_i^y), причому $V_i^H = \chi V_i^y$. Значення коефіцієнта пропорційності χ прийнято постійним і

рівним 0,88. Умова $\chi = \text{const}$ суперечить відомим експериментальним даним [47, 93], відповідно до яких співвідношення χ має залежати від середнього коефіцієнта пластичного натягу по стану $Z_{\text{сер}}$: за $Z_{\text{сер}} = 0$ неусталений та усталений процеси прокатки мають ідентичні параметри ($\chi = 1$); у міру збільшення $Z_{\text{сер}}$ відмінності в параметрах несталого та сталого процесів прокатки зростають і, відповідно, величина χ має зменшуватися.

В роботі [51] запропонований більш жорсткий, ніж у дослідженнях [50, 70], підхід до визначення параметрів несталого процесу при заповненні безперервного стана прокатаним металом. Висунуто гіпотезу про те, що в процесі заповнення стана кліті працюють в «тягнучому» режимі, тобто для всіх клітей є справедливою умова $D_{ki} = D_{bi}$ (або, що є тим самим, $\theta_{ki} = 0$). Також мається на увазі, що найбільші (пікові) значення тиску металу на валки і момент прокатки матимуть місце в останній за ходом прокатки заповненій кліті (з номером $n < N$), яка не зазнає впливу переднього натягу ($Z_{nn} = 0$). На підставі гіпотези про повне відставання металу по всій контактній поверхні коефіцієнт заднього пластичного натягу для останньої заповненої металом кліті визначиться з рівняння

$$Z_{zn} = \frac{A'_n}{\mu_n + 0,8A'_n}, \quad (1.40)$$

$$\text{де } A'_n = \frac{2f\eta'_n\eta_n L_n \left(1 - \frac{L_n}{fD_{bn}}\right)}{D_n - S_n};$$

$\eta'_n = 1,05 \dots 1,20$ – показник, що враховує вплив коефіцієнта зовнішнього тертя f на нормальні контактні напруження;

$$S_n = S_{n-1} \left(\frac{D_{n-1}}{D_n} \right)^{\psi_n} \quad - \text{товщина стінки труби на виході з останньої}$$

заповненої металом кліті;

S_{n-1} – товщина стінки труби на вході в останню заповнену металом кліть;

$$\psi_n = \frac{1 - \frac{4}{3}Z_{3n} - \upsilon_n}{2 - \frac{2}{3}Z_{3n} + \upsilon_n}; \quad \upsilon_n = \eta'_n \eta_n \frac{S_{n-1}}{D_{n-1}}.$$

Розрахунок тиску і моменту у ході заповнення стана прокатаним металом, наприклад, для тривалкових клітей, здійснюють за формулами

$$P_n = \sqrt{3}L_n \eta'_n \eta_n S_n K_f; \quad (1.41)$$

$$M_n = 3fS_n L_n D_n \eta'_n \eta_n \left(\frac{\pi D_{un}}{3D_n} - \frac{\sqrt{3}}{2} \right) (1 - 0,8Z_{3n}) K_f. \quad (1.42)$$

Розрахунок за формулами (1.21) – (1.23) здійснюють послідовно, «за ходом прокатки». Розрахунок починають з $n = 1$, $Z_{3n} = 0$ і здійснюють N циклів обчислень, закінчуючи їх при $n = N$. При цьому в кожному поточному циклі розрахунку як величини з індексом $n - 1$ використовують розраховані в попередньому циклі відповідні величини з індексом n . Максимальні з розрахованих таким чином значень P_n і M_n вважають піковими величинами тиску металу на валок $P^{ник}$ і моменту прокатки $M^{ник}$. Недолік методики [51] полягає в тому, що при її використанні значення тиску і моменту розраховують тільки в останній із заповнених металом (n -ній) кліті. У той же час експериментальні дані [47, 92] показують, що при n заповнених клітях стана максимальні значення тисків і моментів далеко не завжди мають місце саме в останній із заповнених клітей (тобто в n -ній кліті), тому при використанні методики [51] не виключена помилка при визначенні величин $P_n^{ник}$ і $M_n^{ник}$.

Найбільш повний аналіз процесу заповнення безперервного стана прикатаним металом у разі поздовжньої безоправочної прокатки труб виконаний Г.І. Гуляєвим та В.П. Рукобратським в роботах [1, 92 та інших]. Запропоновано вирішувати задачу визначення параметрів прокатки в два

етапи. Спочатку (перший етап) розраховують кількість обертів валків n_{Bi} , які забезпечують необхідні умови формозміни в сталому процесі прокатки (цю задачу вирішують, використовуючи методика [49]). Потім, на другому етапі, за відомою кількістю обертів визначають параметри прокатки в кожній i -тій кліті стана при $n \leq N$ заповнених клітях стана. Для цього послідовно змінюють n в межах від $n = 1$ до $n = N$. Для визначення параметрів прокатки в кожній i -тій кліті ($i = 1, 2, \dots, n - 1, n$) автори методики здійснювали розв'язання «зворотної задачі». Недолік методики полягає в тому, що при вирішенні зворотної задачі автори не розглядають систему рівнянь, яка зв'язує параметри одночасної прокатки заготовки в n клітях стана, а використовують ітераційну схему, що дозволяє визначати параметри формозміни в кожній i -тій кліті окремо, послідовно переходячи від кліті до кліті «за ходом прокатки».

Експериментальні дослідження несталих стадій прокатки [47, 88, 89, 92, 93] дозволяють зробити наступні узагальнення. Максимальні (пікові) значення тиску металу на валок, моменту та потужності прокатки мають місце на несталих стадіях прокатки. Піковий момент прокатки має місце при заповненні безперервного стана прокатаним металом. Піковий тиск металу на валок, в залежності від параметрів прокатки на сталій стадії, може мати місце як під час заповнення стана, так і під час його вивільнення. Останній факт вказує на актуальність проблеми розробки математичної моделі процесу вивільнення безперервного стана від прокатаного металу.

Нижче (розділ 4) представлені розроблені математичні моделі стаціонарної та нестаціонарних стадій деформації, в яких параметри формозміни об'єднані в єдині системи рівнянь, що описують процес безперервної безоправочної прокатки труб.

1.6. Висновки по розділу 1

1. У розробці моделі зміни середньої товщини стінки має бути врахована максимально можлива кількість факторів, що впливають на цей параметр формозміни.

2. Повністю уникнути наведення поперечної різнотовщинності на трубах при редукуванні в калібрах (як у двовалкових, так і тривалкових) неможливо. Тому актуальною є проблема вибору оптимальних параметрів формозміни, при яких поперечна різностінність буде мінімально можливою при заданих умовах деформації.

3. Математичне моделювання може бути успішно використано для промислового прогнозування параметрів поперечної різностінності труб у разі редукування.

4. До теперішнього часу вплив способу виготовлення профілю калібру («індивідуального» або «у зібраному стані») на поперечну різностінність труб, наведену в процесі редукування, у жодній з відомих моделей враховано не було.

5. До теперішнього часу рішення задачі про визначення кінематичних та енергосилових параметрів деформації труб в безперервних станах безоправочної поздовжньої прокатки здійснюється шляхом послідовного аналізу умов формозміни в кожній кліті окремо. Рішення, які базуються на зв'язку параметрів деформації у всіх клітках стана в єдину систему рівнянь, відсутні.

6. Відсутні рішення задачі про визначення параметрів деформації труб в безперервних станах безоправочної поздовжньої прокатки, що дозволяють враховувати можливість пробуксування валків по поверхні металу (тобто аналізувати режими деформації, за яких катаючі діаметри D_{ki} в частині клітей стана є більшими за ідеальні діаметри валків D_{ui} або меншими за діаметри валків по вершинах калібрів D_{bi}).

7. Математичні моделі для визначення енергосилових параметрів безправочної прокатки труб в станах з індивідуальним приводом можуть бути використані для оцінки енергосилових параметрів формозміни в станах з диференційно-груповим приводом валків.

8. Існуючі математичні моделі процесу заповнення безперервного стана прикатаним металом базуються на внесенні змін і припущень у моделі стаціонарного процесу і не розглядають взаємозв'язок параметрів формозміни у вигляді системи рівнянь, яка описує процес безперервної прокатки.

9. Пікові тиски металу на валок можуть мати місце не тільки при заповненні стана, а й при вивільненні його від прокатаного металу, проте до теперішнього часу математична модель цієї стадії процесу не була розроблена.

РОЗДІЛ 2

РОЗРОБКА ТЕОРІЇ ЗМІНИ СЕРЕДНЬОЇ ТОВЩИНИ СТІНКИ ТРУБ У СТАНАХ ПОЗДОВЖНЬОЇ БЕЗОПРАВОЧНОЇ ПРОКАТКИ

2.1. Ідеалізація реального процесу формозміни порожнистої циліндричної заготовки при безперервній безоправочній поздовжній прокатці

Ідеалізуємо реальний процес формозміни циліндричної заготовки в процесі безоправочної прокатки таким чином. Заготовка представляє собою трубу з постійною по довжині (координата z) і периметру (координата θ) товщиною стінки S_0 (рис. 2.1). Зовнішній радіус заготовки до деформації дорівнює r_n , внутрішній радіус заготовки до деформації дорівнює r_b . Внаслідок відповідної дії деформуючого інструмента відбувається зміна зовнішнього радіуса заготовки на величину Δr_n . Довжина контактної поверхні заготовки і деформуючого інструмента вздовж осі Oz дорівнює $L = 2l$. На контактній поверхні заготовки і деформуючого інструмента під час формозміни мають місце перпендикулярні до контактної поверхні напруження p_k та напруження контактного тертя $\tau_k = fp_k$ (тут f – коефіцієнт тертя, що є константою). Приймаємо, що взагалі деформований матеріал має властивості жорстко-пластичного середовища з лінійним законом зміцнення.

Застосовуємо модель Бінгама [32, стор. 42; 96, стор. 63], яка дозволяє використовувати в зоні пластичного формозміни заготовки зв'язок інтенсивності зсувних напружень $T = \frac{\sigma_u}{\sqrt{3}}$ (тут σ_u – дійсна границя текучості, що є константою) з інтенсивністю зсувних деформацій Γ у вигляді рівняння

$$T = \mu\Gamma + \tau_s \quad \left(\text{тут } \mu = \frac{\partial T}{\partial \Gamma} - \text{константа з розмірністю напруження, що} \right)$$

характеризує схильність деформованого матеріалу до зміцнення; $\tau_s = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}}$ – зсувна границя текучості деформованого матеріалу, що є константою; σ_s – границя текучості деформованого матеріалу, що є константою). До торців заготовки можуть бути прикладені зовнішні зусилля, які характеризуються напруженням натягу або підпору $\sigma_n = K_f Z = \gamma \sigma_u Z = 2TZ$ (тут Z – коефіцієнт пластичного натягу, що є константою; K_f – опір деформації; $\gamma = \frac{2}{\sqrt{3}}$ – коефіцієнт Лоде). Вважаємо процес формозміни симетричним відносно площини $0r$, перпендикулярної осі координат $0z$; це припущення дозволяє аналізувати процес формозміни в половині зони деформації (наприклад, у позитивній області значень координати z).

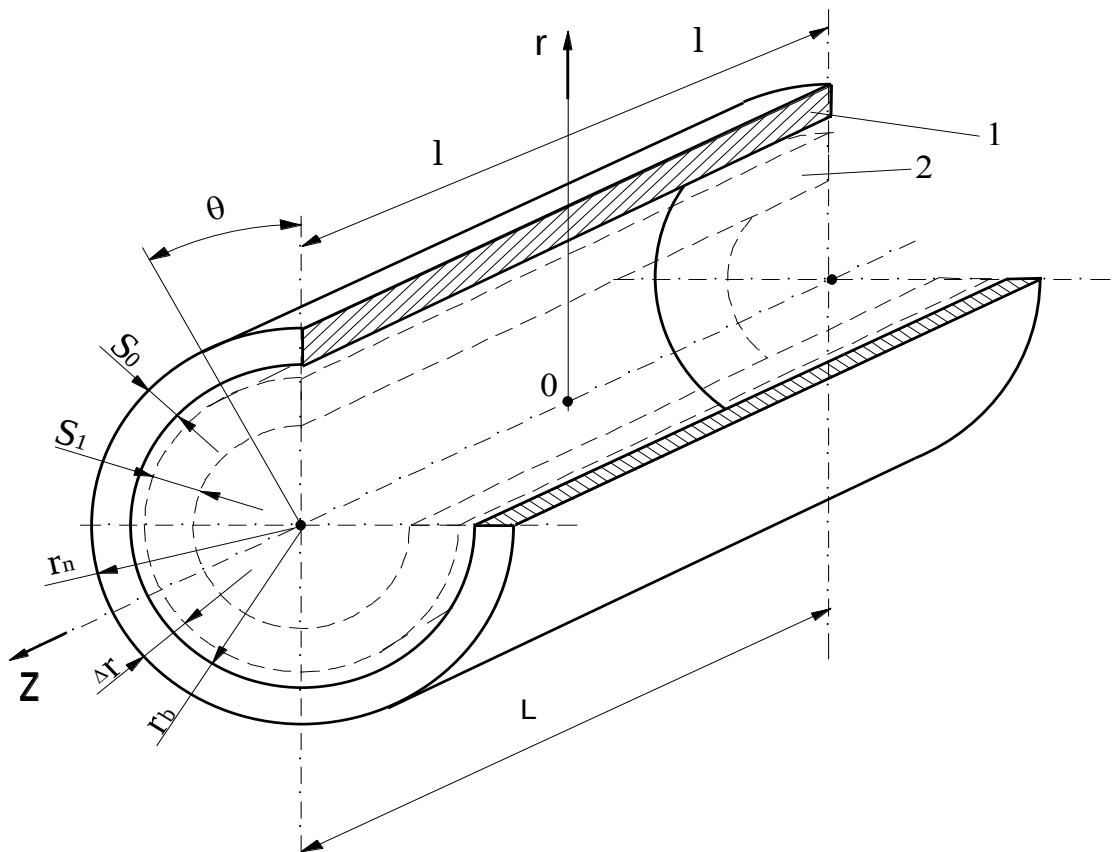


Рис. 2.1. Схема до розробки математичної моделі процесу безправочного редукування: 1 – заготовка до деформації; 2 – заготовка після деформації по радіусу на величину Δr

2.2. Теоретичні дослідження зміни середньої товщини стінки труб у станах безправочної поздовжньої прокатки

Метою розробки математичної моделі є визначення товщини стінки S_1 після деформації заготовки, що має товщину стінки S_0 , та обчислення зміни товщини стінки $\Delta S_0 = S_1 - S_0$ її в процесі формозміни.

2.2.1. Виведення варіаційного рівняння енергетичного балансу

Використовуємо запропоноване в роботі [25, стор. 638] початкове наближуюче рівняння для розподілу радіальних переміщень U_r по товщині стінки деформованої заготовки

$$U_r = \frac{1}{r} \left[\frac{a(r_n^2 - r^2)}{2} - r_n \Delta r_n \right], \quad (2.1)$$

де r – радіальна координата точки поперечного перерізу заготовки;

a – постійний коефіцієнт, що характеризує нерівномірність радіальної деформації по товщині стінки, який підлягає визначенню в результаті розв'язання задачі.

Відповідно до рівняння (2.1) компоненти тензора деформацій T_e , що задовольняють умові нестислості деформованого матеріалу, мають наступні значення

$$e_r = \frac{\partial U_r}{\partial r} = - \left[a + \frac{a(r_n^2 - r^2) - 2r_n \Delta r_n}{2r^2} \right]; \quad (2.2.1)$$

$$e_\theta = \frac{U_r}{r} = \frac{1}{r^2} \left[\frac{a(r_n^2 - r^2)}{2} - r_n \Delta r_n \right]; \quad (2.2.2)$$

$$e_z = -(e_r + e_\theta) = a; \quad (2.2.3)$$

$$\gamma_{r\theta} = \gamma_{\theta z} = \gamma_{zr} = 0; \quad (2.2.4)$$

$$U_z = \int e_z dz = az, \quad (2.2.5)$$

де e_r, e_θ, e_z , – радіальна, тангенціальна та осьова складові тензора T_e ;

$\gamma_{r\theta}, \gamma_{\theta z}, \gamma_{zr}$ – зсувні складові тензора T_e ;

U_z – осьове переміщення.

Відповідно до рівнянь (2.2.1-2.2.5) інтенсивність зсувних деформацій

$$\Gamma = \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot \sqrt{(e_r - e_\theta)^2 + (e_\theta - e_z)^2 + (e_z - e_r)^2} = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \sqrt{e_r^2 + e_\theta^2 + e_z^2 - e_r e_\theta - e_\theta e_z - e_z e_r}$$

в зоні формозміни визначаються таким чином

$$\Gamma = \frac{1}{r^2} \sqrt{(3r^4 + r_n^4)a^2 + 4(\Delta r_n - ar_n)r_n^2 \Delta r_n}. \quad (2.3)$$

Робота деформації $A_D = 4\pi r_n \Delta r_n \int_0^l p_k dz$, здійснювана нормальними

напруженнями p_k на контакті деформуючого інструменту і заготовки, визначиться відповідно до рівняння балансу робіт деформації

$$A_D = A_F + A_f - A_N, \quad (2.4)$$

де $A_F = 2 \int_0^{2\pi r_n} \int_0^l \int_0^l T \cdot \Gamma \cdot r dz dr d\theta$ – робота формозміни заготовки;

$A_f = 2 \int_0^{2\pi} \int_0^l \tau_k r_n U_{zk} dz d\theta$ – робота напружень контактної тертя τ_k ;

$U_{zk} = az$ – осьове переміщення точок контактної поверхні вздовж осі $0z$;

$A_N = 2 \int_0^{2\pi r_n} \int_0^l \sigma_n U_{zt} r dr d\theta$ – робота зовнішніх напружень σ_n ;

$U_{zl} = al$ – переміщення торця заготовки вздовж осі $0z$.

Висуваючи умову мінімізації повної роботи деформації A_D , відповідно до варіаційного методу розв'язання задач теорії пластичності [25, стор. 152], визначаємо значення постійного коефіцієнта a з рівняння

$$\frac{\partial}{\partial a}(A_F + A_f - A_N) = 0. \quad (2.5)$$

У роботах [97-99] для визначення нормального контактного напруження p_k використовували співвідношення Сен-Венана – Мізеса. При цьому робили припущення про сталість осьових напружень σ_z по довжині осередку деформації. В наслідок низки перетворень, нормальні контактні напруження визначалися як визначена (деяка) постійна для всієї контактної поверхні величина

$$p_k = 2 \left[\left(\mu + \frac{\tau_s}{\Gamma_k} \right) (2a - \varepsilon) - T_k Z \right],$$

де $\varepsilon = \frac{\Delta r_n}{r_n}$ – відносне обтиснення заготовки;

$\Gamma_k = \Gamma(r = r_n)$ – інтенсивність зсувних деформацій на контактній поверхні;

$T_k = T(r = r_n)$ – інтенсивність зсувних напружень на контактній поверхні.

У цьому дослідженні напруження p_k , перпендикулярне до контактної поверхні, одразу визначимо як постійну для всієї контактної поверхні величину [100] відповідно до відомого рівняння Ф. Нойманна – П. Ганке [31, 101], що випливає з «рівняння рівноваги напівкільця»

$$p_k = \frac{2S_0 K_{fcep} (1 - Z)}{D_0}, \quad (2.6)$$

де K_{fcep} – усереднений за об'ємом осередку опір деформації.

Після підставлення у (2.6) співвідношення $K_{fcep} = 2T_{cep}$ (тут T_{cep} – усереднена за об'ємом осередку деформації інтенсивність зсувних напружень) отримаємо

$$p_k = \frac{4S_0 T_{cep} (1-Z)}{D_0}. \quad (2.7.1)$$

Вважаємо допустимою заміну $T_{cp} = T_k$ і, враховуючи, що $T_k = 2\mu\sqrt{a^2 - a\varepsilon + \varepsilon^2} + \tau_s$, запишемо вираз (2.7.1) в остаточному вигляді

$$p_k = \frac{4S_0 \left(2\mu\sqrt{a^2 - a\varepsilon + \varepsilon^2} + \tau_s \right) \cdot (1-Z)}{D_0}. \quad (2.7.2)$$

Із врахуванням виразу (2.7.2) для визначення нормальних контактних напружень p_k , отримаємо рівняння для визначення роботи напружень зовнішнього контактного тертя

$$A_f = 2 \int_0^{2\pi} \int_0^l \tau_k r_n a z d z d \theta = \frac{8\pi f r_n a l^2 S_0 \left(2\mu\sqrt{a^2 - a\varepsilon + \varepsilon^2} + \tau_s \right) \cdot (1-Z)}{D_0}. \quad (2.8)$$

Підставляючи (2.8) у (2.5), отримаємо

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial a} \left\{ 4\pi l \int_{r_b}^{r_n} \left(\mu \cdot \Gamma^2 + \tau_s \Gamma \right) r dr + \right. \\ & \left. + 8\pi l \left(2\mu\sqrt{a^2 - a\varepsilon + \varepsilon^2} + \tau_s \right) \cdot (1-Z) \frac{S_0}{D_0} a r_n f l - 8\pi l a Z \int_{r_b}^{r_n} \left(\mu \Gamma + \tau_s \right) r dr \right\} = 0. \quad (2.9.1) \end{aligned}$$

Після скорочення (2.9.1) на спільний множник $4\pi l$ остаточно отримаємо

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial a} \left\{ \int_{r_b}^{r_n} \left(\mu \cdot \Gamma^2 + \tau_s \Gamma \right) r dr + \right. \\ & \left. + 2 \left(2\mu\sqrt{a^2 - a\varepsilon + \varepsilon^2} + \tau_s \right) \cdot (1-Z) \frac{S_0}{D_0} a r_n f l - 2a Z \int_{r_b}^{r_n} \left(\mu \Gamma + \tau_s \right) r dr \right\} = 0. \quad (2.9.2) \end{aligned}$$

2.2.2. Визначення довжини осередку деформації у разі безперервної безправочної поздовжньої прокатки труб

Поточне по периметру калібру значення довжини осередку деформації L_θ можна визначити з виразу

$$L_\theta = \sqrt{[R_b(\theta)]^2 - \{[R_b(\theta)] - [\Delta r_h(\theta)]\}^2}, \quad (2.10)$$

де $R_b(\theta)$ – поточна по периметру калібру величина радіуса валка;

$\Delta r_h(\theta) = \overline{AB}$ – поточна по периметру калібру висотна деформація заготовки (рис. 2.2).

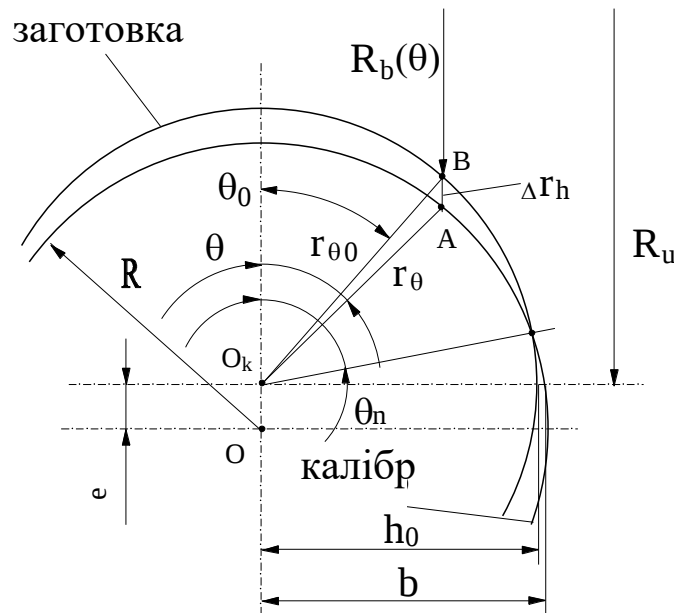


Рис. 2.2. Схема до точного визначення довжини осередку деформації

Поточна по периметру калібру величина радіуса валка дорівнює

$$R_b(\theta) = R_u - r_\theta \cos \theta, \quad (2.11)$$

де $R_u = \frac{D_u}{2}$ – ідеальний радіус валка;

$r_\theta = \overline{O_k A}$ – поточний по периметру радіус калібру.

Висотна деформація $\Delta r_h(\theta)$ визначається з виразу (див. рис. 2.2)

$$\Delta r_h(\theta) = r_{\theta 0} \cos \theta_0 - r_\theta \cos \theta, \quad (2.12.1)$$

де $r_{\theta 0} = \overline{O_k B}$ – поточний по периметру радіус заготовки.

У той же час висотну деформацію можна визначити з трикутника O_kAB як

$$\Delta r_h(\theta) = \frac{r_\theta \sin(\theta - \theta_0)}{\sin \theta_0}. \quad (2.12.2)$$

Радіус калібру r_θ і радіус заготовки $r_{\theta 0}$ за формозміни в N_b -валковому калібрі можна обчислити відповідно до формул

$$r_\theta = R \sqrt{1 - \left(\frac{e \sin \theta}{R} \right)^2} - e \cos \theta; \quad (2.13.1)$$

$$r_{\theta 0} = R_0 \sqrt{1 - \left(\frac{e_0 \sin(\beta - \theta_0)}{R_0} \right)^2} - e_0 \cos(\beta - \theta_0), \quad (2.13.2)$$

де $e = \frac{(\lambda - 1)D_{cep}}{2}$, $e_0 = \frac{(\lambda_0 - 1)D_{cep0}}{2}$ – ексцентриситет калібру, в

якому здійснюється деформація, та ексцентриситет попереднього калібру (для $N_b = 2$);

$$R = \frac{(\lambda^2 + 1)D_{cep}}{2(\lambda + 1)}, \quad R_0 = \frac{(\lambda_0^2 + 1)D_{cep0}}{2(\lambda_0 + 1)} \quad \text{– радіус калібру, в якому}$$

здійснюється деформації, та радіус попереднього калібру (для $N_b = 2$);

$$e = \frac{(\lambda - 1)D_{cep}}{(2 - \lambda)}, \quad e_0 = \frac{(\lambda_0 - 1)D_{cep0}}{(2 - \lambda)} \quad \text{– ексцентриситет калібру, в якому}$$

здійснюється деформації, та ексцентриситет попереднього калібру (для $N_b = 3$);

$$R = \frac{(\lambda^2 - \lambda + 1)D_{cep}}{(2 - \lambda)(\lambda + 1)}, \quad R_0 = \frac{(\lambda_0^2 - \lambda_0 + 1)D_{cep0}}{(2 - \lambda)(\lambda_0 + 1)} \quad \text{– радіус калібру, в якому}$$

здійснюється деформації, та радіус попереднього калібру (для $N_b = 3$);

λ , λ_0 – овальність калібру, в якому здійснюється деформації, та овальність попереднього калібру;

$D_{сер} = (1 - \varepsilon) D_{сер0}$, $D_{сер0} = (1 - \varepsilon_0) D_{сер00}$ – середній діаметр калібру, що розглядається, та попереднього калібру;

ε , ε_0 – відносна деформація у калібрі, що розглядається, та в попередньому калібрі;

$D_{сер0}$, $D_{сер00}$ – середній діаметр заготовки на вході в калібр, що розглядається, та в попередній калібр;

$$\beta = \frac{\pi}{N_b}.$$

Підставляючи (2.13.1-2) у (2.12.1-2) та розв'язуючи систему рівнянь (2.12.1-2), визначаємо значення кута θ_0 і величину висотного обтиснення заготовки $\Delta r_h(\theta)$. Підставляючи (2.11) – (2.13) у (2.10), отримаємо вираз для визначення поточної довжини осередку деформації. Середня довжина осередку деформації визначиться як

$$L = \beta \int_0^{\theta_n} L_\theta d\theta, \quad (2.14)$$

де θ_n – кут, що визначає положення перерізу, в якому припиняється обтиснення заготовки.

Кут θ_n визначається як корінь рівняння

$$R \sqrt{1 - \left(\frac{e \sin \theta_n}{R} \right)^2} - e \cos \theta_n = R_0 \sqrt{1 - \left(\frac{e_0 \sin(\beta - \theta_n)}{R_0} \right)^2} - e_0 \cos(\beta - \theta_n).$$

При прокатці з малим абсолютним розширенням $\Delta b = b - h_0$, коли ширина b калібру, що розглядається, приблизно дорівнює висоті h_0 попереднього калібру, тобто, коли кут θ_n є близьким до величини β (рис. 2.3), для визначення середньої довжини осередку деформації L можна прийняти [32, стор. 192]

$$L = \sqrt{2eR_h}; \quad (2.15.1)$$

$$\Delta r_n(\theta) = e \cos \theta, \quad (2.15.2)$$

де $R_h = R_u - h$ – радіус валка по вершині калібру;

θ – координатний кут, з «нулем» у вершині калібру.

Із (2.15.2) випливає, що усереднене по периметру калібру обтиснення визначиться як

$$\Delta r_n = \frac{1}{\beta} \cdot \int_0^{\beta} e \cos \theta d\theta = \frac{e \sin \beta}{\beta}. \quad (2.15.3)$$

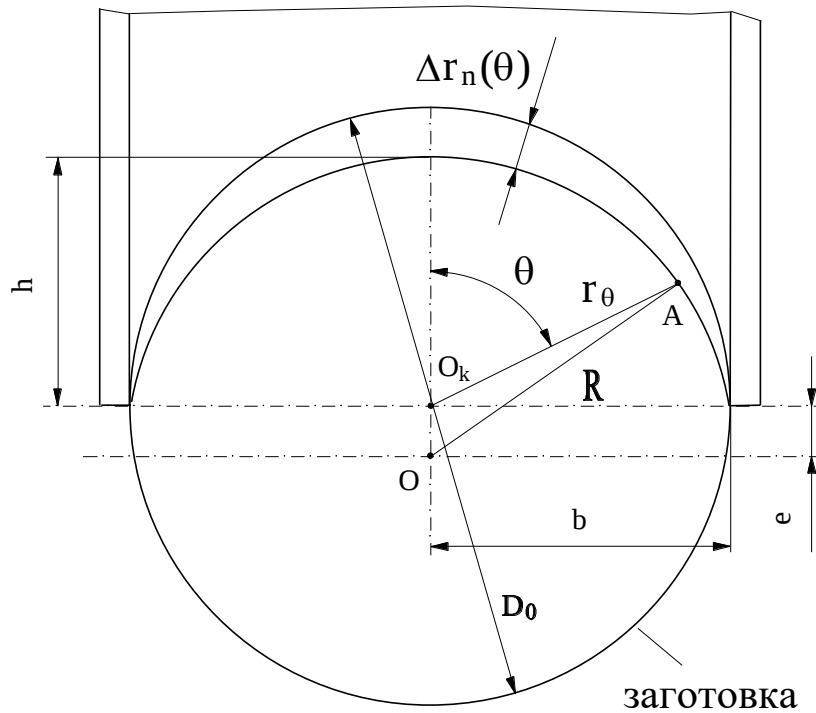


Рис. 2.3. Схема до приблизного визначення довжини осередку деформації
($b \approx h_0$)

З (2.15.3) випливає, що $e = \frac{\beta \cdot \Delta r_n}{\sin \beta}$. Підставляючи значення e в (2.15.2),

вважаючи справедливою умову $l = \frac{L}{2}$ та ураховуючи, що $\Delta r_n = r_n \varepsilon$,

отримаємо

$$L = \sqrt{\frac{2\beta r_n \varepsilon R_h}{\sin \beta}}, \quad (2.16.1)$$

$$l = \sqrt{\frac{\beta r_n \varepsilon R_h}{2 \sin \beta}}. \quad (2.16.2)$$

Переконаємося щодо припустимості заміни виразу (2.14) на (2.16.1).

Приклад 1. $N_b = 2$. У першій кліті здійснюється прокатка круглої заготовки в овальному калібрі ($\varepsilon_0 = 0$, $\lambda_0 = 1$, $r_{\theta 0} = \frac{D_{cep0}}{2} = h_0$).

Нехай $D_{cep0} = 50$ мм; $\varepsilon_1 = 0,03$; $\lambda_1 = 1,065$; $R_u = 125$ мм. За вказаними параметрами прокатки $b_1 = \frac{D_{cep0}(1-\varepsilon_1)\lambda_1}{\lambda_1 + 1} = 25,013$ мм; $\Delta b_1 = 0,013$ мм; $\theta_{n1} = 89,516^\circ$. Розрахунок середньої довжини осередку деформації за формулою (2.14) дає $L_1 = 17,34$ мм; розрахунок середньої довжини осередку деформації за формулою (2.16.1) дає $L_1 = 15,47$ мм. Розбіжність між точним та наближеним значеннями L_1 становить 10,8%. Нехай далі заготовка надходить у другу кліть із овальним калібром, при цьому $\varepsilon_2 = 0,06$; $\lambda_2 = 1,075$. При вказаних параметрах прокатки $b_2 = 23,619$ мм; $\Delta b_2 = 0,132$ мм; $\theta_{n2} = 85,695^\circ$. Розрахунок середньої довжини осередку деформації за формулою (2.14) дає $L_2 = 19,75$ мм; розрахунок середньої довжини осередку деформації за формулою (2.16.1) дає $L_2 = 21,70$ мм. Розбіжність між точним та наближеним значеннями L_2 становить -9,9%.

Приклад 2. $N_b = 3$. У першій кліті здійснюється прокатка круглої заготовки в овальному калібрі ($\varepsilon_0 = 0$, $\lambda_0 = 1$, $r_{\theta 0} = \frac{D_{cep0}}{2} = h_0$).

Нехай $D_{cp0} = 50$ мм; $\varepsilon_1 = 0,03$; $\lambda_1 = 1,065$; $R_u = 125$ мм. При вказаних параметрах прокатки $b_1 = \frac{D_{cep0}(1-\varepsilon_1)\lambda_1}{\lambda_1 + 1} = 25,013$ мм; $\Delta b_1 = 0,013$ мм; $\theta_{n1} = 59,7^\circ$. Розрахунок середньої довжини осередку деформації за формулою (2.14) дає $L_1 = 14,81$ мм; розрахунок середньої довжини осередку деформації за формулою (2.16.1) дає $L_1 = 13,56$ мм. Розбіжність між точним та наближеним значеннями L_1 становить 8,4%. Нехай далі заготовка надходить

у другу кліть із овальним калібром, при цьому $\varepsilon_2 = 0,06$; $\lambda_2 = 1,07$. При вказаних параметрах прокатки: $b_2 = 23,57$ мм; $\Delta b_2 = 0,08$ мм; $\theta_{n2} = 58,4^\circ$. Розрахунок середньої довжини осередку деформації за формулою (2.14) дає $L_2 = 17,27$ мм; розрахунок середньої довжини осередку деформації за формулою (2.16.1) дає $L_2 = 19,03$ мм. Розбіжність між точним та наближеним значенням становить $-10,2\%$.

При варіюванні параметрами формозміни у межах їхніх реальних значень рівень похибки зберігається у межах $\pm 15\%$. При цьому для випадку прокатки неовалізованих заготовок розрахунок за наближеною формулою даватиме завищений по відношенню до точного рішення результат, а у разі прокатки за схемою «овал – овал» – занижений. У реальних умовах у більшості клітей стана безоправочної прокатки деформація здійснюється за схемою «овал – овал» і при цьому, внаслідок позаосередкової деформації, реальна овальність заготовки, яка входить до осередку деформації, є дещо меншою за овальність попереднього калібру [102]. Виходячи з вищезазначеного фактору, розрахунок за наближеною формулою (2.16.1) має давати дуже близький до реального результат визначення середньої довжини осередку деформації.

Відповідно до (2.16.1) повну контактну поверхню можна визначити згідно з виразом

$$F_{II} = 2\beta \cdot r_n \cdot \sqrt{\frac{2\beta r_n \varepsilon R_h}{\sin \beta}}. \quad (2.16.3)$$

У таблиці 2.1 наведено порівняння розрахункових та експериментальних даних, яке підтверджує можливість використання формули (2.16.3), а отже й припустимість заміни виразу (2.14) на (2.16.1). Враховуючи, що обчислення точного значення величини L суттєво ускладнює модель, вважатимемо заміну (2.14) на (2.16.1) виправданою.

Таблиця 2.1

Результати розрахункового та експериментального визначення повної контактної поверхні F_{Π}

№ з/п	Число валків	Середній зовнішній радіус заготовки	Радіус валка по вершині калібру	Середній зовнішній радіус труби	Відносна деформація	Повна контактна поверхня F_{Π} , мм ²				
	N_b	r_n , мм	R_h , мм	r_i , мм	ε	експеримент [41, табл. 2]	розрахунок* [41, табл. 2]	розрахунок* [49]**	розрахунок* [54]***	розрахунок за формулою* (2.16.3)
1	2	21,00	91,8	19,45	0,0738	1310	$\frac{1274}{-2,7\%}$	$\frac{1239}{-5,4\%}$	$\frac{1180}{-9,9\%}$	$\frac{1395}{+6,5\%}$
2	2	19,45	92,7	18,45	0,0514	1076	$\frac{1136}{+5,6\%}$	$\frac{949}{-11,3\%}$	$\frac{888}{-17,5\%}$	$\frac{1043}{-3,1\%}$
3	2	18,45	93,1	17,65	0,0434	910	$\frac{938}{+3,1\%}$	$\frac{814}{-10,6\%}$	$\frac{755}{-17,1\%}$	$\frac{887}{-2,5\%}$

Примітки:

* У знаменнику – розбіжність розрахункових ($F_{\Pi p}$) та експериментальних ($F_{\Pi \varepsilon}$) даних $\frac{F_{\Pi p} - F_{\Pi \varepsilon}}{F_{\Pi \varepsilon}} \cdot 100\%$

** $F_{\Pi} = 3,4 \cdot \beta \cdot r_i \cdot \sqrt{R_h \cdot (r_n - r_i)}$

*** $F_{\Pi} = \beta \cdot (r_n + r_i) \cdot \sqrt{2 \cdot (R_h + r_i) \cdot (r_n - r_i)}$

Замінюючи у (2.9.2) показник нерівномірності радіальної деформації a відносною величиною $a_\varepsilon = \frac{a}{\varepsilon}$, підставляючи (2.16.2) та скорочуючи на спільний множник εr_n^2 , отримаємо кінцеве рівняння для визначення показника нерівномірності деформації a_ε , –

$$\begin{aligned} & \int_{1-2\bar{T}_0}^1 \frac{\partial}{\partial a_\varepsilon} \left(\mu \varepsilon \bar{\Gamma}^2 + \tau_s \bar{\Gamma} \right) \cdot \bar{r} d\bar{r} + \\ & + \frac{\partial}{\partial a_\varepsilon} \left[\left(2\mu \varepsilon \sqrt{a_\varepsilon^2 - a_\varepsilon + 1} + \tau_s \right) (1-Z) \bar{T}_0 a_\varepsilon F_f \right] - \\ & - 2Z \int_{1-2\bar{T}_0}^1 \left\{ \left(\mu \varepsilon \bar{\Gamma} + \tau_s \right) + a_\varepsilon \left[\frac{\partial}{\partial a_\varepsilon} \left(\mu \varepsilon \bar{\Gamma} \right) \right] \right\} \cdot \bar{r} d\bar{r} = 0, \quad (2.17) \end{aligned}$$

де $\bar{T}_0 = \frac{S_0}{D_0} = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{r_b}{r_n} \right)$ – показник тонкостінності заготовки; $D_0 = 2r_n$;

$$\bar{\Gamma} = \sqrt{3a_\varepsilon^2 + \frac{a_\varepsilon^2 - 4a_\varepsilon + 4}{(\bar{r})^4}}; \quad \bar{r} = \frac{r}{r_n}; \quad A = \sqrt{a_\varepsilon(a_\varepsilon - 1) + 1};$$

$F_f = f \cdot \bar{L}$ – узагальнена характеристика (показник) відносного обтиснення по діаметру, умов контактної тертя і співвідношення розмірів валків та заготовки;

$$\bar{L} = \frac{L}{r_n} = \Omega \sqrt{\pi \varepsilon \bar{R}_h}; \quad \bar{R}_h = \frac{R_h}{r_n}; \quad \Omega = 1 \text{ (для } N_b = 2); \quad \Omega = 0,877 \text{ (для } N_b = 3).$$

2.3. Результати реалізації математичної моделі

Під час визначення величини a_ε не вдавалися до відомих спрощень, які базуються на використанні нерівності Буняковського [25] або на розкладанні радикалу на ряд Маклорена [61], оскільки це може призвести до значної похибки у розрахунку шуканої величини переміщень U_r [117]. Точне рішення трансцендентного рівняння (2.17) відносно шуканого коефіцієнта

a_ε здійснювали, використовуючи систему автоматизування математичних обчислень *Mathcad*, із умови

$$a_\varepsilon := \text{root}[\Re(a_\varepsilon), a_\varepsilon], \quad (2.18)$$

де $\Re(a_\varepsilon)$ – ліва частина рівняння (2.17).

На рис. 2.4, 2.5 наведені розрахункові та експериментальні величини залежності частинної зміни товщини стінки $\Delta \bar{S}_2 = \frac{\Delta S_0}{\varepsilon S_0}$ від параметрів деформації (позначення на рисунках: 1 – розрахунок за методикою, запропонованою у роботах [98, 99]; 2 – розрахунок за рівнянням (2.9.3); 3 – експеримент [1, рис. 20, 21]). Аналізу піддавали умови формозміни ідеально в'язкого середовища ($\tau_s = 0$), що моделює прокатки труб із вуглецевої сталі в умовах гарячої деформації [25, стор. 641]. Як можна бачити з наведених даних, використання рівняння (2.7.2) замість рівняння, що впливає зі співвідношень Сен-Венана – Мізеса, дозволяє підвищити точність розрахунку зміни середньої товщини стінки.

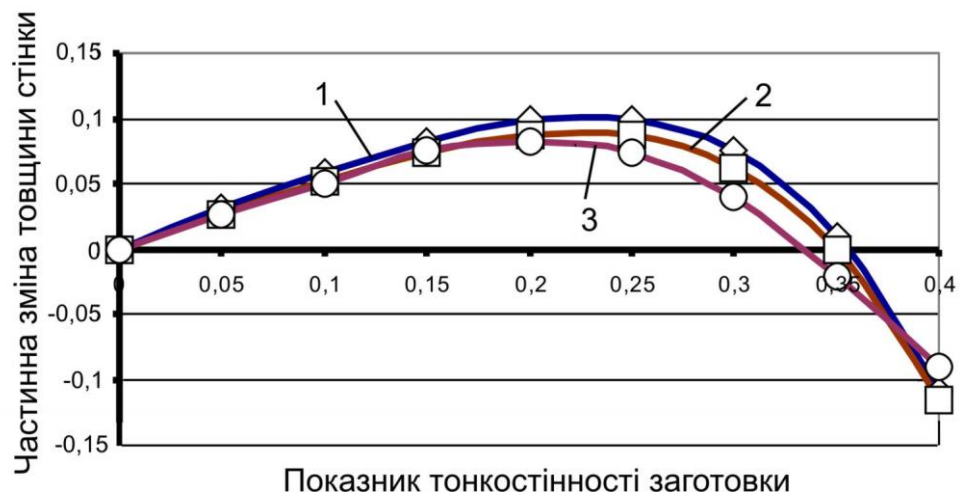


Рис. 2.4. Залежність частинної зміни товщини стінки заготовки ΔS_2 від показника її тонкостінності $\bar{T}$ ($f = 0,4$; $F_f = 0,247$)

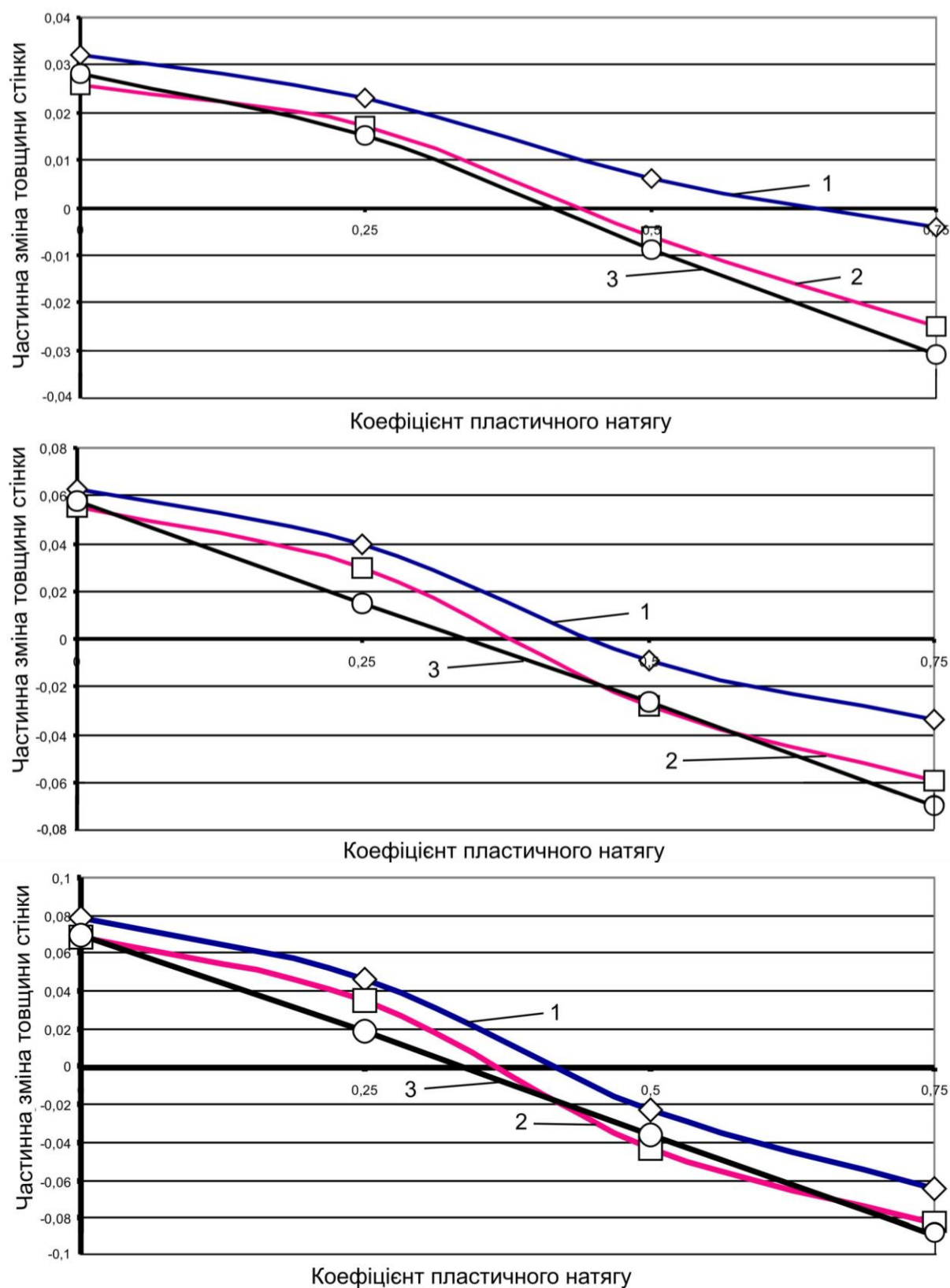


Рис. 2.5. Залежність частинної зміни товщини стінки заготовки ΔS_2 від коефіцієнта пластичного натягу Z та початкової тонкостінності $\bar{T}_0$

$$(f = 0,4; F_f = 0,247)$$

На рис. 2.6 показано характер впливу коефіцієнта тертя f на частинну відносну зміну товщини стінки $\Delta\bar{S}_1 = \frac{\Delta S_0}{\Delta D}$ (тут $\Delta D = 2\Delta r_n$) при деформації ідеально в'язкого матеріалу без натягу. ($Z=0$; $\bar{L}=0,618$; $\mu=1$; $\tau_s=0$).

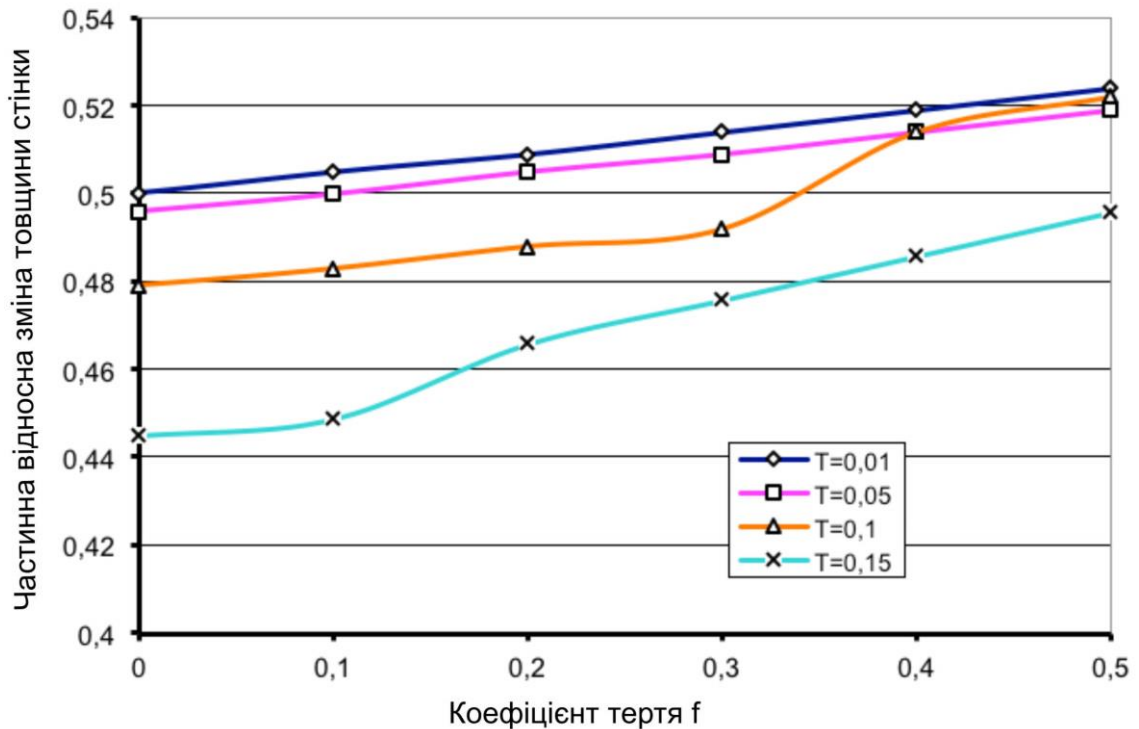


Рис. 2.6. Вплив коефіцієнта тертя f на частинну зміну товщини стінки $\Delta\bar{S}_1$ у разі прокатки заготовок із різними показниками тонкостінності

Наведені дані кореспондуються з відомою інформацією [1, стор. 35-36], про те, що збільшення коефіцієнта тертя сприяє більш інтенсивному потовщенню стінки. Враховуючи, що величина коефіцієнта зовнішнього тертя f пов'язана з узагальненим показником $F_f = f \sqrt{\pi \varepsilon \frac{R_h}{r_n}}$, на підставі аналізу рівняння (1.17) можна стверджувати, що зростання величин ε та R_h , а також зменшення радіуса заготовки r_n має приводити до збільшення відносної зміни вихідної товщини стінки заготовки $\Delta\bar{S}_1$.

На рис. 2.7 показано характер впливу коефіцієнта пластичного натягу Z на величину $\Delta\bar{S}_1$ у разі деформації ідеально в'язкого матеріалу. Отримані

розрахунком залежності дуже близькі до відомих експериментальних даних [1, стор. 41], згідно з якими за $Z > Z_L \approx 0,5$ (тут Z_L – критичний коефіцієнт пластичного натягу) прокатки заготовки з вуглецевої сталі, незалежно від показника тонкостінності $\bar{T}_0$, має супроводжуватися потоншенням стінки. Розрахункові значення граничних коефіцієнтів пластичного натягу Z_L для матеріалів з різними механічними властивостями наведено на рис. 2.8, де позначено: крива 1 – ідеально в'язкий матеріал $\left(\frac{\tau_s}{\mu} = 0\right)$; крива 2 – ідеально пластичний матеріал $\left(\frac{\mu}{\tau_s} = 0\right)$; крива 3 – жорстко-пластичне середовище з лінійним законом зміцнення $\left(\frac{\tau_s}{\mu} = 1\right)$.

Факт необхідності приведення у відповідність значень коефіцієнтів пластичного натягу, які мають місце в експериментах (Z), та коефіцієнтів пластичного натягу, які використовують у розрахунках, (Z_C), встановлено давно. Наприклад, у роботі [103] у розрахунку контактних напружень використовується заміна $Z_C = (0,93Z + 1)Z$. В роботах [98, 99] у розрахунку частинних змін товщини стінки рекомендовано використовувати співвідношення $Z_C = \sqrt{Z(Z + 0,25)}$.

Після додаткового аналізу [100] було запропоновано інше співвідношення для приведення у відповідність значень коефіцієнтів пластичного натягу, визначених експериментальним шляхом (Z), та коефіцієнтів пластичного натягу, що використовують у розрахунках (Z_C), яке застосували за реалізації моделі (2.17) для побудови графіків на рис. 2.5, 2.7-2.89, –

$$Z_C = a_0 + (a_1 + a_2 Z)Z,$$

де $a_0 = 0,0196$; $a_1 = 1,8871$; $a_2 = -1,1158$ – коефіцієнти для $N_b = 2$;

$a_0 = 0,2353$; $a_1 = 1,3673$; $a_2 = -0,7966$ – коефіцієнти для $N_b = 3$.

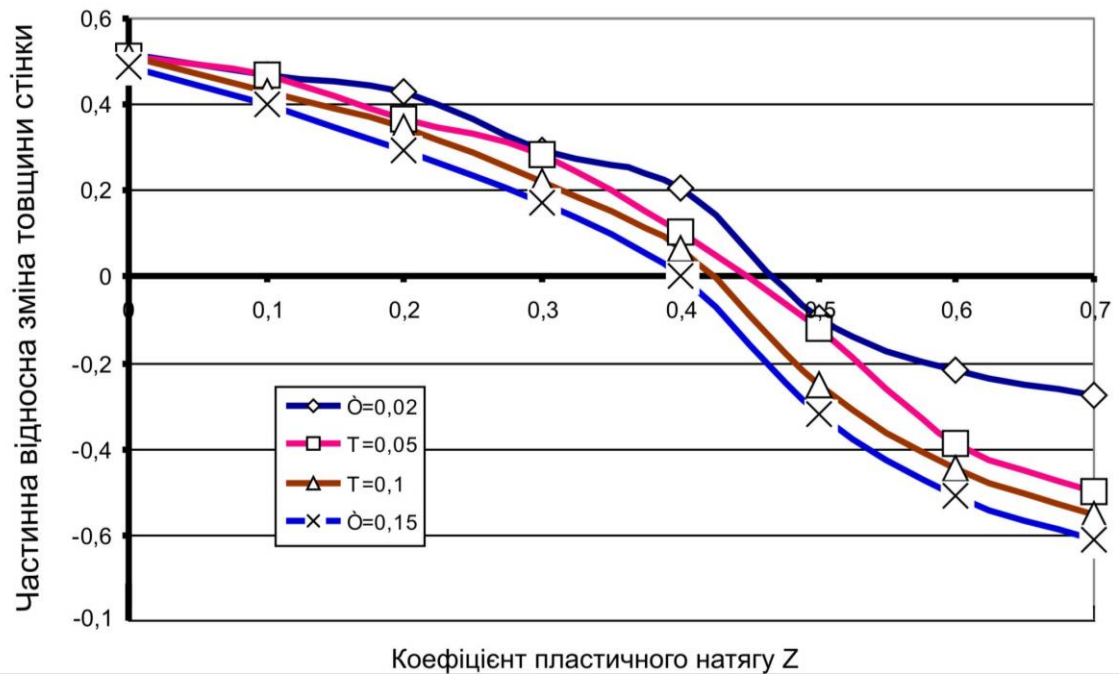


Рис. 2.7. Вплив коефіцієнта пластичного натягу Z на частинну зміну товщини стінки ΔS_1 у разі прокатки заготовок із різними показниками тонкостінності ($f = 0,4$; $\bar{L} = 0,618$; $\mu = 1$; $\tau_s = 0$)

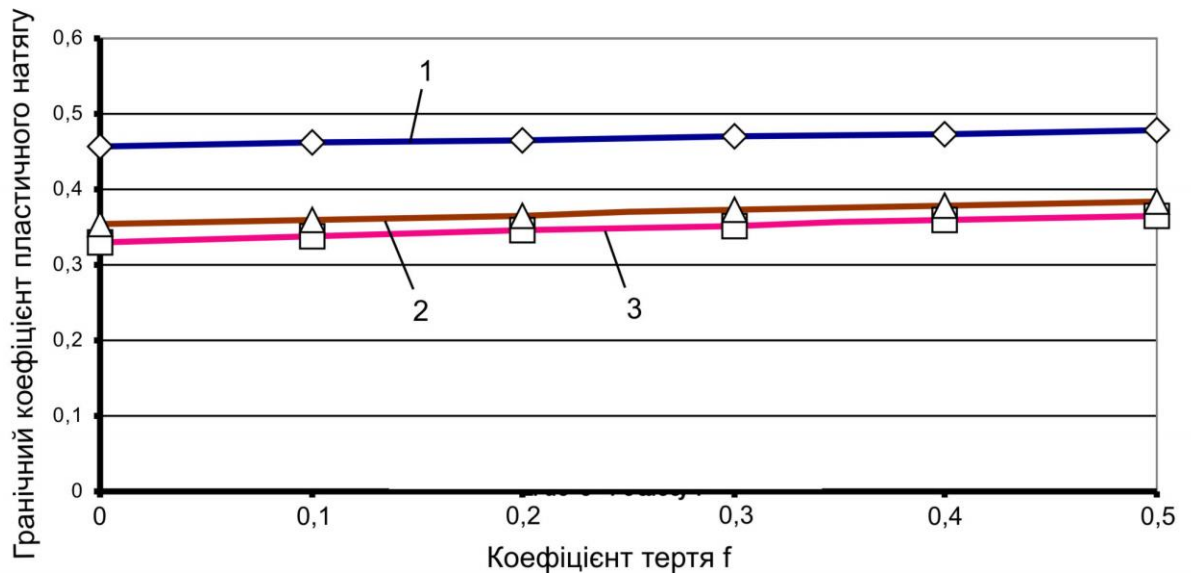


Рис. 2.8. Залежність граничного коефіцієнта пластичного натягу Z_L від коефіцієнта тертя f у разі деформації заготовок з матеріалів із різними механічними властивостями ($\bar{L} = 0,88$; $\varepsilon = 0,08$)

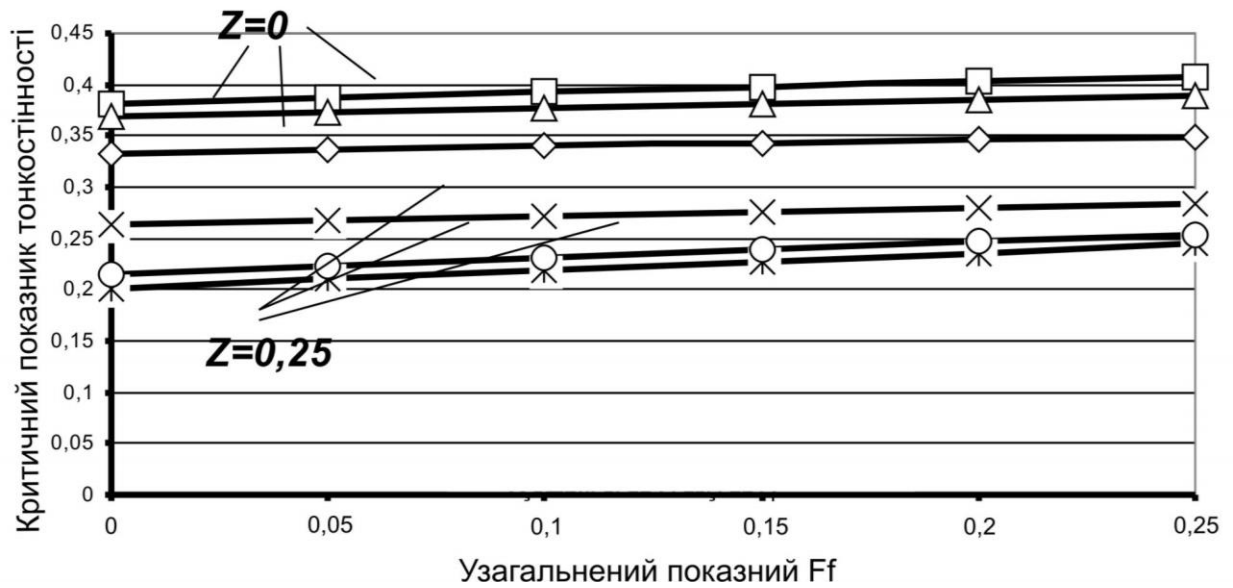


Рис. 2.9. Залежність величини критичного показника тонкостінності заготовки $\bar{T}_{0K}$ від узагальненого показника F_f та коефіцієнта пластичного натягу Z

Відомо [32, стор.188], що

$$\Delta \bar{S}_2 = \frac{1 - a_\varepsilon (1 - \bar{T}_0)}{1 - 2\bar{T}_0}. \quad (2.19)$$

Із (2.19) випливає, що критичне значення коефіцієнта $a_\varepsilon = a_{\varepsilon K}$, яке відповідає умові відсутності зміни товщини стінки ($\Delta S = 0$), дорівнює

$$a_{\varepsilon K} = \frac{1}{1 - \bar{T}_{0K}}. \quad (2.20)$$

Розв'язуючи систему рівнянь (2.17) та (2.20), отримаємо закон зв'язку критичних параметрів деформації $\bar{T}_{0K} - Z_K - F_{fK}$, за яких зміна середньої товщини стінки початкової заготовки S_0 у процесі її формозміни не відбувається. Результати розв'язання системи рівнянь (2.17) та (2.20) для різних умов формозміни матеріалів із різними механічними властивостями наведено на рисунках 2.9 та 2.10 (позначення є аналогічними до рис. 2.8).

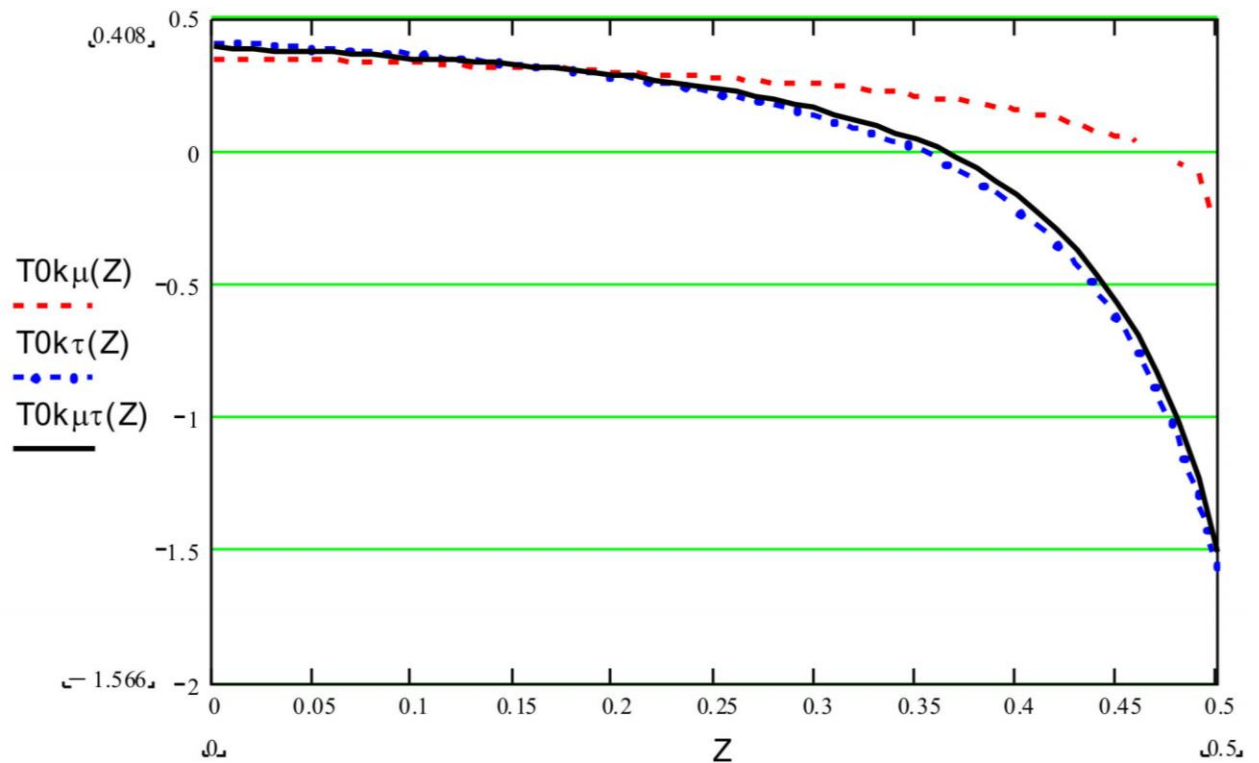


Рис. 2.10. Залежність критичного показника тонкостінності заготовки $\bar{T}_{0K}$

від коефіцієнта пластичного натягу Z ($F_f = 0,25$; $f = 0,405$; $\varepsilon = 0,04$)

Результати розрахунків кореспондуються із відомими експериментальними даними [1, 25 та ін.], відповідно до яких при прокатці без натягу ($Z=0$) величина критичного показника тонкостінності $\bar{T}_{0K}$ для труб із ідеально в'язкого матеріалу (деформація вуглецевої сталі) дорівнює $\bar{T}_{0K} = 0,333$ і є меншою за критичний показник тонкостінності $\bar{T}_{0K}$ ідеально пластичного матеріалу (деформації корозійностійкої сталі).

Таким чином, порівняння результатів розрахунків параметрів формозміни з відомими літературними даними підтверджує достовірність розробленої моделі реальному процесу, що дозволяє використовувати її у подальших дослідженнях безоправочного обтиснення труб по діаметру.

2.4. Аналіз процесу потовщення кінців у разі гарячого редукування труб

Утворення потовщених кінців є характерною особливістю процесу редукування труб із натягом. Фізична суть цього явища полягає у тому, що передній та задній кінці формозмінюються в умовах, які відрізняються від умов деформації середньої частини труби – за відсутності зусиль натягу, прикладених до переднього або заднього кінців труби.

Характер зміни товщини стінки на кінцях труби визначає довжину та масу кінцевої обрізі, що врешті, значною мірою визначає економічні показники ТПА в цілому. Вирішення проблеми потовщених кінців особливо важливе для ТПА, які виготовляють відносно короткі труби, оскільки в цьому випадку довжина кінцевої обрізі становить суттєву частину від обсягу виготовленої продукції.

Слід розрізняти *довжину потовщених кінців* труб та *довжину кінцевої обрізі*. Довжина потовщених кінців це – довжина ділянок труби, на яких значення середньої S_{mid} , максимальної S_{max} та мінімальної S_{min} товщини стінки починають відрізнятися від їхніх значень у центральній частині труби. Довжина кінцевої обрізі це – довжина ділянок, на яких максимальна товщина стінки S_{max} виходить за межі плюсового допуску S^+ на товщину стінки труби, визначеного відповідним стандартом.

Сказане ілюструється на рис. 2.11. Відзначимо, що аналіз даних, наведених на ньому, показує, що довжина потовщених кінців та кінцевої обрізі на передніх та задніх кінцях труб є різною. Зазвичай, довжина потовщених кінців та кінцевої обрізі на задньому кінці труб більші ніж на передньому кінці.

У роботі [37] наведено аналіз 10 емпіричних формул для визначення довжини потовщених кінців труб. Деякі з цих формул (формули О.А. Шевченка, Г.І. Гуляєва та В.А. Юргеленаса, Д. Валенти та ін.) дають однакові значення довжини потовщених кінців на передньому та задньому

кінцях труб. Формули А.З. Глейберга, А. Трзаскі, І. Котрбати та П. Власека дозволяють диференційовано визначати довжину потовщених кінців на передньому та задньому кінцях труб.

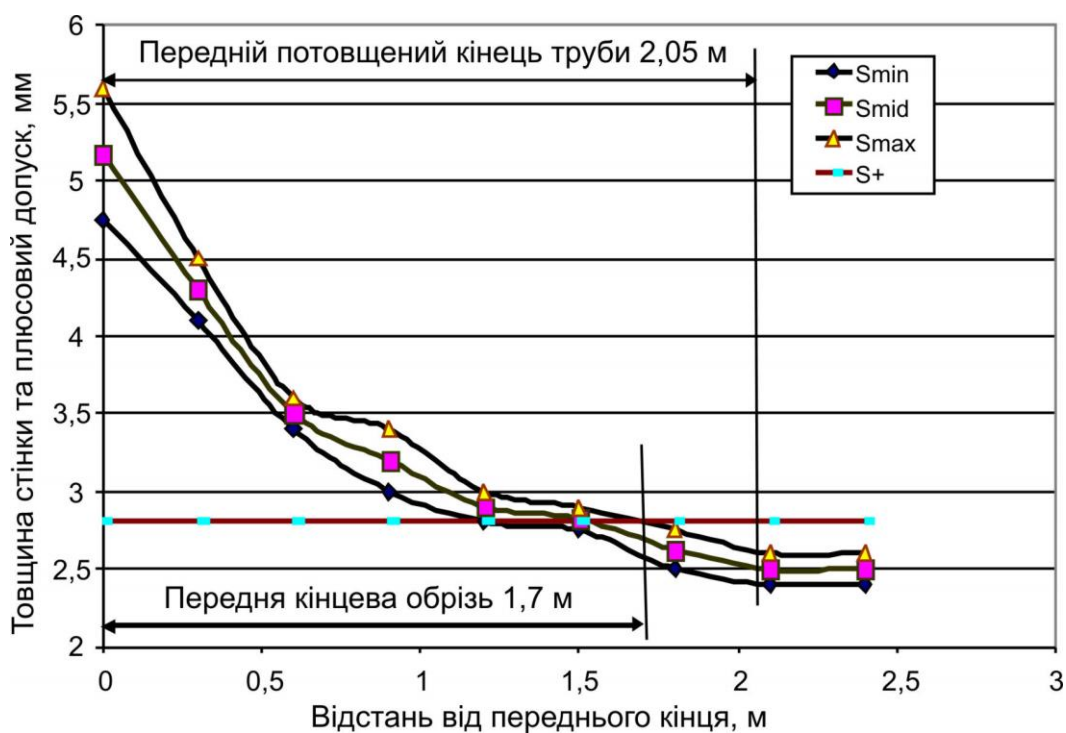
Аналіз зазначених вище формул показує, що величина потовщення стінки на кінцях труби та довжина потовщених кінців *в основному* залежать від трьох параметрів прокатки:

- величини витяжки μ ;
- міжклітьової відстані l_p ;
- середнього по стану коефіцієнта пластичного натягу $Z_{сер}$.

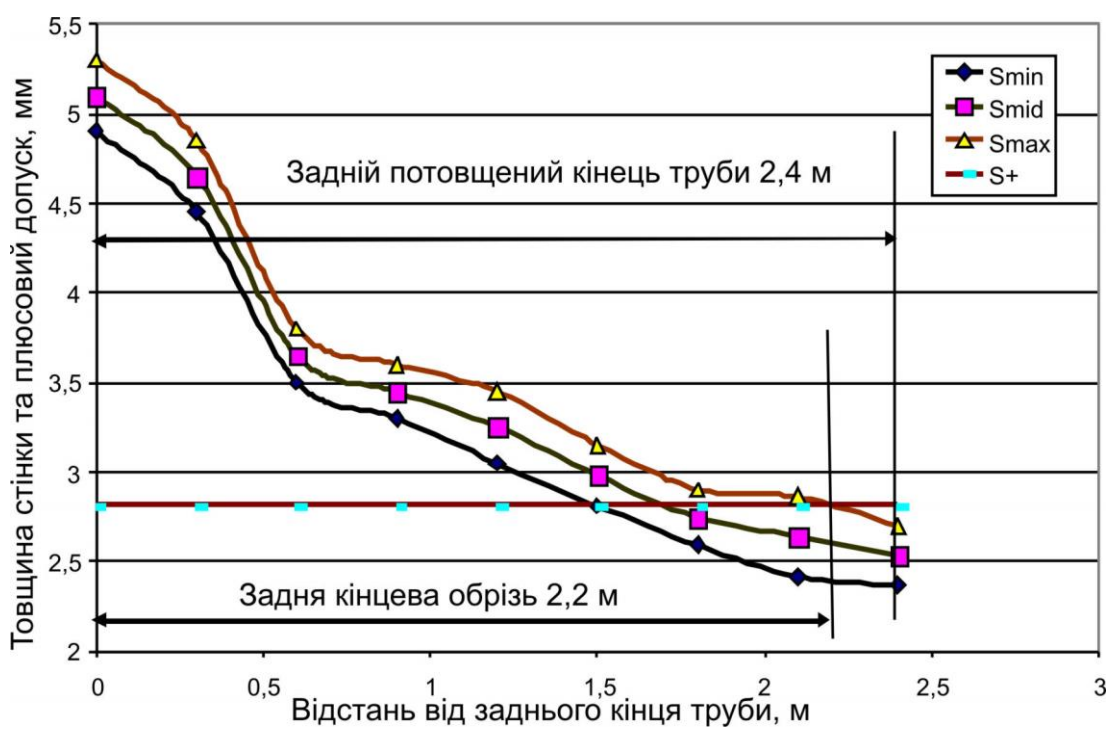
Аналізуючи дані, наведені на рис. 2.11, можна констатувати, що довжина кінцевої обрізі залежить не тільки від довжини потовщених кінців.

Вона залежить також від поперечної різностінності труби $B_T = \frac{S_{max} - S_{min}}{S_{mid}}$ в

її центральній частині та обумовлений відповідним нормативно-технічним документом величини плюсового допуску на товщину стінки $S^+ = kS_n$ (тут k – безрозмірний коефіцієнт; S_n – номінальна товщина стінки труби). Тому формули для визначення довжини кінцевої обрізі *за визначенням* мають містити як довжину потовщених кінців $L_{n(з)}$, так і величини поперечної різностінності труб B_T та плюсового допуску S^+ . Таких формул небагато, але вони є, наприклад, запропоновані в роботах [1, 121, 155]. Аналіз цих формул показує, що зниження величини поперечної різностінності труб B_T та збільшення плюсового допуску S^+ має знижувати величину кінцевої обрізі.



а



б

Рис. 2.11. Зміна максимальної ($S_{\max}$), мінімальної ($S_{\min}$) та середньої (S_{mid}) товщини стінки на передньому (а) та задньому (б) кінцях труби 32x2,5 мм ($S^+ = 0,125S_{\text{mid}}$ – плюсовий допуск на товщину стінки труби)

2.4.1. Загальні принципи аналітичного визначення довжини кінцевої обрізі у разі гарячого редукування труб

Зв'язок довжини потовщених кінців труб, що редукують із натягом, за зазначених вище параметрів прокатки у загальному вигляді можна описати рівнянням [121, 155]

$$L_{n(z)} = K_{n(z)} l_p \sqrt{\mu Z_{cp}}, \quad (2.21)$$

де $L_{n(z)}$ – довжина переднього (заднього) потовщеного кінця;

$K_{n(z)}$ – емпіричні коефіцієнти, що мають різні значення для переднього та заднього кінців труби.

Приймаючи гіпотезу про *лінійну* зміну товщини стінки по довжині кінцевих ділянок, а також прирівнюючи величину середньої (S_{mid}) та номінальної (S_n) товщини стінки у середній частині труби, можна визначити довжину кінцевої обрізі на передньому (O_n) та задньому (O_z) кінцях за формулами

$$O_{n(z)} = \frac{L_{n(z)} \left[S'_{n(z)} (1 + 0,5B_T) - S_n (1 + k) \right]}{(S'_{n(z)} - S_n) (1 + 0,5B_T)}, \quad (2.22)$$

де $S'_{n(z)}$ – товщина стінки на передньому (задньому) торцях труби.

Значення $S'_{n(z)}$ можна визначити за формулами

$$S'_{n(z)} = S_n + (S_{t0} - S_n) (1 - A_{n(z)} Z_{sep}), \quad (2.23)$$

де S_{t0} – товщина стінки труби у випадку прокатки без натягу (за $Z_{sep} = 0$);

$A_{n(z)}$ – безрозмірні коефіцієнти, величина яких визначається апроксимацією емпіричних або розрахункових (наприклад, отриманих за методикою [100]) даних.

Зв'язок відносної поперечної різностінності труби B_T із параметрами прокатки можна охарактеризувати рівнянням

$$B_T = \frac{(B_T^{\max} - B_T^{\min})(Z_{сер}^{\max} - Z_{сер})(D_0 - D_t)}{Z_{сер}^{\max}(D_0 - D_t^{\min})}, \quad (2.24)$$

де $B_T^{\min}$, $B_T^{\max}$ – відносна поперечна різностінність у разі прокатки з чорнової труби діаметром D_0 труби мінімального (в сортаменті) діаметра $D_t^{\min}$, відповідно, за максимального значення середнього по стану коефіцієнта пластичного натягу ($Z_{сер}^{\max}$) та без натягу ($Z_{сер} = 0$);

D_t , $Z_{сер}$ – конкретні величини діаметра прокатої труби та середнього по стану коефіцієнта пластичного натягу.

Значення $B_T^{\max}$, $B_T^{\min}$ визначаються емпіричним або розрахунковим (наприклад, за методикою [117]) шляхом.

2.4.2. Шляхи зниження кінцевої обрізі редукованих труб

Як випливає з аналізу формули (2.21), зменшення величин міжклітьових відстаней l_p , витяжки μ та середніх по стану коефіцієнтів пластичного натягу $Z_{сер}$ має призводити до зменшення довжини передніх L_n та задніх L_z потовщених кінців труб. Але тут доречно зазначити, що зменшення величини середнього по редуційному стану коефіцієнта пластичного натягу $Z_{сер}$, призводячи до зменшення довжини потовщених кінців, згідно з формулою (2.24), буде підвищувати відносну поперечну різностінність готових труб B_T (рис. 2.12). Збільшення відносної поперечної різностінності готових труб B_T згідно з формулою (2.22) теоретично може призводити до збільшення фактичної кінцевої обрізі, однак, як показують розрахунки за наведеною вище методикою, за реальних значень параметрів,

що входять до формул (2.21–24), зниження $Z_{сер}$ має зменшувати довжину кінцевої обрізі. Цей висновок підтверджується практикою.

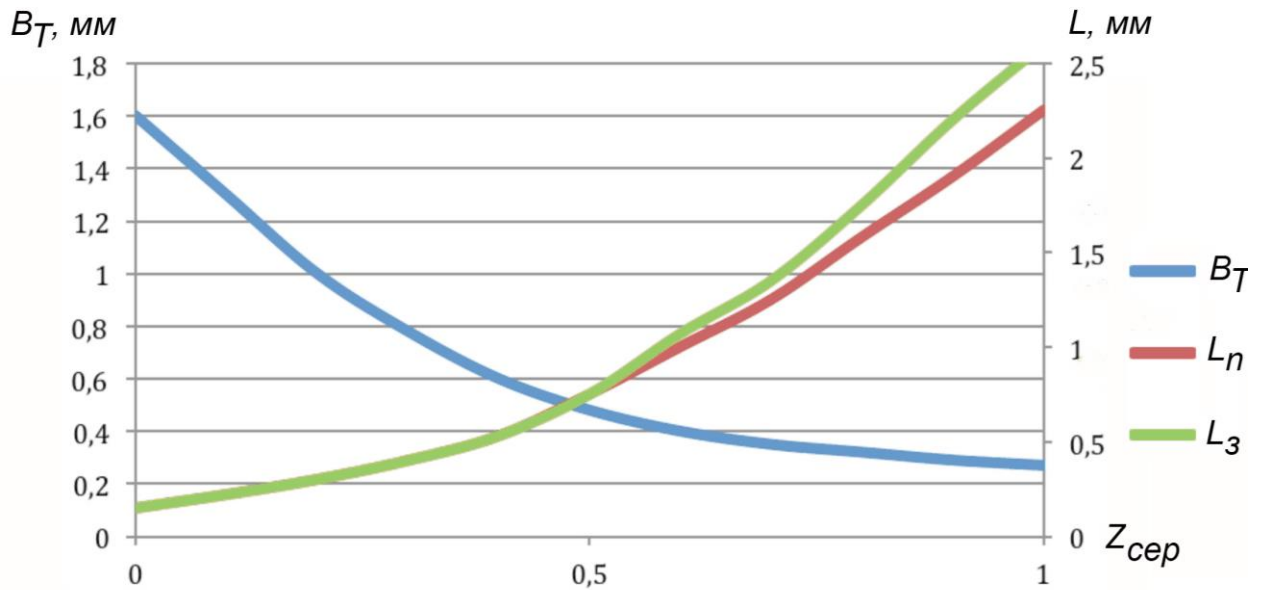


Рис. 2.12. Вплив середнього по стану коефіцієнта пластичного натягу $Z_{сер}$ на довжину потовщених кінців $L_{n(з)}$ та величину відносної поперечної різностінності труб B_T

Враховуючи, що змінювати міжклітьову відстань l_p на існуючому стані неможливо, реальним шляхом зменшення кінцевої обрізі є зниження середнього по стану коефіцієнта пластичного натягу $Z_{сер}$ за рахунок відповідного зменшення сумарної витяжки μ у редуційному стані.

У меншій мірі, ніж зазначені вище фактори, на довжину потовщених кінців впливає характер розподілу частинних пластичних натягів Z_i по міжклітьовим проміжкам стана, режим розподілу частинних деформацій m_i по клітях стана, температура прокатки t^0 , кількість клітей n , які беруть участь у деформації труби. Наприклад, за даними роботи [76] збільшення величини Z_i у міжклітьових проміжках головної групи клітей редуційного стана за відповідного зменшення Z_i у решті міжклітьових проміжків призводить до зменшення довжини кінцевої обрізі трубах до 20%.

Згідно з патентом [153] зміна режиму розподілу частинних обтиснень m_i по клітях редуційного стану за певним «пилоподібним» законом призводить до зменшення поперечної різностінності труб B_T і відповідного зменшення довжини кінцевої обрізі. Зменшення загальної кількості клітей стану n , які беруть участь у деформації труби, при відповідному збільшенні частинних деформацій m_i зменшує кінцеву обрізь [1].

Одним з радикальних методів зменшення довжини потовщених кінців труб, що редукують із натягом, є використання прокатки по режиму «бегущая волна». Суть цього методу, розробленого у 70–ті роки минулого століття спеціалістами фірми «Mannesmann», полягає в тому, що в процесі входження труби у стан і під час її виходу зі стану кругові швидкості валків змінюють згідно з законом, який забезпечує максимальне наближення умов деформації до параметрів, які мають місце в сталому процесі прокатки. Особливістю методу «бегущая волна» є те, що всі його переваги повною мірою можуть бути реалізовані *тільки* на редуційно-розтягувальному стані (PPC) із індивідуальним приводом валків. Спроби застосувати цей метод на PPC з іншим типом приводу (наприклад, на PPC із диференціально-груповим або диференціально-секційним приводом) показали, що в цих випадках позитивний ефект є значно меншим.

Для станів з *неіндивідуальним* приводом валків ефективним методом зменшення довжини кінцевої обрізі труб, що редукують з натягом, є застосування змінюваного за принципом «швидкісний клин» режиму прокатки. Такий режим успішно застосовують на більшості закордонних редуційних станах подібного типу.

Також можливим шляхом зменшення довжини кінцевої обрізі труб є встановлення на вихідній стороні редуційного стану датчиків для замірювання та візуалізації у режимі реального часу зміни товщини стінки вздовж труби.

У випадку встановлення датчиків із 1...5-ма каналами одержують картину зміни *середнього значення* товщини стінки труби по її довжині. У цьому випадку суттєво знизити довжину кінцевої обрізі на підставі виконаних замірів неможливо. Це зумовлено тим, що довжина кінцевої обрізі визначається законом зміни *максимальної товщини стінки* труби по довжині її кінця, а кореляція між зміною *середньої товщини стінки* та зміною *максимальної товщини* стінки труби не є очевидною.

У випадку встановлення датчиків із 7...13-ма каналами одержують картину зміни товщини стінки як по довжині, так і по периметру труби. Використовуючи отримані дані, оперативно визначають реально обґрунтовану довжину кінцевої обрізі труб. До недоліків цього шляху зниження кінцевої обрізі слід віднести високу вартість встановлених засобів контролю. Також слід мати на увазі, що при такому визначенні довжини кінцевої обрізі максимальної ефективності можливо досягти у виробництві відносно коротких (1-2 крати) труб *немірної* довжини та прокатці відносно довгих (3 та більше кратів) труб, коли є можливість подальшого різання їх на більш короткі (мірної та немірної довжини).

2.4.3. Про імовірнісний характер довжини кінцевої обрізі

Аналізуючи фактори, які визначають довжину кінцевої обрізі труб, треба особливо відзначити, що жодна з *детермінованих* математичних моделей не може визначити цей параметр технологічного процесу з високим рівнем достовірності. Наприклад, у роботі [37] розраховано довжину потовщених кінців труб за десятьма різними формулами; розбіжність між одержаними результатами та реальною величиною цього параметра становить 1 м та більше. Аналогічні результати отримані при використанні відомих формул та методик для визначення довжини обрізі труб, прокатаних в умовах ТПА 30-102 (таблиця 2.2). Отримані результати пояснюються вірогідною природою формування довжини кінцевої обрізі.

Таблиця 2.2

Результати розрахунку довжини кінцевої обрізі за різними методиками та порівняння з нормативними значеннями
за ТІ 79-1-2010

Довжина потовщених кінців (мм), розрахованих за формулами (методиками):	Розмір труб, мм	До редукування	120х3,8	Розбіг з ТІ, %		95х6, 8	Розбіг з ТІ, %	
		Після редукування	42х3	Звичайна прокатка	Система CARTA	51х6	Звичайна прокатка	Система CARTA
1	2		3	4	5	6	7	8
О.А. Шевченко	$L_{P,Z} = 2 \cdot a \cdot \sqrt{\lambda}$		1165	$\frac{-14}{-31}$	$\frac{-27}{-42}$	894	$\frac{-1}{-19}$	$\frac{-11}{-26}$
Г.І. Гуляєв і В.А. Юргеленас	$L_{P,Z} = 0,7 \cdot (n - 2) \cdot z_{str}^{0,66} \cdot a$		3217	$\frac{137}{89}$	$\frac{101}{61}$	2029	$\frac{125}{84}$	$\frac{103}{69}$
D. Valenta	$L_{P,Z} = 2 \cdot a \cdot \lambda \cdot \frac{S_r}{S_0} \cdot \frac{D_0 - D_r}{D_0} + 150$		1512	$\frac{11}{-11}$	$\frac{-6}{-24}$	1506	$\frac{67}{37}$	$\frac{51}{26}$
S. Voigt	$L_{P,Z} = 0,95 \cdot (n - 2) \cdot a \cdot z_{str}$		3711	$\frac{173}{118}$	$\frac{132}{86}$	2274	$\frac{153}{107}$	$\frac{127}{90}$
А.З. Глейберг	$L_P = 2,3 \cdot (\lambda + 1) \cdot \frac{\lambda_{kp}}{\lambda} \cdot \left(\frac{\lambda}{\lambda_{kp}} - 1\right)^{0,5} \cdot a;$ $L_Z = 2,3 \cdot (\lambda + 1) \cdot \frac{\lambda_{kz}}{\lambda} \cdot \left(\frac{\lambda}{\lambda_{kz}} - 1\right)^{0,5} \cdot a$		$\frac{1643}{1327}$	$\frac{21}{-22}$	$\frac{3}{-34}$	$\frac{1040}{664}$	$\frac{16}{-40}$	$\frac{4}{-45}$
W. Rodder	$L_{P,Z} = \frac{1}{R} \cdot a \cdot \lambda \cdot 2;$ $R = \frac{1}{1 - \frac{k}{100}}$		2241	$\frac{65}{32}$	$\frac{40}{12}$	1319	$\frac{47}{20}$	$\frac{32}{10}$

Продовж. табл. 2.2

1	2	3	4	5	6	7	8
А. Trzaska	$L_P = a \cdot (1,8 \cdot \lambda - 1,8);$ $L_Z = a \cdot (1,8 \cdot \lambda - 0,8)$	1496 1796	$\frac{10}{6}$	$\frac{-7}{-10}$	659 959	$\frac{-27}{-13}$	$\frac{-34}{-20}$
Г.І. Гуляєв і В.А. Юргеленас	$L_P = 0,0036 \cdot (n-1) \cdot a \cdot \sqrt{z_{str}} \cdot (138 + \frac{D_0 - D_r}{0,01 \cdot D_0});$ $L_Z = 0,0095 \cdot (n-1) \cdot a \cdot \sqrt{z_{str}} \cdot (46,3 + \frac{D_0 - D_r}{0,01 \cdot D_0})$	$\frac{3798}{5495}$	$\frac{179}{223}$	$\frac{137}{175}$	$\frac{2254}{2989}$	$\frac{150}{172}$	$\frac{125}{149}$
Трубний завод в Хомутові (Чехія)	$L_{P,Z} = 435 \cdot \lambda \cdot \sqrt[3]{[(D_0 - D_r) / D_0] - 0,2}$	1941	$\frac{43}{14}$	$\frac{21}{-3}$	842	$\frac{-6}{-23}$	$\frac{-16}{-30}$
J. Kotrbaty P. Valasek	$L_P = 5,865 \cdot a \cdot \lambda \cdot z_{str} \cdot (1/s_{k,pr}^{0,5});$ $L_Z = 5,865 \cdot a \cdot \lambda \cdot z_{str} \cdot (1/s_{k,zad}^{0,4})$	$\frac{1826}{2123}$	$\frac{34}{25}$	$\frac{14}{6}$	$\frac{778}{949}$	$\frac{-14}{-14}$	$\frac{-22}{-21}$
Методика ВДІТІ [4]	-	$\frac{2856}{3511}$	$\frac{110}{107}$	$\frac{79}{76}$	$\frac{1890}{2422}$	$\frac{110}{120}$	$\frac{89}{102}$
Методика фірми SMS Meer	-	$\frac{3476}{1549}$	$\frac{-156}{-9}$	$\frac{117}{-23}$	$\frac{863}{640}$	$\frac{-4}{-42}$	$\frac{-14}{-47}$
Методика [2]	-	$\frac{4802}{5979}$	$\frac{253}{252}$	$\frac{200}{199}$	$\frac{1873}{2367}$	$\frac{108}{115}$	$\frac{87}{97}$
Методика [3]	-	$\frac{4519}{5699}$	$\frac{232}{235}$	$\frac{182}{185}$	$\frac{1556}{2026}$	$\frac{73}{84}$	$\frac{56}{69}$
Фактичне значення	З ТІ 79-1-2010 змінення №5 з системою CARTA	1360 1700	-	-	900 1100	-	-
	З ТІ 79-1-2010 змінення №5 без системи CARTA	1600 2000	-	-	1000 1200	-	-

Продовж. табл. 2.2

1	2	3	4	5	6	7	8
<u>Позначення в формулах:</u> $L_{p,z}$ – довжина потовщеного кінця (переднього або заднього), мм; L_p – довжина переднього кінця труби, мм; L_z – довжина заднього кінця труби, мм; a – середня відстань між клітьми, мм; n – кількість клітей; λ – сумарний коефіцієнт витяжки; z_{str} – середній коефіцієнт пластичного натягу; S_0 – товщина стінки до редукування, мм; S_r – товщина стінки після редукування, мм; D_0 – зовнішній діаметр труби перед редукуванням, мм; D_r – зовнішній діаметр після редукування, мм; λ_{kp} і λ_{kz} – коефіцієнт витяжки переднього і заднього кінців труби відповідно; k – відносне потоншення стінки труби, мм; $s_{k.pr}$ і $s_{k.zad}$ – найбільша товщина стінки переднього і заднього кінця труб відповідно, мм.							

Примітка. Чисельник – довжина обрізі переднього кінця; знаменник – довжина обрізі заднього кінця.

Для найбільш обґрунтованого наукового вибору довжини кінцевої обрізі треба розробляти *стохастичні* моделі, які дозволять визначити оптимальні (щодо економічних витрат на виробництво труб) значення цього параметра. Приклади такого підходу до вирішення проблеми наведені в роботі [53]. На жаль, створення стохастичних моделей слід визнати реальним тільки для випадків виготовлення одиничних партій трудомістких труб. В умовах масового виробництва такий підхід до вирішення проблеми навряд чи можливо здійснити, оскільки він вимагає виконання величезної кількості вимірювань.

Зі сказаного випливає, що, використовуючи детерміновані моделі, слід мати на увазі, що одержувані результати дають невисокий ступінь достовірності, і рівень їхньої відповідності реальним даним є відносно невеликим.

Щоб мати можливість користуватися даними про величину кінцевої обрізі, які отримані на підставі застосування детермінованих математичних моделей, треба ці моделі *адаптувати* до умов конкретного технологічного процесу (реального ТПА) через визначення наближених коефіцієнтів або функцій.

За наведеною вище методикою аналітичного визначення довжини кінцевої обрізі мова йде про визначення коефіцієнтів $K_{n(z)}$ та $A_{n(z)}$ в формулах (2.21) та (2. 22).

2.4.4. Розробка детермінованої математичної моделі визначення довжини кінцевої обрізі редукованих труб в умовах ТПА 30-102 ВАТ «Інтерпайп Ніко Тьюб»

В основу детермінованої математичної моделі визначення довжини кінцевої обрізі в умовах ТПА 30-02 було закладено принципи, які описані формулами (2.21-2.23). Для зменшення похибки, що виникає через використання гіпотези про прямолінійний характер зміни товщини стінки по

довжині кінцевої ділянки труби, формулу для остаточного визначення довжини кінцевої обрізі представили у вигляді

$$\bar{O}_{n(z)} = \mathfrak{R}_{n(z)} \cdot O_{n(z)}, \quad (2.25)$$

де $\mathfrak{R}_{n(z)}$ – апроксимуюча функція параметрів редукування.

В результаті статистичної обробки емпіричних даних про реальну довжину кінцевої обрізі на передніх та задніх кінцях редукованих труб в умовах ТПА 30-102, при прокатці із використанням системи CARTA[®] та без неї були отримані такі значення апроксимуючих коефіцієнтів та функцій:

$$K_n = 6,9;$$

$$K_z = 8,5;$$

$$A_n = 0,50;$$

$$A_z = 0,35;$$

$$\mathfrak{R}_n^{CARTA} = 34622 \cdot \mathfrak{Z}^6 - 48013 \cdot \mathfrak{Z}^5 + 25869 \cdot \mathfrak{Z}^4 - 6823,9 \cdot \mathfrak{Z}^3 + 915,68 \cdot \mathfrak{Z}^2 - \\ - 58,279 \cdot \mathfrak{Z} + 1,6726;$$

$$\mathfrak{R}_z^{CARTA} = 23601 \cdot \mathfrak{Z}^6 - 33247 \cdot \mathfrak{Z}^5 + 18245 \cdot \mathfrak{Z}^4 - 4619,1 \cdot \mathfrak{Z}^3 + 677,9 \cdot \mathfrak{Z}^2 - \\ - 44,255 \cdot \mathfrak{Z} + 1,4094;$$

$$\mathfrak{R}_n^{NORMAL} = 33543 \cdot \mathfrak{Z}^6 - 46590 \cdot \mathfrak{Z}^5 + 25187 \cdot \mathfrak{Z}^4 - 6691,7 \cdot \mathfrak{Z}^3 + 914,98 \cdot \mathfrak{Z}^2 - \\ - 61,819 \cdot \mathfrak{Z} + 2,1332;$$

$$\mathfrak{R}_z^{NORMAL} = 21341 \cdot \mathfrak{Z}^6 - 30590 \cdot \mathfrak{Z}^5 + 17219 \cdot \mathfrak{Z}^4 - 4840,4 \cdot \mathfrak{Z}^3 + 719,9 \cdot \mathfrak{Z}^2 - \\ - 55,139 \cdot \mathfrak{Z} + 2,2934,$$

де $\mathfrak{R}_{n(z)}^{CARTA}$ – значення апроксимуючих функцій для розрахунку довжини кінцевої обрізі на трубах у разі роботи редуційного стану з використанням системи CARTA[®];

$\mathfrak{R}_{n(z)}^{NORMAL}$ – значення апроксимуючих функцій для розрахунку довжини кінцевої обрізі у разі роботи редуційного стану у «звичайному» режимі;

$\mathfrak{Z} = 0,3 \cdot \varepsilon_D + \varepsilon_S$ – додаткова функція, одержана за методикою [125];

$$\varepsilon_D = 1 - \frac{D_t}{D_0} \quad - \text{ відносне обтиснення труби в редуційному стані по}$$

діаметру;

$$\varepsilon_S = 1 - \frac{S_t}{S_0} \quad - \text{ відносна зміна товщини стінки труби під час редукування};$$

D_0, D_t – діаметр чорнової та готової труб відповідно;

S_0, S_t – товщина стінки чорнової та готової труб відповідно.

Використовуючи наведені вище апроксимуючі коефіцієнти та функції, розробили програму для розрахунку довжини кінцевої обрізі в умовах ТПА 30-02.

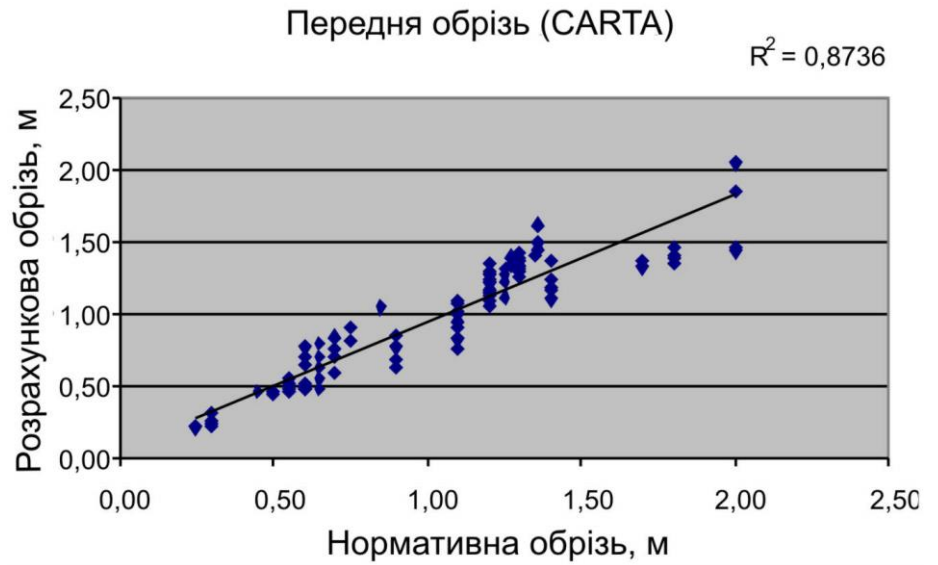
На рис. 2.13-2.14 наведено порівняння розрахункових та нормативних значень кінцевої обрізі згідно з ТІ 79-1-2010 (та змінами до ТІ 79-1-2010). Як впливає з наведених даних (див. рис. 2.13-2.14), рівень відповідності між розрахунковими та нормативними значеннями досліджених величин є дуже високим (коефіцієнт лінійної кореляції R^2 лежить у межах $R^2 = 0,873 \dots 0,904$). Такий же висновок можна зробити на основі даних, наведених у додатку Б, на підставі яких середня розбіжність між розрахунковими та нормативними значеннями досліджуваних величин лежить у межах $\Delta L = -(39 \dots 58)$ мм, а стандартне відхилення розрахункових значень від нормативних величин тих ж параметрів лежить у межах $S = 152 \dots 163$ мм.

Отримані результати свідчать про те, що норми кінцевої обрізі згідно з ТІ 79-1-2010 та змінами до ТІ 79-1-2010 (додаток Д) визначаються з досить високим рівнем обґрунтованості.

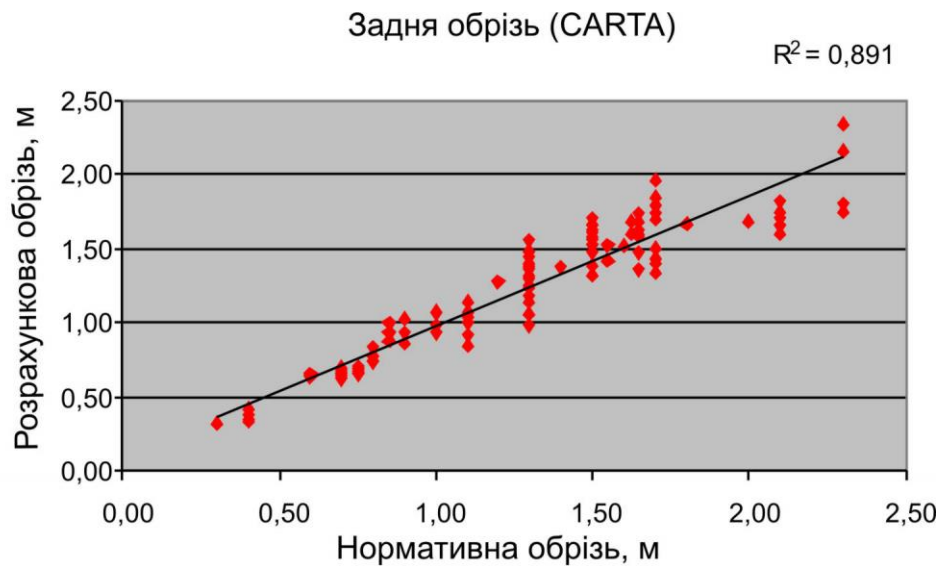
2.4.5. Рекомендації щодо коригування норм кінцевої обрізі редукованих труб

Не зважаючи на зазначений вище високий рівень відповідності розрахункових та нормативних значень кінцевої обрізі (згідно з ТІ 79-1-2010

та змінами до ТІ 79-1-2010), розглянуто варіант уточнення нормативних показників відповідно до принципу «менший натяг – менша обрізь».



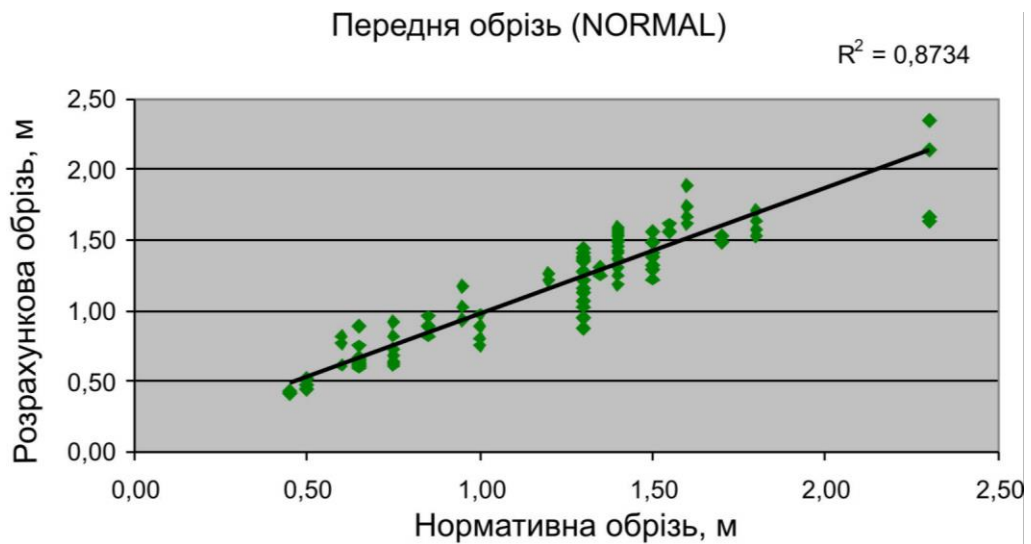
а



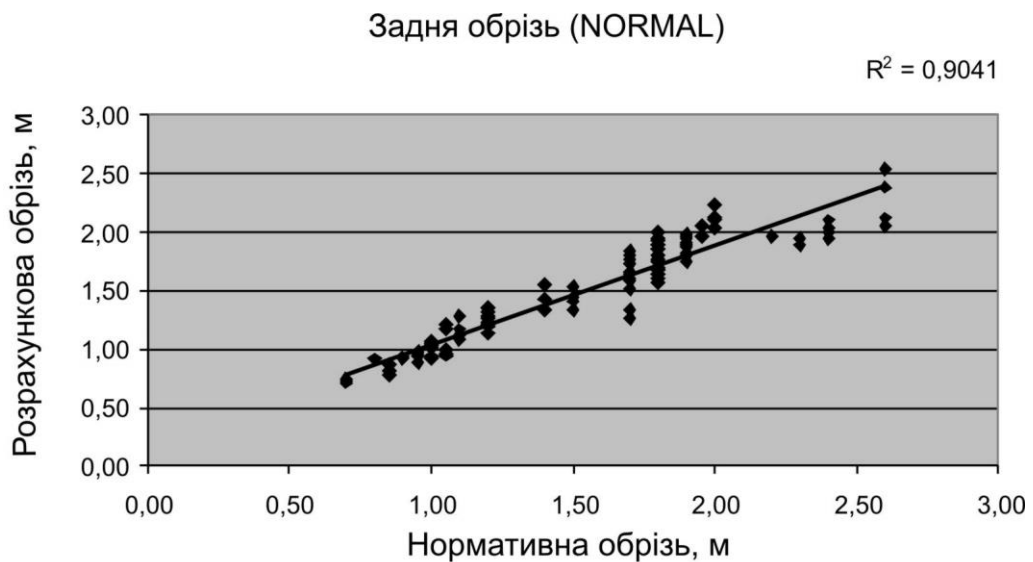
б

Рис. 2.13. До визначення коефіцієнтів лінійної кореляції між нормативними та розрахунковими значеннями кінцевої обрізі за системою CARTA®:

а – передня обрізь; б – задня обрізь



а



б

Рис. 2.14. До визначення коефіцієнтів лінійної кореляції між нормативними та розрахунковими значеннями кінцевої обрізі у разі прокатки в «нормальному» режимі: а – передня обрізь; б – задня обрізь

Рекомендовані скориговані норми кінцевої обрізі наведено у додатку Б. Як показує статистичний аналіз, за використання рекомендованих норм кінцевої обрізі середня розбіжність між розрахунковими та нормативними значеннями величин, що аналізуються, буде лежати у межах $\Delta L = -(16...29)$ мм проти значення $\Delta L = -(39...58)$ мм, яке має місце у теперішній час. Це

дозволяє стверджувати, що запропоновані норми кінцевої обрізі більше відповідають емпіричній математичній моделі процесу.

Слід відзначити, що за використання запропонованих норм кінцевої обрізі відносно зменшення усереднених по сортаменту величин цих показників становить 1,3-2,8% (додаток Б).

2.5. Висновки по розділу 2

1. Розроблено математичну модель зміни середньої товщини стінки за безперервної безоправочної поздовжньої прокатки труб, у якій враховується характер впливу та рівень дії ступеня деформації ε , тонкостінності заготовки (показника $\bar{T}_0 = \frac{S_0}{D_0}$), параметрів контактної взаємодії (коефіцієнта тертя f), зовнішньої дії (коефіцієнта пластичного натягу Z) та механічних властивостей деформованого металу на досліджуваний параметр формозміни.

2. Запропоновано формулу для розрахунку довжини осередку деформації L та площі контактної поверхні F_{Π} при поздовжній прокатці циліндричних та овалізованих заготовок у овальних калібрах.

3. Аналіз розмірностей рівняння енергетичного балансу формозміни дозволив запропонувати новий узагальнений показник F_f , який характеризує сукупний вплив умов контактної взаємодії (коефіцієнта зовнішнього тертя f), відносної деформації $\varepsilon = \frac{\Delta r_n}{r_n}$ та співвідношення $\bar{R}_h = \frac{R_h}{r_n}$ розмірів валків R_h та заготовки r_n на зміну ΔS середньої товщини стінки S_0 в процесі рівномірного обтиснення заготовки по радіусу на величину Δr_n .

4. Порівняння результатів розрахунків параметрів формозміни з відомими літературними даними підтверджує досить високий рівень достовірності розробленої моделі зміни середньої товщини стінки реальному

процесу, що дозволяє використовувати її у подальших дослідженнях безоправочного обтиснення труб по діаметру.

5. Встановлено, що величина потовщення стінки на кінцях труби та довжина потовщених кінців *в основному* залежать від трьох параметрів прокатки: величини витяжки μ ; міжклітьової відстані l_p ; середнього по стану коефіцієнта пластичного натягу $Z_{сер}$.

6. Детерміновані математичні моделі для визначення довжини кінцевої обрізі труб мають низький рівень достовірності. Розробка стохастичних математичних моделей для визначення норм кінцевої обрізі в умовах масового виробництва є практично неможливим. У зв'язку з цим для підвищення рівня достовірності детермінованих математичних моделей необхідно адаптувати їх до умов роботи конкретного технологічного агрегату.

7. Розроблено математичну модель для визначення довжини кінцевої обрізі, адаптовану до умов роботи редуційного та калібрувального станів ТПА 30–102. Рівень відповідності між розрахунковими та нормативними значеннями досліджуваних величин досить високий – коефіцієнт лінійної кореляції R^2 лежить у межах $R^2 = 0,873 \dots 0,904$. При використанні запропонованих норм кінцевої обрізі відносне зменшення усереднених по сортаменту величин цих показників становить 1,3...2,8%.

РОЗДІЛ 3

ТЕОРЕТИЧНИЙ АНАЛІЗ НАВЕДЕННЯ ПОПЕРЕЧНОЇ РІЗНОСТІННОСТІ ТРУБ ПРИ БЕЗОПРАВОЧНІЙ ПОЗДОВЖНІЙ ПРОКАТЦІ

3.1. Математичний опис фізичних особливостей процесу наведення поперечної різностінності при безперервній безоправочній поздовжній прокатці

3.1.1. Основне рівняння закону зміни товщини стінки труби по периметру, обмежуваному калібром

Беремо за основу рівняння (2.1) розподілу радіальних переміщень $U_r = U_r(r)$ по товщині стінки деформованої заготовки, та, враховуючи, що реально радіальні переміщення є змінюваними по її периметру в межах калібру, і функція $U_r = U_r(r, \theta)$ має бути симетричною відносно вершини калібру валків ($\theta = 0$), евристично задаємо закон розподілу радіальних переміщень [115]

$$U_r(r, \theta) = \frac{1}{r} \cdot \left[\frac{a_1(r_n^2 - r^2)}{2} + \frac{a_2(r_n^4 - r^4) \sin^2 \theta}{4r^2} - r_n \Delta r_n(\theta) \right], \quad (3.1)$$

де a_1, a_2 – постійні коефіцієнти, що характеризують нерівномірність радіальної деформації заготовки по периметру, які обмежуються калібром і підлягають визначенню в ході розв'язання задачі;

$\Delta r_n(\theta)$ – закон розподілу радіальної деформації заготовки по периметру, які обмежуються калібром.

Із рівняння (3.1) випливає закон зміни товщини стінки $\Delta S(\theta) = U_r|_{r=r_n} - U_r|_{r=r_b}$ заготовки по периметру її в межах калібру

$$\Delta S(\theta) = \frac{1}{r_b} \cdot \left[\frac{a_1(r_n^2 - r_b^2)}{2} + \frac{a_2(r_n^4 - r_b^4) \sin^2 \theta}{4r_b^2} - (r_n - r_b) \cdot \Delta r_n(\theta) \right]. \quad (3.2)$$

Таким чином, для встановлення закону зміни товщини стінки по периметру труби необхідно встановити значення коефіцієнтів a_1 і a_2 , а також визначити закон $\Delta r_n(\theta)$ розподілу радіального обтиснення заготовки по її периметру, що обмежується калібром.

3.1.2. Ідея реалізації математичної моделі зміни товщини стінки труби по периметру, що обмежується калібром та встановлення зв'язку основного рівняння з умовами прокатки

Для визначення значень коефіцієнтів a_1 і a_2 , що зумовлюють характер зміни товщини стінки по периметру, що обмежуються калібром, виходимо з таких міркувань [123, 124]:

По-перше, модель (3.2) повинна задовольняти умові (2.5) мінімізації повної роботи деформації A_D . Цього можна домогтися, вимагаючи, щоб середня зміна товщини стінки, яка розрахована за моделлю (3.2), збігалася із середньою зміною товщини стінки, розрахованою за моделлю (2.17). Інакше кажучи, повинна виконуватися умова $\frac{1}{\beta} \int_0^\beta \Delta S(\theta) d\theta = \varepsilon S_0 \Delta \bar{S}_2$. Підставляючи

(2.19) та (3.2) в останній вираз, після відповідних перетворень, отримаємо математичний запис сформульованої умови

$$a_1 + a_2 \cdot \frac{1 - 2\bar{T}_0(1 - \bar{T}_0)}{2(1 - 2\bar{T}_0)^2} \cdot (1 - \beta \sin \beta \cos \beta) - \frac{\beta}{1 - \bar{T}_0} \int_0^\beta \frac{\Delta r_n(\theta)}{r_n} d\theta - \left(\frac{1}{1 - \bar{T}_0} - a_\varepsilon \right) \cdot \varepsilon = 0. \quad (3.3)$$

По-друге, модель (3.2) повинна відповідати експериментально встановленому факту [13], згідно з яким існує цілком певне (конкретне)

співвідношення $\frac{S_0}{D_0} = \bar{T}_{0K1}$, при якому не відбувається зміна початкової товщини стінки заготовки $S_0(\theta=0)$ у вершині калібру. Відповідно до прийнятої моделі (3.2), математичний запис цієї умови має вигляд

$$\frac{1}{r_b} \left[\frac{a_1(r_n^2 - r_b^2)}{2} - (r_n - r_b) \cdot \Delta r_{nb} \right] = 0,$$

звідки

$$a_1 = \frac{2\Delta r_{nb}}{(1 - \bar{T}_{0K1})D_0}, \quad (3.4)$$

де $\Delta r_{nb} = \Delta r_n(\theta=0)$ – обтиснення по радіусу у вершині калібру.

За даними роботи [1, стор. 77], величина $\bar{T}_{0K1}$ при прокатці без натягу ($Z=0$) труб з вуглецевої сталі лежить у межах $\bar{T}_{0K1}=0,16\dots0,17$. За даними роботи [13], для тих самих умов $\bar{T}_{0K1}=0,17$. Звернемо увагу на той факт, що можна прийняти співвідношення

$$\bar{T}_{0K1} = \frac{\bar{T}_{0K}}{2}. \quad (3.5)$$

Дійсно, під час прокатки без натягу ($Z=0$) вуглецевої сталі ($\mu=1$; $\tau_s=0$) величина $\bar{T}_{0K}$, в залежності від значення показника F_f , коливається в межах $\bar{T}_{0K}=0,333\dots0,350$ (див. рис. 2.9), і співвідношення (3.5) видається цілком ймовірним. Поширюючи співвідношення (3.5) на весь діапазон значень $\bar{T}_{0K} = \bar{T}_{0K}(Z, F_f)$, можна аналітично, вирішуючи систему рівнянь (2.17) та (2.20), визначити цікаву для нас величину $\bar{T}_{0K}$. Зауважимо, що, при такому підході, в символах обчислювальної системи Mathcad визначення величини $\bar{T}_{0K1}$ зводиться до виконання операції

$$\bar{T}_{0K1} = \frac{\text{root} \left[\left[\frac{1}{1 - \bar{T}_0} - \text{root} \left[\Re(a_\varepsilon), a_\varepsilon \right] \right], \bar{T}_0 \right]}{2}. \quad (3.6)$$

За відомим законом зміни радіального обтиснення заготовки $\Delta r_n(\theta)$ по периметру калібру послідовність обчислювальних операцій у вирішенні задачі визначення закону зміни товщини стінки $\Delta S(\theta)$ по периметру труби після безоправочної деформації заготовки має такий вигляд.

Із рівняння (3.6) визначаємо величину $\bar{T}_{0K1}$, підставляючи значення $\bar{T}_{0K1}$ у (3.4), обчислюємо значення коефіцієнта a_1 .

Підставляємо значення коефіцієнта a_1 у (3.3) і розв'язуємо одержане рівняння відносно величини коефіцієнта a_2 .

Закон зміни радіального обтиснення заготовки $\Delta r_n(\theta)$, який входить до основного рівняння математичної моделі (3.2), можна одержати на підставі рівнянь, що зв'язують параметри формозміни заготовки в конкретній кліті безперервного стану, яка має порядковий номер i :

- розміри калібру (висота b_i , ширина h_i , овальність λ_i , середній діаметр D_i);

- середній діаметр заготовки після деформації в кліті з порядковим номером $j = i - 1$, який дорівнює середньому діаметру попереднього калібру D_j ;

- відносна деформація $\varepsilon_i = 1 - \frac{D_i}{D_j}$.

Як правило, особливості формозміни в i -тій кліті безперервного стану додатково характеризують одним з наступних показників:

- абсолютне розширення [2, стор. 147]

$$\Delta b_i = b_i - h_j;$$

- відносне розширення [104, стор. 101-103]

$$\xi_i = 1 - \frac{\Delta b_i}{b_i};$$

- показник розширення [1, стор. 150]

$$\delta b_i = \frac{b_i - h_j}{b_j - h_i}.$$

Як показала практика [1, стор. 140-166], найбільш об'єктивним показником особливостей формозміни в овальних калібрах стана безперервної безоправочної поздовжньої прокатки труб є розподіл показника розширення δb_i по клітях, тому в подальших викладках будемо використовувати саме цю величину. Таким чином, деформація в калібрі з порядковим номером i характеризується сімома величинами (h_i , b_i , λ_i , D_j , D_i , ε_i , δb_i). Якщо розрахунок параметрів калібрів здійснювати послідовно за ходом прокатки від $i = 1$ (перша кліть безперервного стана) до $i = N$ (остання кліть безперервного стана), то в цьому випадку значення D_j при розрахунку параметрів формозміни в калібрі з порядковим номером i є відомим, тому що воно повинно бути визначено раніше, при розрахунку параметрів формозміни в попередньому калібрі з порядковим номером $j = i - 1$ (за $i = 1$ величина D_j дорівнює діаметру D_0 заготовки, яка входить у стан). Будемо початково задавати розподіл частинних деформацій по клітях безперервного стана, тому величина ε_i є відомою. Також будемо початково задавати величини показників розширення в усіх клітях стана, тому величина δb_i є відомою. Для визначення останніх чотирьох невідомих величин (h_i , b_i , λ_i , D_i), що характеризують деформацію в калібрі з порядковим номером i , використовуємо співвідношення, які зв'язують параметри, що розглядаються

$$D_i = D_j (1 - \varepsilon_i); \quad (3.7.1)$$

$$\lambda_i = \frac{b_i}{h_i}; \quad (3.7.2)$$

$$\delta b_i = \frac{b_i - h_j}{b_j - h_i}; \quad (3.7.3)$$

$$D_i = D_i(h_i, b_i, \lambda_i, D_j, \varepsilon_i, h_j, b_j). \quad (3.7.4)$$

Розв'язуючи систему чотирьох рівнянь (3.7.1-3.7.4), визначаємо чотири невідомі величини, що характеризують умови формозміни в калібрі з порядковим номером i (тому що розрахунок ведеться за ходом прокатки, значення висоти h_j та ширини b_j попереднього калібру є відомими).

Подальші математичні виклади зводяться до встановлення закону (3.7.4) зв'язку середнього діаметра калібру D_i з параметрами прокатки.

Відомо, що нарізування калібрів на валках здійснюють за двома технологіями: індивідуальна обробка кожного валка з подальшим встановленням їх у кліть; одночасна обробка всіх валків після встановлення їх в кліть [1, стор. 188-191]. Закон, що нас цікавить (3.7.4), залежить від технології виготовлення калібрів.

3.2. Розробка математичних моделей прокатки труб у валках із різними технологіями нарізування калібрів

3.2.1. Індивідуальне нарізування калібрів на валках (модель №1)

При індивідуальному – на кожному валку – нарізуванні поточний радіус калібру $r_{\theta i}$ (див. рис. 2.2, 2.3) визначиться з рівняння [32, стор. 189]

$$r_{\theta i} = \frac{R_i \sin \left[\theta - \arcsin \left(\frac{e_i \sin \theta}{R_i} \right) \right]}{\sin \theta},$$

або, що є тим же, але більш зручним для використання у розрахунках (бо не призводить до появи невизначеності типу $\frac{0}{0}$ у разі обчислення $r_{\theta i}$ у вершині калібру за $\theta = 0$)

$$r_{\theta i} = R_i \sqrt{1 - \left(\frac{e_i \sin \theta}{R_i} \right)^2} - e_i \cos \theta. \quad (3.8)$$

Радіус R_i та ексцентриситет e_i калібру при будь-якому числі валків визначаються зі співвідношень [105, стор. 345-346]

$$R_i = \frac{b_i^2 - 2b_i h_i \sin\left(\frac{\pi}{2} - \beta_i\right) + h_i^2}{2\left[h_i - b_i \sin\left(\frac{\pi}{2} - \beta_i\right)\right]}; \quad (3.9.1)$$

$$e_i = R_i - h_i. \quad (3.9.2)$$

Враховуючи, що, відповідно до (3.7.2), $\frac{b_i}{h_i} = \lambda_i$, перетворимо (3.9.1-3.9.2) до такого вигляду

$$R_i = \frac{h_i(\lambda_i^2 + 1 - 2\lambda_i \sin \phi)}{2(1 - \lambda_i \sin \phi)}; \quad (3.9.3)$$

$$e_i = \frac{h_i(\lambda_i^2 - 1)}{2(1 - \lambda_i \sin \phi)}, \quad (3.9.4)$$

$$\text{де } \phi = \frac{\pi(N_b - 2)}{2N_b}.$$

Використовуючи рівняння (3.9.3-3.9.4), отримаємо відомі формули [79, стор. 127] для визначення радіуса R_i та ексцентриситету e_i *двошарового* ($N_b = 2$) овального калібру

$$R_i = \frac{h_i(\lambda_i^2 + 1)}{2};$$

$$e_i = \frac{h_i(\lambda_i^2 - 1)}{2}.$$

Для *тривалкового* ($N_b = 3$) овального калібру з (3.9.3-3.9.4) отримаємо

$$R_i = \frac{h_i(\lambda_i^2 - \lambda_i + 1)}{2 - \lambda_i};$$

$$e_i = \frac{h_i(\lambda_i^2 - 1)}{2 - \lambda_i}.$$

Розв'язуючи сумісно (3.7.2-3.7.3), отримаємо співвідношення

$$h_i = \frac{\delta b_i b_j + h_j}{\delta b_i + \lambda_i}. \quad (3.10)$$

Підставляючи (3.9.3-3.9.4) та (3.10) до формули (3.8), маємо

$$r_{\theta i} = \frac{(\delta b_i b_j + h_j)(\lambda_i^2 + 1 - 2\lambda_i \sin \phi)}{2(\delta b_i + \lambda_i)(1 - \lambda_i \sin \phi)} \times \\ \times \left[\sqrt{1 - \left(\frac{\lambda_i^2 - 1}{\lambda_i^2 + 1 - 2\lambda_i \sin \phi} \sin \theta \right)^2} - \frac{\lambda_i^2 - 1}{\lambda_i^2 + 1 - 2\lambda_i \sin \phi} \cos \theta \right]. \quad (3.11)$$

На підставі *першої теореми про середнє* [107, стор. 239] можна стверджувати, що, відповідно до (3.11), середній діаметр калібру дорівнює

$$D_i = \frac{2}{\beta_i} \int_0^{\beta_i} r_{\theta i} d\theta. \quad (3.12)$$

У той же час, при заданій величині відносного обтиснення ε_i , середній діаметр калібру D_i визначається згідно з формулою (3.7.1). Прирівнюючи праві частини рівнянь (3.7.1) та (3.12), отримаємо

$$\frac{2}{\beta_i} \int_0^{\beta_i} r_{\theta i} d\theta - (1 - \varepsilon_i) D_j = 0. \quad (3.13)$$

Рівняння (3.13) є математичним записом умови співпадання початково (гранично) заданих і фактичних, таких, що реально мають місце в процесі прокатки, величин відносних деформацій ε_i .

Підставляючи (3.11) до (3.13), отримаємо потрібний закон зв'язку (3.7.4) в остаточному вигляді [108]

$$\frac{(\delta b_i b_j + h_j)(\lambda_i^2 + 1 - 2\lambda_i \sin \phi)}{\beta_i (\delta b_i + \lambda_i)(1 - \lambda_i \sin \phi)} \times \\ \times \left\{ \int_0^{\beta_i} \left[\sqrt{1 - \left(\frac{\lambda_i^2 - 1}{\lambda_i^2 + 1 - 2\lambda_i \sin \phi} \sin \theta \right)^2} - \frac{(\lambda_i^2 - 1) \cos \theta}{\lambda_i^2 + 1 - 2\lambda_i \sin \phi} \right] d\theta \right\} - (1 - \varepsilon_i) D_j = 0, \quad (3.14)$$

де $D_j = D_0 \cdot \prod_{w=1}^j (1 - \varepsilon_w)$ – середній діаметр калібру, який утвореного

валками в кліті з порядковим номером j (середній діаметр заготовки після прокатки в кліті з порядковим номером j);

$w = 1, 2, \dots, j$ – порядковий номер співмножника (номер кліті) в добутку $\prod_{w=1}^j (1 - \varepsilon_w) = (1 - \varepsilon_1) \cdot (1 - \varepsilon_2) \cdot \dots \cdot (1 - \varepsilon_j)$.

Розв'язуючи систему рівнянь (3.7.1–3), (3.14), отримаємо значення чотирьох невідомих величин (h_i, b_i, λ_i, D_i), що характеризують деформацію у кліті з порядковим номером i , на валках якої калібри нарізані індивідуально (до встановлення валків у кліть).

Закон зміни радіального обтиснення заготовки $\Delta r_{ni}(\theta)$ по периметру калібру з порядковим номером i визначиться в загальному випадку з рівняння

$$\Delta r_{ni}(\theta) = r_{\theta j} - r_{\theta i}, \quad (3.15)$$

де $r_{\theta j}$ – поточний радіус заготовки, обмежуваний периметром калібру.

Розглянемо традиційне взаємне розташування валків у сусідніх клітях безперервного стана: поздовжні перерізи труби проходять через вершини попереднього, j -того калібру і вісь прокатки, далі – через випуск наступного, i -того калібру. Також розглянемо традиційну конструкцію стана, що припускає однакову кількість валків у всіх клітях стана ($N_{b1} = N_{bj} = N_{bi} = N_{bN} = \text{const}$). Такі обмеження зумовлюють взаємний

поворот калібрів сусідніх клітей один відносно одного на кут $\beta_i = \frac{\pi}{N_{bi}}$. У

цьому випадку радіус $r_{\theta j}$ заготовки після деформації в калібрі з порядковим номером j визначиться як функція центрального кута θ ($\theta = 0$ у вершині деформуючого, i -того, калібру)

$$r_{\theta j} = \frac{D_j}{2} - \left\langle \frac{D_j}{2} - \frac{R_j \sin \left\{ \beta_i - \theta - \arcsin \left[\frac{e_j \sin(\beta_i - \theta)}{R_j} \right] \right\}}{\sin(\beta_i - \theta)} \right\rangle F_T,$$

або, що є тим же, але більше зручним для використання в розрахунках (бо не призводить до появи невизначеності типу $\frac{0}{0}$ за обчислення r_{nj} у випуску деформуючого калібру за $\theta = \beta_i$)

$$r_{\theta j} = \frac{D_j}{2} - \left[\frac{D_j}{2} - R_j \sqrt{1 - \frac{e_j \sin(\beta_i - \theta)}{R_j}} + e_j \cos(\beta_i - \theta) \right] F_{Ti}, \quad (3.16)$$

де R_j ; e_j – відповідно, радіус та ексцентриситет кліті з порядковим номером j ;

$$F_{Ti} = F_{Ti}(\bar{T}_j) - \text{функція показника тонкостінності заготовки } \bar{T}_j = \frac{S_j}{D_j},$$

що враховує переовалізацію заготовки поза зоною геометричного осередку деформації деформуючої кліті (по фізичному змісту величина F_{Ti} лежить у межах $F_{Ti} = 0 \dots 1,0$).

Підставляючи (3.11) та (3.16) до (3.15), отримаємо закон розподілу радіального обтиснення $\Delta r_{ni}(\theta)$ по периметру i -того калібру. Обчислюючи коефіцієнти a_{1i} , a_{2i} відповідно до методики, викладеної в п. 3.1.2 та підставляючи їхні значення і функцію $\Delta r_{ni}(\theta)$ у формулу (3.2), отримаємо рішення поставленої задачі у вигляді закону розподілу змін товщини стінки $\Delta S_i(\theta)$ по периметру. У разі прокатки циліндричної заготовки (прокатка в першій кліті безперервного стана) необхідно підставляти у відповідні рівняння $\lambda_j = 1$. У разі прокатки попередньо овалізованої заготовки (прокатки в усіх клітях безперервного стана, крім першої) необхідно підставляти у відповідні рівняння $\lambda_j > 1$.

3.2.2. Нарізування калібрів на валках «у зібраному стані» (модель №2)

Геометричні параметри (рівняння профілю) калібрів, які нарізують одночасно на всіх, встановлених у кліть, валках методом розточування фрезою, відрізняються від геометричних параметрів калібрів, нарізаних на кожному валку індивідуально [9, стор. 460]. При індивідуальному нарізуванні профіль калібру описується рівнянням дуги кола, а при розточуванні фрезою – рівнянням кривої четвертого порядку [110].

Геометричні параметри N_b -валкового калібру (h_i, b_i), нарізаного на валках «у зібраному стані» (рис. 3.1), пов'язані з діаметром різального інструмента $D_{fi} = 2R_{fi}$ та параметрами його встановлення (зміщенням F_i переднього торця інструмента відносно площини центрів валків $YO_{xz}Z$) рівняннями [1, стор. 191; 104]

$$D_{fi} = h_i - \frac{h_i^2}{D_{ui}} - b_i \cos \beta_i + \frac{b_i^2}{D_{ui}} + \frac{b_i^2 \sin^2 \beta_i}{h_i - \frac{h_i^2}{D_{ui}} - b_i \cos \beta_i + \frac{b_i^2}{D_{ui}}}; \quad (3.17.1)$$

$$F_i = \sqrt{\left(\frac{D_{ui}}{2} - h_i\right)^2 - \left(\frac{D_{ui} - D_{fi}}{2}\right)^2}. \quad (3.17.2)$$

Рівняння профілю твірної будь-якого N_b -валкового калібру (радіуса калібру $r_{\theta i}$ у площині центрів валків $YO_{xz}Z$) можна записати у вигляді функції від центрального кута θ

$$r_{\theta i} = \sqrt{h_{\theta i}^2 + b_{\theta i}^2}. \quad (3.18)$$

Поточне по периметру калібру значення поперечної координати $b_{\theta i}$ радіуса калібру як функція центрального кута θ має вигляд

$$b_{\theta i} = R_{fi} \sin \theta. \quad (3.19)$$

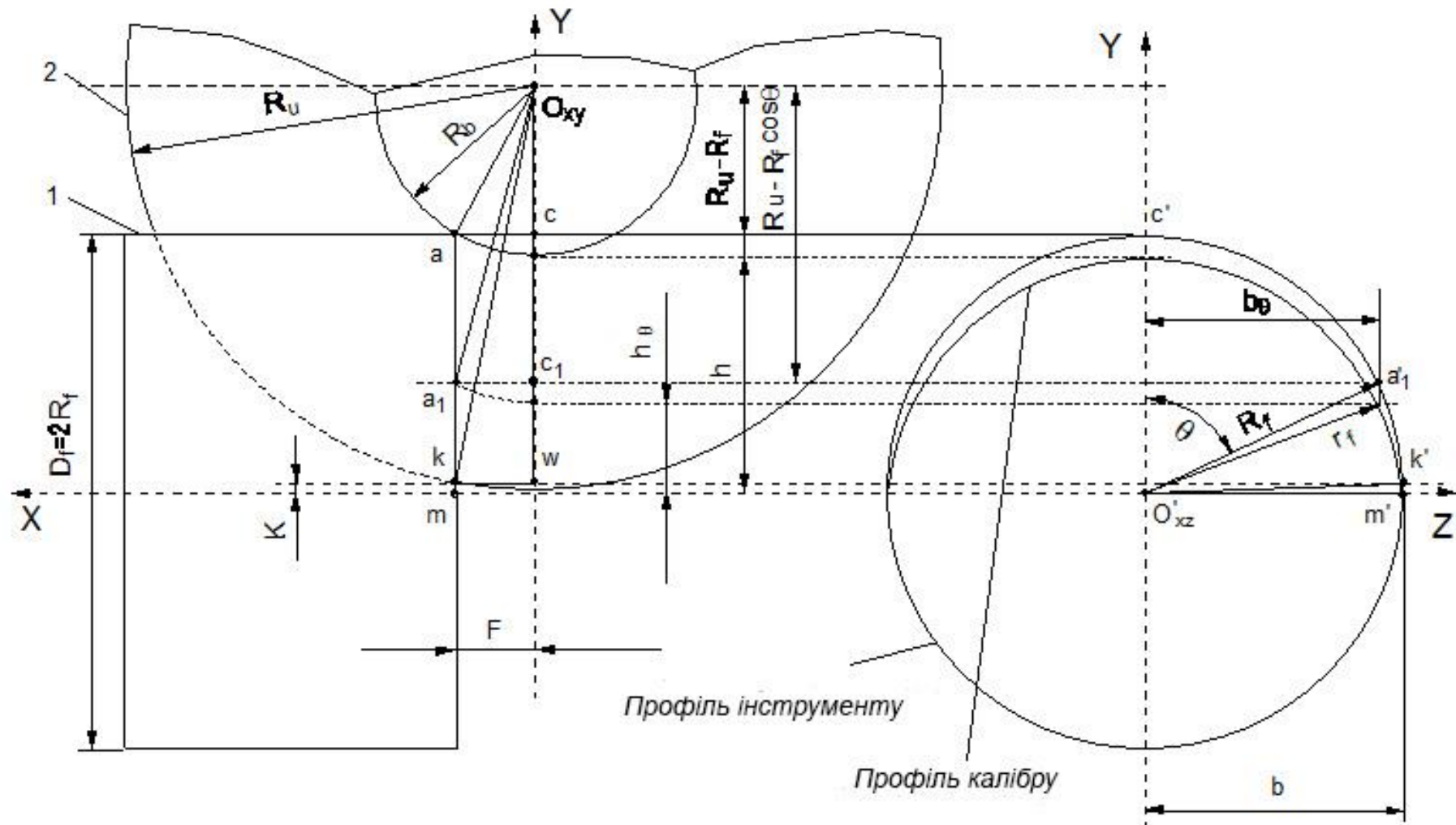


Рис. 3.1. Схема до визначення співвідношення геометричних розмірів калібру та ріжучого інструменту при одноразовій нарізці калібрів валків «у зібраному стані»: 1 – ріжучий інструмент; 2 – валок

Із геометричних співвідношень отримаємо значення поточного по периметру калібру значення висотної координати $h_{\theta i}$ радіуса калібру як функцію центрального кута θ .

$$h_{\theta i} = R_{ui} - R_{b\theta i}. \quad (3.20)$$

Із трикутника $a_1 O_{xy} c_1$ визначаємо поточне по периметру калібру значення радіуса валка

$$R_{b\theta i} = \sqrt{(R_{ui} - R_{fi} \cos \theta)^2 + F_i^2}. \quad (3.21)$$

Використовуючи вирази (3.17.1-3.17.2), (3.19-3.19.21), перетворюємо рівняння (3.18) до виду $r_{\theta i} = r_{\theta i}(R_{ui}, b_i, h_i, \theta)$ і отримаємо

$$r_{\theta i} = \sqrt{\left[R_{ui} - \sqrt{(R_{ui} - N_{hi} \cos \theta)^2 + (R_{ui} - h_i)^2 - (R_{ui} - N_{hi})^2} \right]^2 + N_{hi}^2 \sin^2 \theta}, \quad (3.22)$$

$$\text{де } N_{hi} = \frac{1}{2} \cdot \left(A_{hi} + \frac{b_i^2 \sin^2 \beta_i}{A_{hi}} \right); \quad A_{hi} = h_i - \frac{h_i^2}{D_{ui}} - b_i \cos \beta_i + \frac{b_i^2}{D_{ui}}.$$

Середній діаметр калібру визначиться як

$$D_i = \frac{2}{\theta_{ki}} \int_0^{\theta_{ki}} r_{\theta i} d\theta, \quad (3.23)$$

$$\text{де } \theta_{ki} = \arcsin \frac{b_i}{R_{fi}}.$$

У той же час, при заданій величині відносного обтиснення ε_i середній діаметр калібру D_i визначається відповідно до формули (3.7.1). Прирівнюючи праві частини рівнянь (3.7.1) та (3.23), отримаємо

$$\frac{2}{\theta_{ki}} \int_0^{\theta_{ki}} r_{\theta i} d\theta - (1 - \varepsilon_i) D_j = 0. \quad (3.24)$$

Рівняння (3.24) є математичним записом умови співпадання початково (гранично) заданих та фактичних, таких, що реально мають місце в процесі прокатки, величин відносних деформацій ε_i .

Після підставлення (3.22) у (3.24) і перетворень отримаємо потрібний закон зв'язку (3.7.4) в остаточному вигляді [109]

$$2 \cdot \int_0^{Y_{\lambda i}} \left\{ \sqrt{\left[\frac{D_{ui}}{2} - \sqrt{\left(\frac{D_{ui}}{2} - N_{\lambda i} \cdot \cos \theta \right)^2 + \left(\frac{D_{ui}}{2} - \frac{b_i}{\lambda_i} \right)^2 - \left(\frac{D_{ui}}{2} - N_{\lambda i} \right)^2} \right]^2} + N_{\lambda i}^2 \cdot \sin^2 \theta \right\} d\theta - Y_{\lambda i} D_j (1 - \varepsilon_i) = 0 \quad (3.25)$$

$$\text{де } b_i = \frac{(\lambda_j \delta b_i + 1) h_j \lambda_i}{\delta b_i + \lambda_i}; \quad N_{\lambda i} = \frac{1}{2} \cdot \left(G_{\lambda i} + \frac{b_i^2 \sin^2 \beta_i}{G_{\lambda i}} \right);$$

$$G_{\lambda i} = \left[\frac{1}{\lambda_i} - \cos \beta_i + \left(1 - \frac{1}{\lambda_i^2} \right) \cdot \frac{b_i}{D_{ui}} \right] \cdot b_i; \quad Y_{\lambda i} = \arcsin \left(\frac{b_i \sin \beta_i}{N_{\lambda i}} \right).$$

Розв'язуючи систему рівнянь (3.7.1-3.7.3), (3.25), отримаємо значення чотирьох невідомих величин (h_i , b_i , λ_i , D_i), що характеризують деформацію в кліті з порядковим номером i , на валках якої калібри нарізані «у зібраному стані».

Закон зміни радіального обтиснення заготовки $\Delta r_{ni}(\theta)$ по периметру калібру з порядковим номером i визначиться в загальному випадку з рівняння (3.15). Як і у випадку індивідуального нарізування калібрів (модель №1), радіус $r_{\theta j}$ заготовки після деформації в кліті з порядковим номером j визначиться як функція величин θ та F_{Ti} . Аналогічно (3.16) отримаємо

$$r_{\theta j} = (1 - F_{Ti}) \cdot \frac{D_j}{2} + \quad (3.26)$$

$$+F_{Ti} \sqrt{\left\{ R_{uj} - \sqrt{\left[R_{uj} - N_{hj} \cos(\beta_i - \theta) \right]^2 + (R_{uj} - h_j)^2 - (R_{uj} - N_{hj})^2} \right\}^2 + N_{hj}^2 \sin^2(\beta_i - \theta)},$$

$$\text{де } N_{hj} = \frac{1}{2} \cdot \left(A_{hj} + \frac{b_j^2 \sin^2 \beta_j}{A_{hj}} \right); \quad A_{hj} = h_j - \frac{h_j^2}{D_{uj}} - b_j \cos \beta_j + \frac{b_j^2}{D_{uj}}.$$

Підставляючи (3.22) та (3.26) у (3.15), отримаємо закон розподілу радіального обтиснення $\Delta r_{ni}(\theta)$ по периметру i -того калібру. Обчислюючи коефіцієнти a_{1i} , a_{2i} відповідно до методики, викладеної в п. 3.1.2 і підставляючи їхні значення та функцію $\Delta r_{ni}(\theta)$ у формулу (3.2), отримаємо рішення поставленої задачі у вигляді закону розподілу змін товщини стінки $\Delta S_i(\theta)$ труби по периметру, обмеженому калібром. У разі прокатки циліндричної заготовки (прокатки в першій кліті безперервного стана) до відповідних рівнянь необхідно підставляти $\lambda_j = 1$. У разі прокатки попередньо зовалізованої заготовки (прокатки в усіх клітках безперервного стана, крім першої) у відповідні рівняння необхідно підставляти $\lambda_j > 1$.

3.2.3. Спрощена модель розрахунку параметрів калібрування валків (модель №3)

У практиці розрахунку таблиць прокатки на безперервних безоправочних станах широко використовують допущення, згідно з яким середній діаметр калібру D_i дорівнює сумі значень його висоти h_i та ширини b_i [8, стор. 560]

$$D_i = b_i + h_i. \quad (3.27)$$

Якщо вважати можливим використання допущення (3.27), то при відомих D_j , ε_i та δb_i , після розв'язання системи рівнянь (3.7.1-3.7.3), (3.27), визначимо значення чотирьох невідомих величин (λ_i , D_i , b_i і h_i), що характеризують умови деформації в калібрі з порядковим номером i [115]:

$$\lambda_i = \frac{\delta b_i (1 - \varepsilon_i) (1 + \lambda_j) - (\lambda_j \delta b_i + 1)}{(\lambda_j \delta b_i + 1) - (1 - \varepsilon_i) (1 + \lambda_j)}; \quad (3.28.1)$$

$$D_i = D_j (1 - \varepsilon_i); \quad (3.28.2)$$

$$b_i = \frac{D_i \lambda_i}{\lambda_i + 1}; \quad (3.28.3)$$

$$h_i = \frac{b_i}{\lambda_i}. \quad (3.28.4)$$

Для випадку прокатки *циліндричної* заготовки діаметром D_0 в овальному калібрі формули (3.28.1-3.28.4) набувають такого вигляду

$$\lambda_i = \frac{1 - \delta b_i (1 - 2\varepsilon_i)}{1 - \delta b_i - 2\varepsilon_i}; \quad (3.29.1)$$

$$D_i = D_0 (1 - \varepsilon_i); \quad (3.29.2)$$

$$b_i = \frac{D_0 (1 - \varepsilon_i) \lambda_i}{\lambda_i + 1}; \quad (3.29.3)$$

$$h_i = \frac{D_0 (1 - \varepsilon_i)}{\lambda_i + 1}. \quad (3.29.4)$$

Всі інші обчислення, пов'язані з визначенням законів розподілу радіального обтиснення $\Delta r_{ni}(\theta)$ і зміни товщини стінки $\Delta S_i(\theta)$ заготовки по периметру, що обмежуються калібром, в спрощеній моделі аналогічні наведеним вище (3.2.1-3.2.2). Наприклад, у випадку індивідуального нарізування валків за заданих для кліті з порядковим номером i величинах ε_i , δb_i , N_{bi} ($\beta_i = \frac{\pi}{N_{bi}}$) та відомих геометричних параметрів заготовки D_j , h_j , b_j , λ_j (мається на увазі, що вони визначені в розрахунку параметрів прокатки в попередньому овальному калібрі з порядковим номером j), алгоритм розрахунку є таким (припускається, що величини ідеального діаметра валків D_{ui} , коефіцієнта тертя f_i , коефіцієнта пластичного натягу Z_i є гранично заданими):

- за формулою (3.6) розраховуємо значення критичної тонкостінності заготовки $\bar{T}_{0K1i}$, що відповідає гранично заданому натягу Z_i та узагальненому показнику F_{fi} ;
- визначаємо обтиснення у вершині калібру $r_{nbi} = \Delta r_{ni}(\theta = 0) = b_j - h_i$;
- використовуючи одержане значення Δr_{nbi} , визначаємо коефіцієнт a_{1i} за формулою (3.4);
- визначаємо коефіцієнт a_{ei} та зміну середньої товщини стінки ΔS_i , що йому відповідає, за розробленою моделлю (2.17);
- визначаємо коефіцієнт a_{2i} із рівняння (3.3);
- визначаємо радіус R_i та ексцентриситет e_i калібру за формулами (3.9.3-3.9.4);
- підставляючи обчислені значення овальності λ_i , висоти h_i та ширини b_i калібру «деформуючої» (i -тої) кліті у вирази (3.11), (3.16) та використовуючи (3.15), отримаємо закон зміни радіального обтиснення $\Delta r_{ni}(\theta) = r_{\theta j} - r_{\theta i}$ труби по периметру, обмежуваному калібром;
- підставляючи отримані значення a_{1i} , a_{2i} та $\Delta r_{ni}(\theta)$ у формулу (3.2), отримаємо розв'язання поставленої задачі у вигляді закону розподілу змін товщини стінки $\Delta S_i(\theta)$ труби по периметру, що обмежуються калібром.

3.3. Реалізація та аналіз математичних моделей прокатки труб у безперервних безоправочних станах із валками, калібри яких нарізані за різними технологіями

Реалізацію математичних моделей здійснювали, використовуючи систему автоматизування математичних обчислень Mathcad. При цьому поетапно розширювали коло аналізованих параметрів формозміни.

Перший етап. Порівнюючи розрахункові та експериментальні дані про параметри формозміни циліндричних та попередньо зовалізованих

заготовок в одній кліті, аналізували рівень адекватності розробленої математичної моделі №1 реальному процесу безоправочної поздовжньої прокатки труб.

Другий етап. Порівнюючи результати реалізації моделей №1, №2 та №3, аналізували:

- а) вплив способу виготовлення калібрів на їхні геометричні розміри;
- б) помилку, внесену до розрахунку геометричних параметрів калібрів використанням допущення (3.27).

Третій етап. Одночасно з визначенням параметрів, що характеризують умови деформації в калібрі, розраховували прогнозований рівень наведеної поперечної різностінності труб

$$B_t = \frac{(S_{\max t} - S_{\min t}) \cdot 100\%}{S_{\text{midt}}}, \quad (3.30)$$

де $S_{\max t}$, $S_{\min t}$, S_{midt} – відповідно, максимальна, мінімальна та середня товщина стінки труби після багатоклітьової безоправочної прокатки.

Порівнюючи результати розрахунків за різними моделями, аналізували вплив технології виготовлення калібрів на величину B_t .

Четвертий етап. Мета розрахунків полягала у виборі оптимального розподілу сумарної деформації заготовки $\varepsilon = 1 - \prod_{i=1}^N (1 - \varepsilon_i) = 1 - \frac{D_t}{D_0}$ у вигляді частинних деформацій ε_i між клітями безперервного стану. Як параметр оптимізації використовували мінімізацію наведеної відносної поперечної різностінності B_t . Для реалізації поставленої мети математичні моделі №1 та №2 доповнювали обчислювальним блоком, що використовує принципи методу динамічного програмування [111, 112], ефективність якого у вирішенні подібних задач було показано в роботах [32, 41, 113 та ін.]. Обчислювальна процедура для реалізації методу динамічного програмування запозичена з роботи [40, стр. 386-392], де наведено її докладний опис.

3.3.1. Реалізація моделі №1 у разі прокатки в одній кліті

На рис. 3.2-3.8 представлені результати розрахунків для випадку безоправочної поздовжньої прокатки циліндричних та попередньо зовалізованих заготовок в одній кліті ($i=1, j=0$) та порівнюючи їх з експериментальними та розрахунковими даними інших авторів. Як базові використовували такі параметри розрахунків формозміни в *одній* двовалковій кліті з овальним калібруванням валків (індекс «1» опущений): $\tau_s=0$; $\mu=1$; $\lambda_0=1,0$; $\lambda=1,24$; $\delta b=0,05$; $\varepsilon=0,12$; $D_u=260$ мм; $Z=0$; $f=0,4$; $F_T=2\bar{T}$. Прийняте базове поєднання τ_s та μ відповідає умовам формозміни заготовки з вуглецевої сталі при температури гарячої деформації; за $\tau_s=1$ і $\mu=0$ модель буде описувати умови гарячої деформації корозійностійкої сталі [25, стор. 641].

Аналіз результатів реалізації моделі дозволяє зробити наступні висновки.

Розрахунок зміни товщини стінки $\Delta S(\theta)$ по периметру труб, прокатаних із циліндричних та зовалізованих заготовок в одній кліті з овальним калібруванням валків, дає задовільну збіжність із розрахунковими та експериментальними даними інших авторів (рис. 3.2, 3.4-3.6).

Результати розрахунків (рис. 3.3) вказують на те, що у разі прокатки в ідентичних умовах формозміни відносна поперечна різностінність B_t труб із корозійностійкої сталі повинна бути більшою, ніж труб із вуглецевої сталі, що збігається з висновками роботи [3, стор. 641].

Відповідно до розрахункових даних (рис. 3.6, 3.7) збільшення коефіцієнта пластичного натягу Z має зменшувати відносну поперечну різностінність труб B_t , що кореспондується з результатами відомих досліджень [1, 32, 38 та ін.].

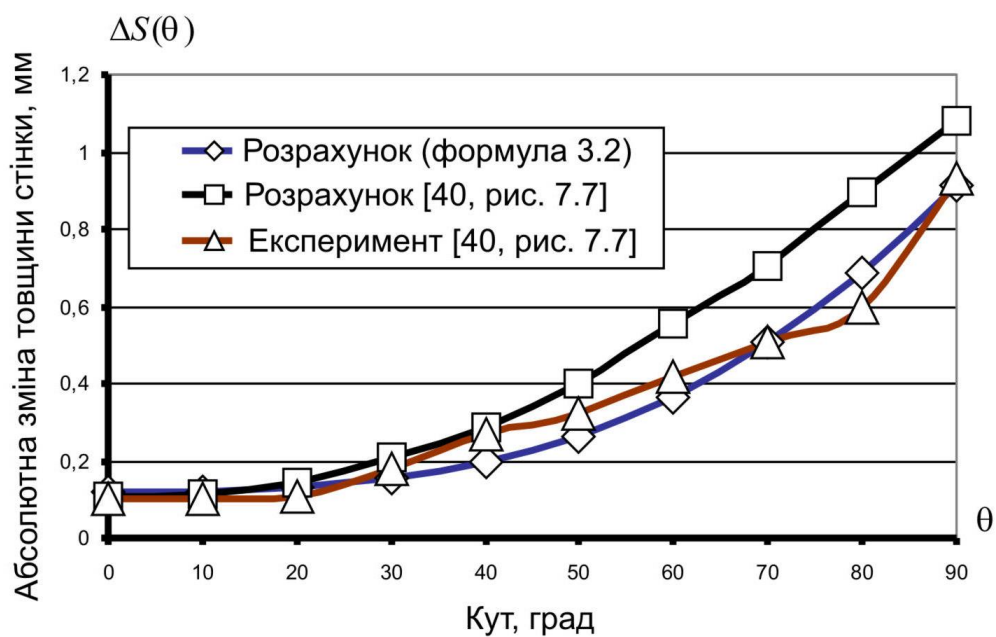


Рис. 3.2. Залежність $\Delta S(\theta)$ у разі прокатки заготовок $D_0 \times S_0 = 50 \times 5$ мм

(сталі 10; $a_\epsilon = 0,63$; $a_1 = 0,231$; $a_2 = -0,062$; $\bar{T}_{0K} = 0,363$)

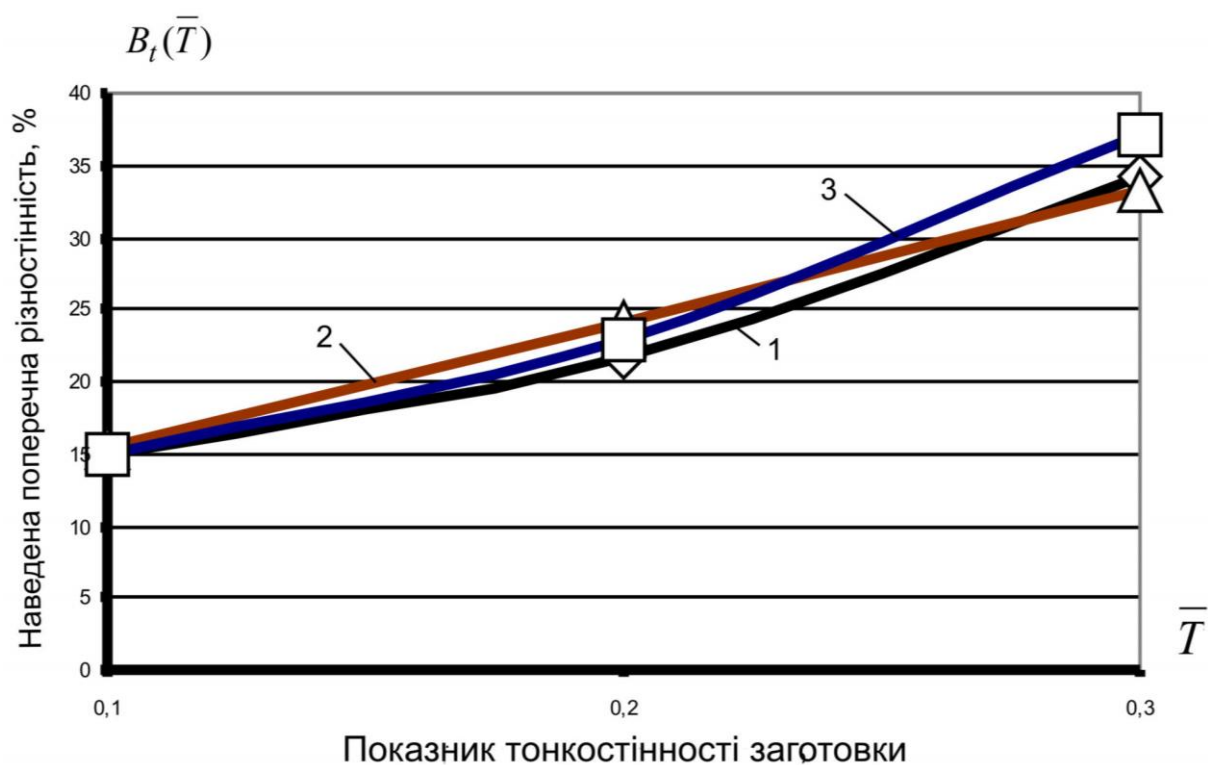


Рис. 3.3. Залежність $B_t = B_t(\bar{T})$ у разі прокатки заготовок $D_0 = 50$ мм:

1 – розрахунок ($\mu = 1$; $\tau_s = 0$); 2 – експеримент [32, стор. 205-206] (сталі 10);

3 – розрахунок ($\mu = 0$; $\tau_s = 1$)

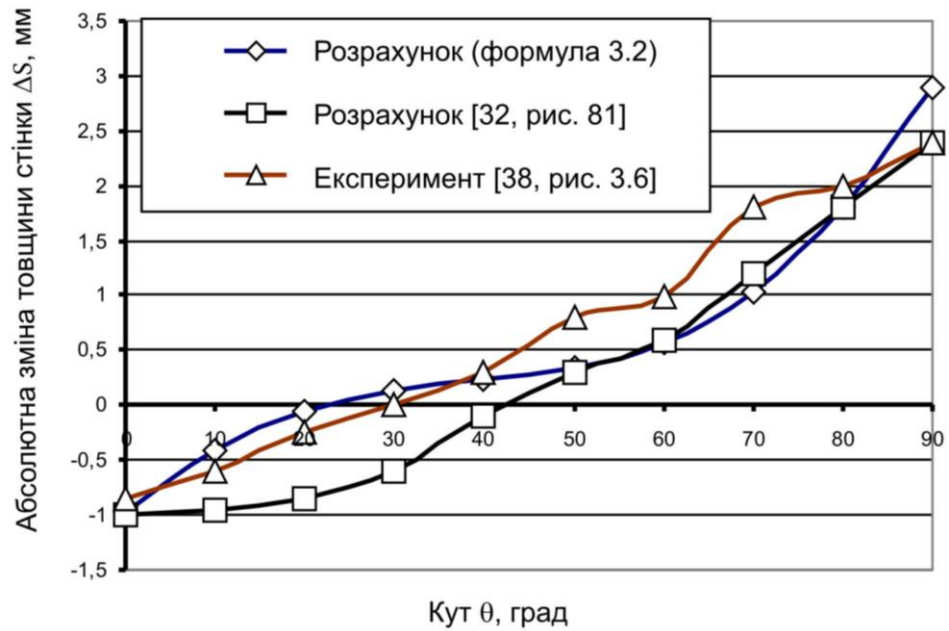


Рис. 3.4. Розрахункові та емпіричні залежності $\Delta S(\theta)$ у разі прокатки попередньо зовалізованих ($\lambda_0 = 1,11$) заготовок $D_0 \times S_0 = 50 \times 15$ мм (сталь 10; $\delta b = 0,51$; $a_\varepsilon = 1,267$; $a_1 = 0,221$; $a_2 = -0,067$; $\lambda = 1,21$; $\bar{T}_{0K} = 0,365$)

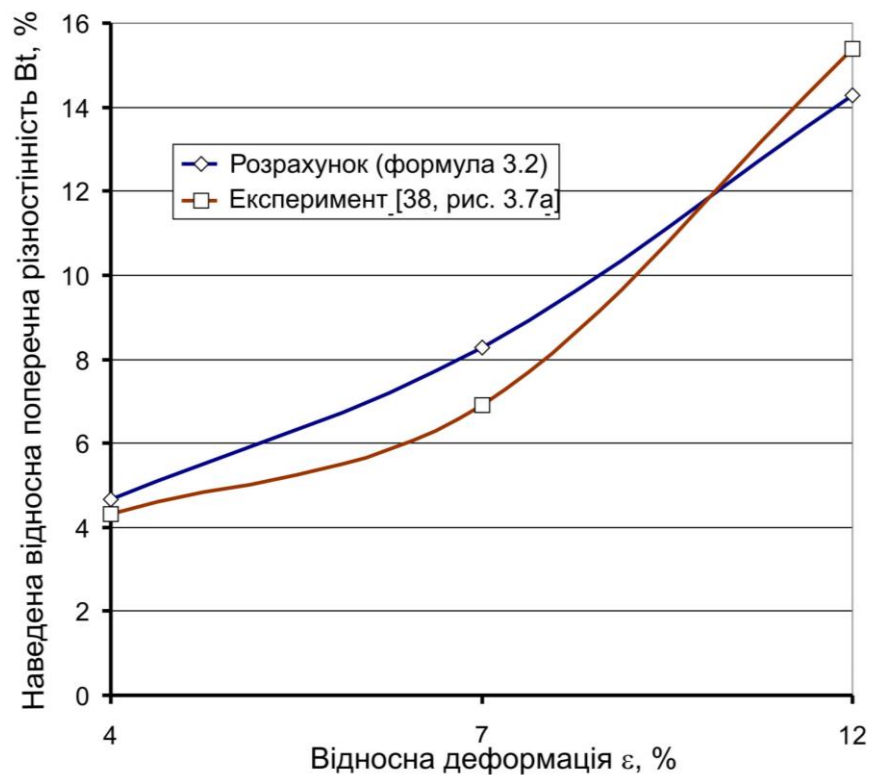


Рис. 3.5. Вплив відносної деформації по діаметру ε на наведену поперечну різностінність труб B_t у разі прокатки заготовок $D_0 \times S_0 = 50 \times 5$ мм (сталь 10; $\delta b = -0,04$)

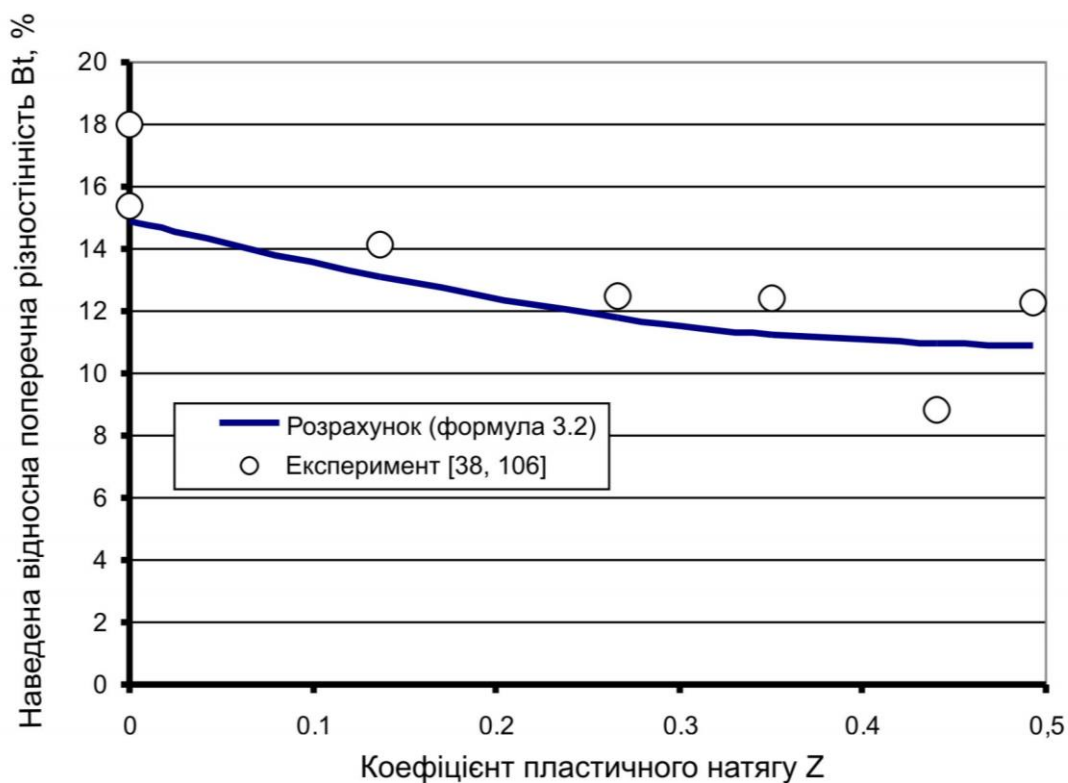


Рис. 3.6. Вплив величини коефіцієнта пластичного натягу Z на наведену відносну поперечну різностінність B_t труб із вуглецевої сталі у разі прокатки точених заготовок розміром $D_0 \times S_0 = 50 \times 5$ мм

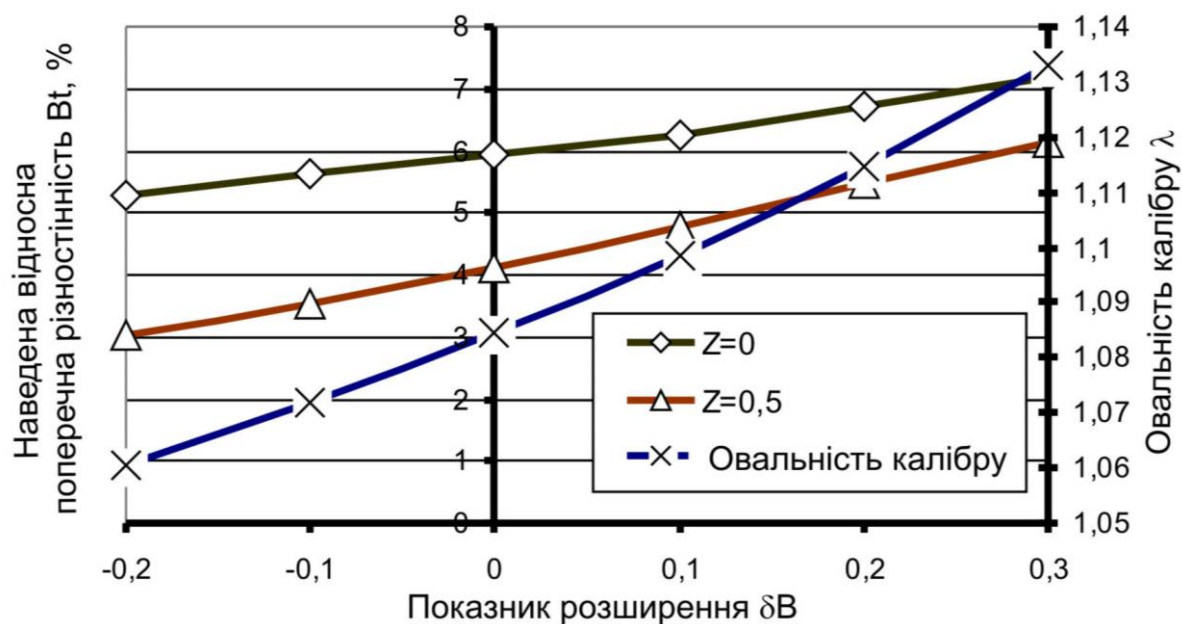


Рис. 3.7. Вплив показника розширення δb на наведену відносну поперечну різностінність труб B_t та необхідну овальність калібру λ у разі прокатки заготовки розміром $D_0 \times S_0 = 50 \times 5$ мм ($\varepsilon = 0,05$)

Згідно з розрахунковими даними зниження показника розширення δb зменшує відносну поперечну різностінність труб B_t . Такий результат узгоджується із узагальненими висновками роботи [1, стор. 110], де зазначено, що «застосування калібрів з мінімально допустимим вільним розширенням сприяє зменшенню поперечної різностінності труби у разі прокатки в одній кліті».

Аналіз результатів розрахунків (рис. 3.8) дозволяє стверджувати, що, при інших однакових умовах, прокатка попередньо зовалізованих заготовок повинна супроводжуватися більш низьким рівнем наведеної поперечної різностінності, ніж прокатки циліндричних заготовок. Обґрунтованість такого твердження підкріплюється відомими експериментальними [32, стор. 205-206] та розрахунковими [40, рис. 7.12] даними.

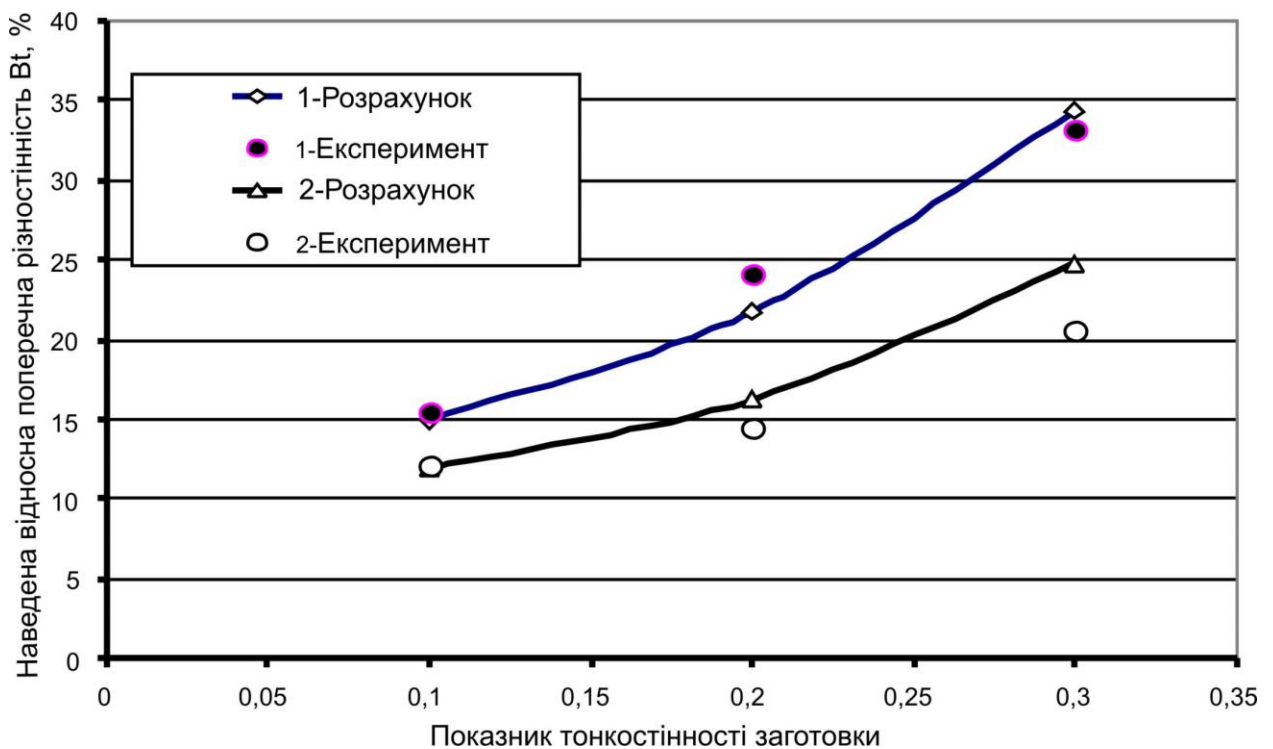


Рис. 3.8. Розрахункові та експериментальні значення відносної поперечної різностінності труб B_t після прокатки циліндричних (1) та попередньо зовалізованих (2; $\lambda_0 = 1,11$) заготовок з різними показниками тонкостінності

$$\bar{T} = \frac{S_0}{D_0} (\varepsilon = 0,12; \delta b = 0,05; Z = 0; f = 0,4)$$

Таким чином, порівняння розрахункових та експериментальних даних про параметри формозміни в одній кліті дозволяє констатувати можливість використання розробленої математичної моделі для вивчення умов наведення поперечної різностінності у разі безоправочної поздовжньої прокатки труб.

3.3.2. Реалізація моделей для безперервної багатоклітьової безоправочної прокатки труб

Для випадку багатоклітьової (безперервної) безоправочної прокатки розрахунок здійснюється «за ходом деформації», тобто послідовно аналізуються умови формозміни в клітях із порядковими номерами $i = 1, 2, \dots, N-1, N$. Обчислювальна процедура зводиться до послідовного перенадання індексів «попередньої деформації» (j -тої) кліті та «поточної деформації» (i -тої) кліті. Іншими словами, в процесі розрахунку параметрів труби (середній діаметр, стінка, овальність, поперечна різностінність та ін.) після деформації в i -тій кліті ці параметри мають індекс « i ». Для наступної кліті цим параметрам надається індекс « j » параметрів труби після деформації в попередній кліті. Товщина стінки труби після прокатки в кожній i -тій кліті обчислюється з врахуванням повороту клітей відповідно до виразу

$$S_i(\theta) = S_j(\beta_i - \theta) + \Delta S_i(\theta). \quad (3.31)$$

Можливі різні варіанти постановки задачі в залежності від початково заданих параметрів процесу прокатки: середнього по стану коефіцієнта пластичного натягу $Z_{сер}$, товщини стінки заготовки S_0 , товщини стінки труби S_t .

1. Початково заданий середній по стану коефіцієнт пластичного натягу ($Z_{сер} = Z_{сер}^*$). За початково заданої товщини стінки заготовки $S_0 = S_0^*$ кінцева товщина стінки труби визначиться як $S_t = S_0 + \Delta S_\Sigma$ (тут ΔS_Σ – сума адитивних змін товщини стінки в клітях).

2. Початково заданий середній по стану коефіцієнт пластичного натягу ($Z_{сер} = Z_{сер}^*$). За заданої товщини стінки труби $S_t = S_t^*$ потрібну товщину стінки заготовки розраховують за формулою О.А. Шевченка – В.А. Юргеленаса, яку в символах системи **Mathcad** представляють у наступному вигляді

$$S_0 = root \left[\frac{\ln \left(\frac{D_0 - S_0}{D_t - S_t} \right)^{1-2 \left(\frac{S_0 + S_t}{D_0 + D_t} \right)^K} + \ln \left(\frac{S_0}{S_t} \right)^{2 - \left(\frac{S_0 + S_t}{D_0 + D_t} \right)^K}}{\ln \left[\frac{S_0 (D_0 - S_0)^2}{S_t (D_t - S_t)^2} \right]^{1 - \left(\frac{S_0 + S_t}{D_0 + D_t} \right)^K}} - Z_{сер}, S_0 \right].$$

3. Початково задані стінка заготовки $S_0 = S_0^*$ і стінка труби $S_t = S_t^*$. В цьому випадку середній по стану коефіцієнт пластичного натягу є шуканою величиною і визначається з формули О.А. Шевченка – В.А. Юргеленаса як

$$Z_{сер} = \frac{\ln \left(\frac{D_0 - S_0}{D_t - S_t} \right)^{1-2 \left(\frac{S_0 + S_t}{D_0 + D_t} \right)^K} + \ln \left(\frac{S_0}{S_t} \right)^{2 - \left(\frac{S_0 + S_t}{D_0 + D_t} \right)^K}}{\ln \left[\frac{S_0 (D_0 - S_0)^2}{S_t (D_t - S_t)^2} \right]^{1 - \left(\frac{S_0 + S_t}{D_0 + D_t} \right)^K}}.$$

Незалежно від умов поставки задачі, прийнято допущення, згідно з яким у всіх клітках стана частинні коефіцієнти пластичного натягу Z_i дорівнюють середньому коефіцієнту пластичного натягу по багатоклітьовому стану $Z_{сер}$.

Величину співмножника F_T , що входить у рівняння для визначення поточного по периметру радіуса заготовки, визначали як функцію показника тонкостінності заготовки $\bar{T}$ на підставі таких міркувань. Як було зазначено вище (п. 3.2), за фізичним змістом значення функції F_T повинна знаходитися в межах $F_T = 0 \dots 1,0$. Очевидно, що тонкостінні заготовки більш схильні до

переовалізації, і за досить малих значень показника $\bar{T}$ величина функції F_T повинна наближатися до нуля. Для товстостінних заготовок позаосередкова переовалізація не є характерною, і за $\bar{T}=0,5$ (прокатка прутка) повинна виконуватися умова $F_T = 1,0$. Таким чином, приймаючи лінійний характер залежності $F_T(\bar{T})$, отримаємо $F_T = 2\bar{T}$. У такому вигляді функцію F_T можна використовувати у розрахунку параметрів деформації в двовалкових станах за будь-яких параметрів прокатки, а також у тривалкових станах за невеликих частинних деформацій ($\varepsilon < 3\%$). У разі прокатки в тривалкових станах із великими частинними обтисненнями слід використовувати більш складну функцію [100]

$$F_T = 0,0005 + 0,3434\bar{T} - 5,5805\bar{T}^2 + 35,31\bar{T}^3 - 43,066\bar{T}^4.$$

Як приклад розглянемо результати розрахунків [116] для випадку прокатки труби розміром 219,1x25,0 мм із заготовки розміром 230x24,5 мм ($N=6$; $N_b=2$). У додатку Д наведені режими деформації (таблиці прокатки), які аналізували в розрахунках:

- режим №1 – режим деформації, який використовується на ТПА 5-12 з пілігримовими станами ТПЦ №4 ВАТ «НТЗ»;
- режим №2 – режим деформації, скоригований відносно режиму №1 за показниками розширень δb_i ;
- режим №3 – режим деформації, скоригований відносно режиму №1 за показниками розширень δb_i та частинними деформаціями ε_i .

На рис. 3.9 показано розрахункові значення овальностей калібрів λ_i , необхідні для здійснення режиму деформації №1. Як впливає з наведених даних, при ідентичних параметрах формозміни заготовки (однакових законах розподілу частинних деформацій ε_i по клітях):

- а) технологія виготовлення калібрів впливає на їхню овальність;
- б) використання допущення (3.27) вносить суттєву помилку у визначення геометричних параметрів калібрів.

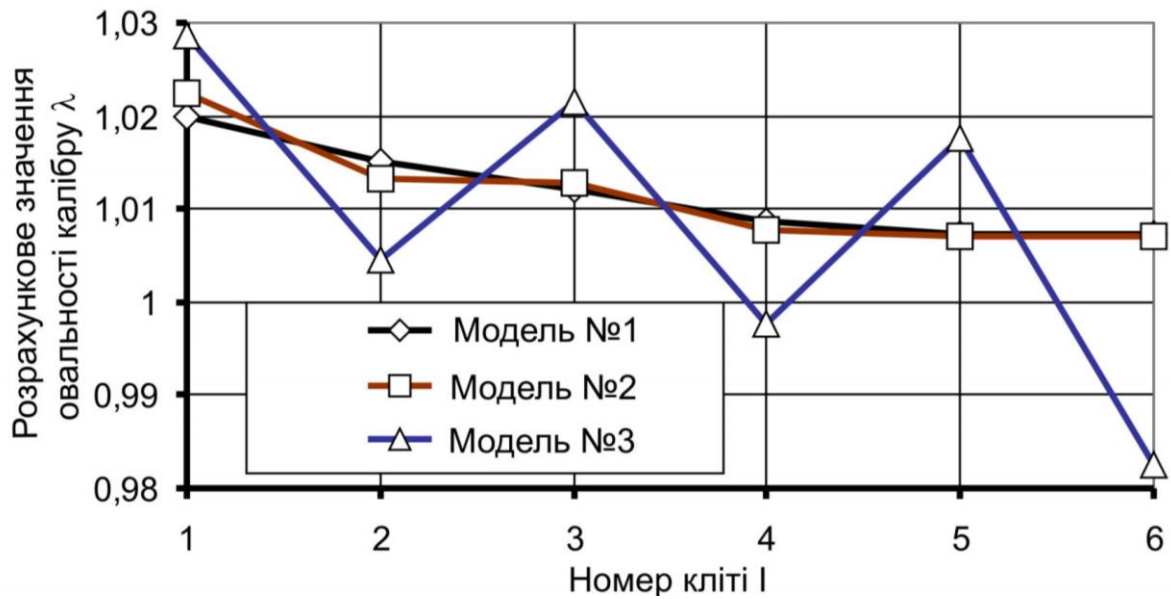


Рис. 3.9. Залежність розрахункової овальності калібру від технології його нарізання (модель №1 – індивідуальне; модель №2 – у зібраному стані) та використання допущення $D_i = b_i + h_i$ (модель №3)

Виходячи з останнього висновку, в подальших розрахунках допущення (3.27) не використовували.

На рис. 3.10 показані розрахункові значення величини відносної поперечної різностінності B_t для труб, прокатаних із використанням калібрів, виготовлених за різними технологіями. Як випливає з наведених даних, при індивідуальному нарізанні калібрів рівень розрахункової наведеної різностінності труб є трохи нижчим, аніж за нарізування калібрів на встановлених у кліті валках (у зібраному стані). Також із наведених даних випливає, що коригуванням вихідного режиму деформації можна зменшити величину B_t (за зменшення величини показників розширення δb_i) та домогтися суттєвого її зниження (у разі вибору оптимального розподілу частинних деформацій ε_i по клітках стана).

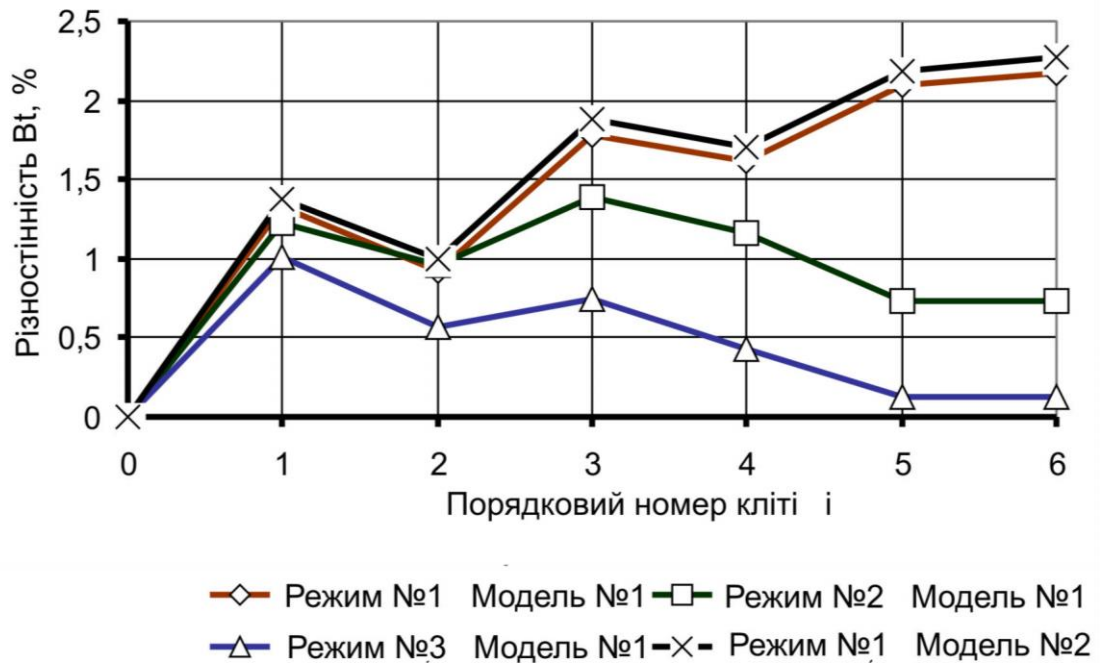


Рис. 3.10. Залежність відносної поперечної різностінності труби від режиму деформації і технології нарізання калібру

3.4. Проектування «ідеального калібру» для станів безперервної безоправочної прокатки

Під час безперервної безоправочної поздовжньої прокатки деформована труба, в попередній кліті стана, на вході в наступну кліть стикається з поверхнею валків тільки в точках вершин калібрів валків. У міру просування труби в напрямку прокатки відбувається зміна початкового профілю її поперечного перерізу (зім'яття). На початку процесу зминання осьова деформація (в напрямку прокатки) практично відсутня, відбувається поперечна деформація (розширення). У ході зминання площа поверхні зіткнення труби і валків збільшується і, відповідно, зростає осьова деформація (витяжка). Процес зминання (розширення) труби негативно позначається на якості готової продукції, оскільки є причиною утворення поверхневих дефектів і збільшення поперечної різностінності [1, 9].

3.4.1. Закон зміни параметрів калібру вздовж осередку деформації

Для аналізу характеру формозміни заготовки у разі прокатки в калібрі необхідно встановити закономірності зміни форми калібру вздовж осередку деформації. Розглянемо форму калібру в перерізі площиною, віддаленою від площини центрів валків YO_kZ на величину x , таку, що проходить паралельно площині YO_kZ через точки A і O_x (рис. 3.11). Припустимо, що закон $R_\theta(\theta)$ зміни радіуса калібру R_θ від полярної координати θ в площині центрів валків YO_kZ відомий. Необхідно встановити зв'язок між радіусами калібру R_β в довільному перерізі осередку деформації, що має координату x , та радіусом R_θ .

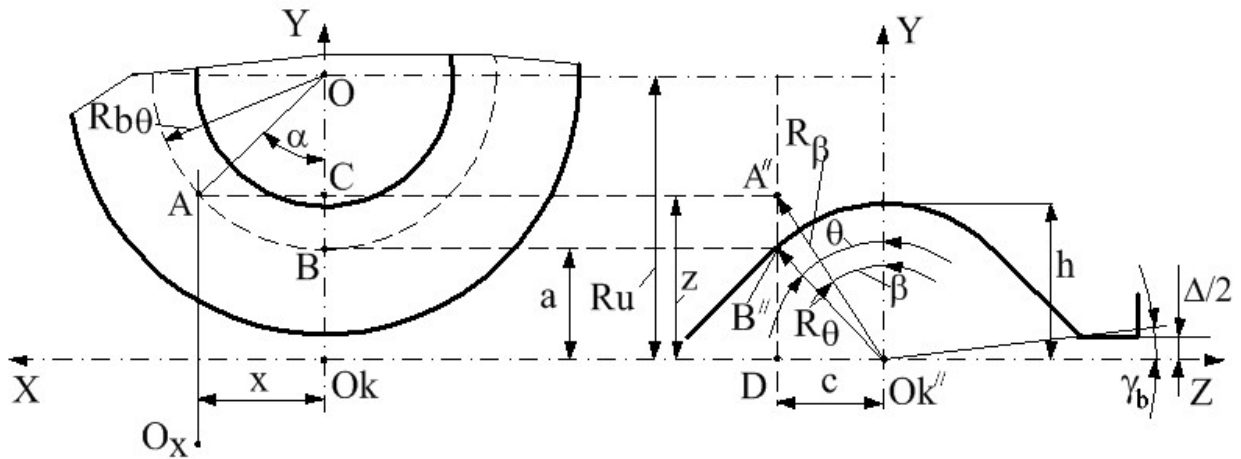


Рис. 3.11. До визначення профілю калібру в перерізі з координатою x

Із трикутника $B''O_k''D$ знаходимо

$$a = R_\theta \cos \theta. \quad (3.32)$$

Із трикутника $A''O_k''D$ визначаємо

$$z = R_\beta \cos \beta. \quad (3.33)$$

Із врахуванням рівняння (3.32) величина радіуса валка $R_{b\theta}$ в перерізі $A''D$ дорівнює

$$R_{b\theta} = R_u - a = R_u - R_\theta \cos \theta. \quad (3.34)$$

Той самий радіус, визначений на базі співвідношень в трикутнику АОС із врахуванням рівняння (3.33), дорівнює

$$R_{b\theta} = \sqrt{(R_u - z)^2 + x^2} = \sqrt{(R_u - R_\beta \cos \beta)^2 + x^2}. \quad (3.35)$$

Прирівнюючи праві частини рівнянь (3.34) та (3.35), отримаємо

$$R_u - R_\theta \cos \theta = \sqrt{(R_u - R_\beta \cos \beta)^2 + x^2}. \quad (3.36)$$

Розв'язуючи рівняння (3.36) відносно шуканої величини R_β , отримаємо

$$R_\beta = \frac{R_u - \sqrt{(R_u - R_\theta \cos \theta)^2 - x^2}}{\cos \beta}. \quad (3.37)$$

Сторона $c = \overline{DO_k''}$ трикутника $B''O_k''D$ дорівнює

$$c = R_\theta \sin \theta. \quad (3.38)$$

Та сама сторона $c = \overline{DO_k''}$ трикутника $A''O_k''D$ дорівнює

$$c = R_\beta \sin \beta. \quad (3.39)$$

Прирівнюючи праві частини рівнянь (3.38) та (3.39), отримаємо

$$\beta = \arcsin \frac{R_\theta \sin \theta}{R_\beta}. \quad (3.40)$$

Ураховуючи, що $\cos \beta = \cos \left[\arcsin \left(\frac{R_\theta \sin \theta}{R_\beta} \right) \right] = \sqrt{1 - \left(\frac{R_\theta \sin \theta}{R_\beta} \right)^2},$

рівняння (3.37) можна записати в наступному вигляді

$$R_\beta = \frac{R_u - \sqrt{(R_u - R_\theta \cos \theta)^2 - x^2}}{\sqrt{1 - \left(\frac{R_\theta \sin \theta}{R_\beta} \right)^2}}. \quad (3.41)$$

Розв'язуючи рівняння (3.41) відносно шуканої величини радіуса R_β калібру в довільному перерізі осередку деформації з координатою x , отримаємо остаточно

$$R_\beta = \sqrt{\left[R_u - \sqrt{(R_u - R_\theta \cos \theta)^2 - x^2} \right]^2 + R_\theta^2 \sin^2 \theta}. \quad (3.42)$$

Зазор між ребордами валків Δ_x в перерізі осередку деформації із координатою x визначиться з рівняння

$$\Delta_x = R_{b\beta} \sin \gamma_{b\beta}, \quad (3.43)$$

де $R_{b\beta} = R_\beta(x, \gamma_b)$ – значення R_β за $\theta = \gamma_b$ (рис. 3.11);

$\gamma_b = \arcsin \frac{\Delta}{2R_{\gamma b}}$ – кут випуску на виході з осередку деформації ($x = 0$);

$R_{\gamma b} = R_\theta(\gamma_b)$ – значення R_θ за $\theta = \gamma_b$.

На рис. 3.12 показано зміну висоти профілю $h_\theta = R_\beta \cos \theta$ двовалкового ($n=2$) овального калібру (радіус калібру $R_k = 100$ мм, ексцентриситет калібру $e_k = 20$ мм, ідеальний радіус $R_u = 200$ мм, зазор $\Delta = 0$) в різних перерізах осередку деформації.

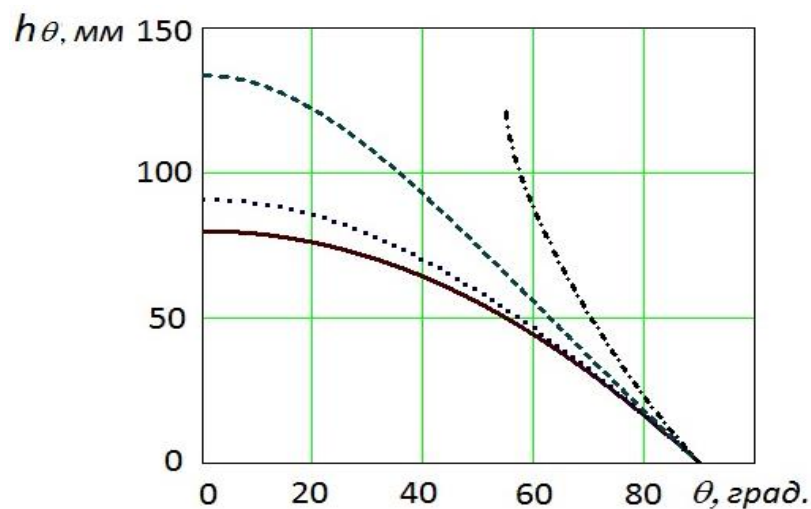


Рис. 3.12 – Зміна висоти профілю калібру h_θ ($x=0$ – суцільна лінія; $x=50$ мм – точки; $x=100$ мм – пунктир; $x=150$ мм – штрих-пунктир)

Із розрахункових даних випливає, що за $x > R_u - h$ (для прикладу, який розглядається, $R_u - h = R_u - (R_k - e_k) = 120$ мм) у зоні вершини калібру його профіль не обмежений поверхнею валка.

3.4.2. Ідеальна форма суміжних калібрів

Ідеальною формою калібрів двох суміжних клітей безперервного стану будемо вважати таке поєднання профілів калібрів, при якому зовнішня твірна прокатоної труби в *попередній* кліті (умовно – кліть №1), має ту ж форму, яку має калібр на вході в осередок деформації *наступної* кліті (умовно – кліть №2). У разі виконання цієї умови, в кліті №2 труба входить в контакт із поверхнею валка по всьому периметру калібру (рис. 3.13). Це мінімізує поперечний плин металу (розширення).

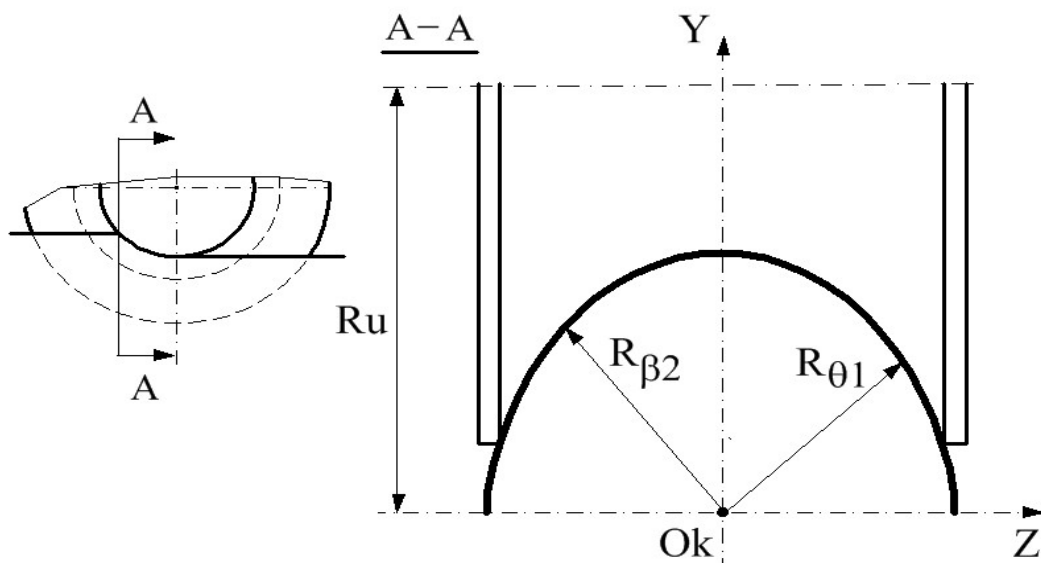


Рис. 3.13. Переріз входу в осередок деформації кліті №2 по ідеальній системі калібрів

Розглянемо загальну схему побудови ідеальної системи калібрів.

Нехай у кліть №1 заходить кругла труба, діаметр якої дорівнює D_0 , підставляємо $R_\beta = \frac{D_0}{2}$ у (3.42) та розв'язуємо одержане рівняння відносно $R_\theta = R_{\theta 1}$. Отримаємо радіус $R_{\theta 1}(\theta, x)$ калібру кліті №1, при якому заготовка

одночасно увійде в контакт з поверхнею валка по всьому периметру калібру. Довжина осередку деформації $l_{Д1}$ в кліті №1 визначиться як корінь рівняння

$$m_1 = \frac{D_0 - D_{сер1}^*}{D_0}, \quad (3.44)$$

де m_1 – задана частинна деформація по діаметру в першій кліті;

$$D_{сер1}^* = \int_0^{\frac{\pi}{n}} R_{\theta 1}(\theta, l_{Д1}) d\theta - \text{заданий середній діаметр калібру кліті №1.}$$

Змінний по периметру калібру радіус R_{T1} зовнішньої твірної труби на виході з осередку деформації кліті №1 визначається як $R_{T1}(\theta) = R_{\theta 1}(\theta)$. Запишемо умову ідеального поєднання калібрів двох суміжних клітей №1 та №2 у такий спосіб

$$R_{T1}(\theta_1) = R_{\beta 2}(\theta_2), \quad (3.45)$$

де $R_{\theta 1}(\theta_1)$ – профіль труби на виході з осередку деформації кліті №1 в системі полярних координат $x_{\theta 1} R_1$ цієї кліті ($\theta_1 = 0$ у вершині калібру кліті №1);

$R_{\beta 2}(\theta_2)$ – профіль калібру на вході в осередок деформації кліті №2 в системі полярних координат $x_{\theta 2} R_2$ цієї кліті ($\theta_2 = 0$ у вершині калібру кліті №2).

Враховуючи поворот прокатних клітей відносно один одного на кут $\frac{\pi}{n}$,

$$\text{отримаємо } \theta_1 = \frac{\pi}{n} - \theta_2.$$

Профіль другого калібру з $R_{\theta 2}(\theta_2)$ та довжина осередку деформації $l_{Д2}$ кліті №2, що відповідають умові (14), визначаються з системи рівнянь

$$\begin{cases} m_2 = \frac{D_{cep1}(D_\phi, F) - D_{cep2}(R_{\theta 2})}{D_{cep1}(D_\phi, F)} \\ R_{T1}\left(\frac{\pi}{n} - \theta_2\right) - R_{\beta 2}(\theta_2, l_{D2}) = 0 \end{cases} \quad (3.46.1-2)$$

Перше рівняння системи (3.46.1-2) є умовою здійснення заданої частинної деформації по діаметру в другій кліті, друге рівняння є умовою ідеального поєднання калібрів двох суміжних клітей №1 та №2.

На рис. 3.14 показано розрахункові значення радіусів $R_{\theta 1}$ і $R_{\theta 2}$ по периметру калібрів клітей №1 та №2, відповідно, при таких початково заданих параметрах прокатки: число валків в кліті $n = 2$; $R_u = 200$ мм; $D_0 = 100$ мм; $m_1 = 0,10$; $m_2 = 0,12$.

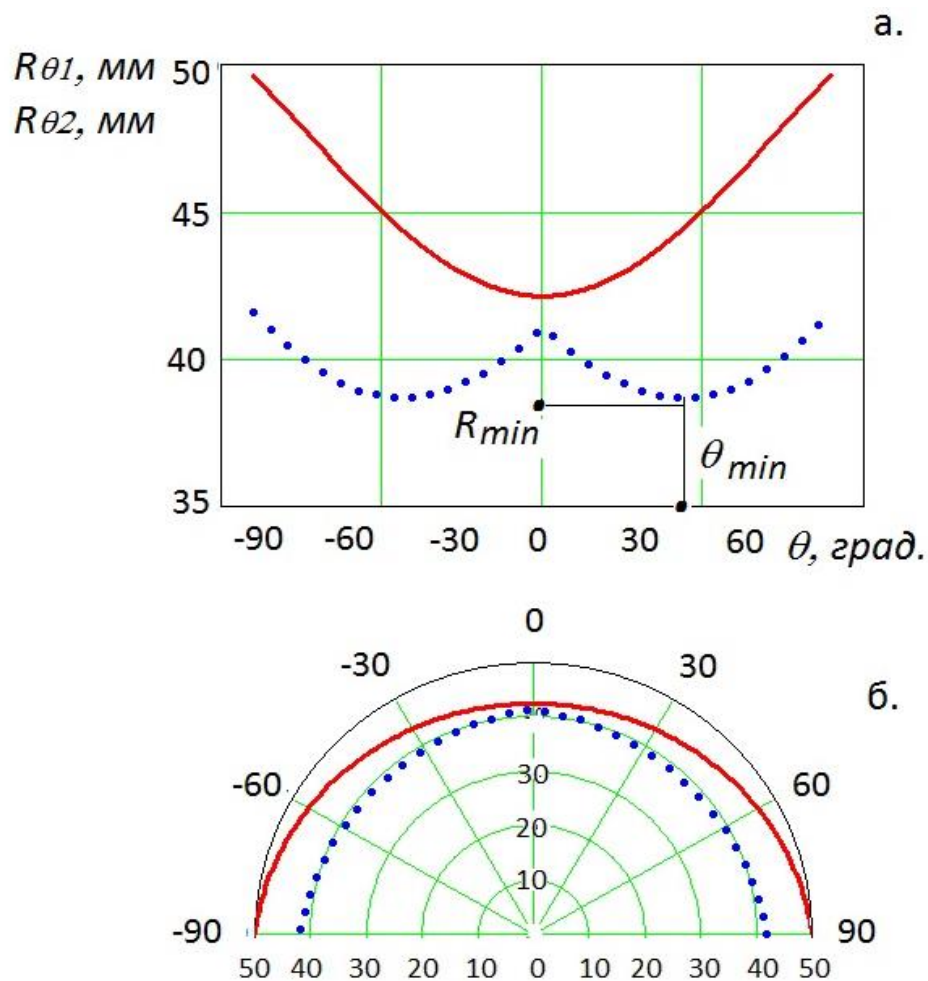


Рис. 3.14. Розрахункові значення радіусів $R_{\theta 1}$ (суцільні лінії) і $R_{\theta 2}$ (точки) в картезіанській (а) та полярній (б) системах координат

3.4.3. Практична реалізація ідеї ідеальних суміжних калібрів

Форма ідеального калібру описується трансцендентною функцією $R_{\theta i} = R_{\theta i}(\theta)$. На практиці під час нарізання калібрів необхідно використовувати залежність $R_{\theta i} = R_{\theta i}(\theta)$ в «явному» вигляді. Тому доцільно апроксимувати залежність $R_{\theta i} = R_{\theta i}(\theta)$, виконавши при цьому умову максимально можливої відповідності початкової та апроксимуючої функцій. Як показує аналіз, ідеальний калібр повинний мати профіль зі «зломом» (рис. 3.14) у вершині (такі калібри в теорії прокатки називають «стрілчастими калібрами»). У стрілчастих калібрів $\left. \frac{\partial R_{\theta}}{\partial \theta} \right|_{\theta=0} \neq 0$ і для прокатки вони не використовуються через ризик появи дефектів на зовнішній поверхні труб.

Виходячи з цього, для прокатки труб доцільно використовувати калібр, *більша частина* профілю якого, крім зони вершини, відповідає по формі ідеальному калібру. У зоні вершини калібр доцільно «згладити» таким чином, щоб виконувалася умова $\left. \frac{\partial R_{\theta}}{\partial \theta} \right|_{\theta=0} = 0$. При такому підході до проблеми побудови профілю калібрів суміжних клітей безперервного стану забезпечується низка позитивних наслідків:

- мінімізується сплюснення труби на вході в осередок деформації;
- максимально знижується тенденція до поперечної текучості металу в осередку деформації (мінімізується плин металу у випуск калібру);
- мінімізується ризик утворення поверхневих дефектів, обумовлених зломом профілю калібру в його вершині.

Одним із шляхів розв'язання поставленої задачі є використання дворадіусних овальних калібрів, параметри яких максимально наближають їхню форму до ідеальної (рис. 3.15). Задамо профіль дворадіусного овального калібру логічною умовою

$$R_{\theta} = \begin{cases} \sqrt{R_{kh}^2 - e_{kh}^2 \sin^2 \theta} - e_{kh} \cos \theta & \text{если } 0 \leq \theta \leq \theta_s \\ \sqrt{R_{kb}^2 - e_{kb}^2 \sin^2 \theta} - e_{kb} \cos \theta & \text{если } \theta_s < \theta \leq \frac{\pi}{n} \end{cases} \quad (3.47.1-2)$$

де R_{kh} , e_{kh} – радіус та ексцентриситет калібру в зоні вершини;

R_{kb} , e_{kb} – радіус та ексцентриситет калібру в зоні випуску;

θ_s – полярна координата границі зон вершини та випуску калібру.

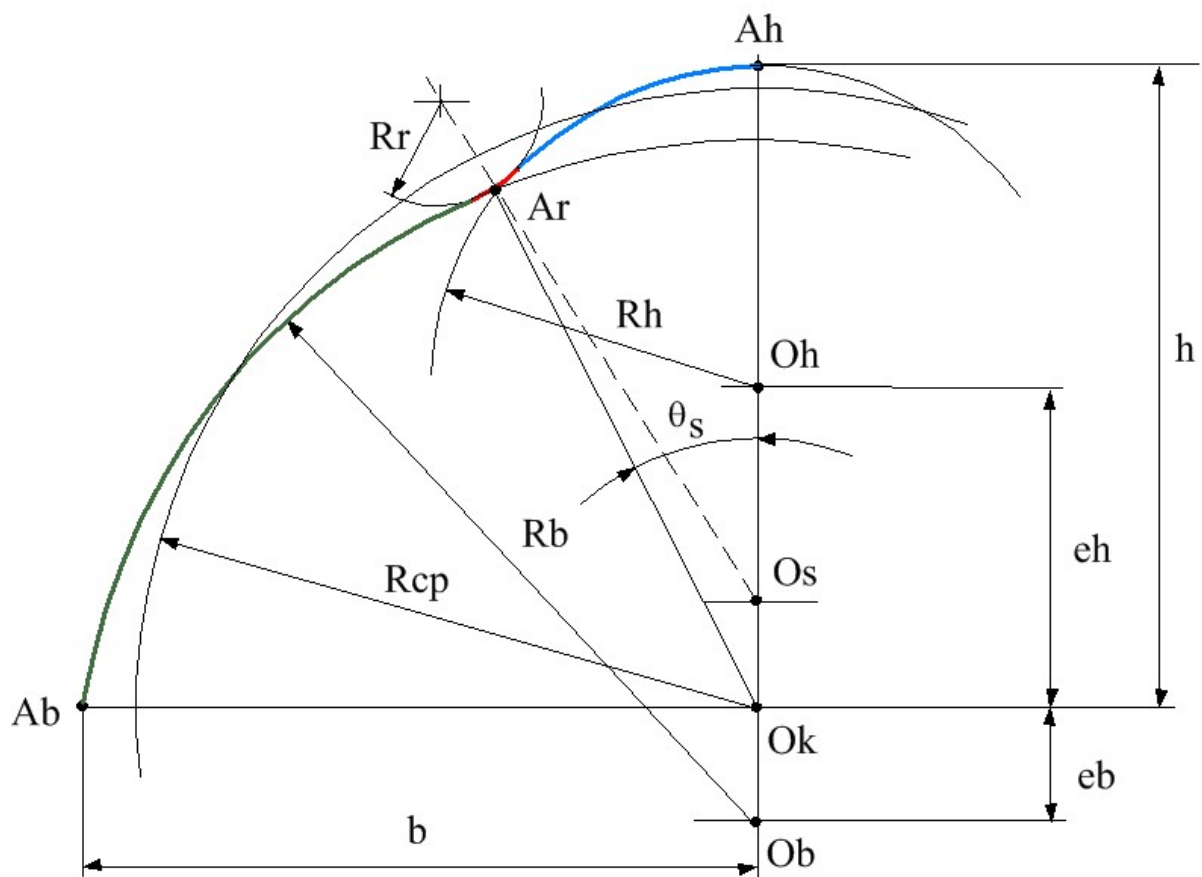


Рис. 3.15. Дворадіусний овальний калібр та його параметри

Вимоги до параметрів калібру.

1. Висота калібру h дорівнює висоті ідеального калібру h_u ($h = h_u$).
2. Ширина калібру b дорівнює ширині ідеального калібру b_u ($b = b_u$).
3. Кут сполучення радіусів дворадіусного калібру θ_r дорівнює куту $\theta_{\min}$, при якому ідеальний калібр є мінімальним $\theta_r = \theta_{\min}$ (див. рис. 3.14).

4. При $\theta = \theta_s = \theta_{\min}$ виконуються умови рівності мінімального ідеального радіуса $R_{\min}$ (див. рис. 3.14) та радіусів розрахованих для зон вершини та випуску дворадіусного калібру.

Згідно з чотирма сформульованими умовами отримаємо систему чотирьох рівнянь для визначення чотирьох невідомих параметрів дворадіусного овального калібру: R_{kh} , e_{kh} , R_{kb} і e_{kb}

$$\begin{cases} R_{kh} - e_{kh} = h_u \\ \sqrt{R_{kb}^2 - e_{kb}^2 \sin^2 \frac{\pi}{n}} - e_{kb} \cos \frac{\pi}{n} = b_u \\ \sqrt{R_{kh}^2 - e_{kh}^2 \sin^2 \theta_{\min}} - e_{kh} \cos \theta_{\min} = \sqrt{R_{kb}^2 - e_{kb}^2 \sin^2 \theta_{\min}} - e_{kb} \cos \theta_{\min} \\ \sqrt{R_{kh}^2 - e_{kh}^2 \sin^2 \theta_{\min}} - e_{kh} \cos \theta_{\min} = R_{\min} \end{cases} \quad (3.48)$$

Для прикладу, розглянутого вище, візьмемо наступні параметри ідеального калібру в кліті №2: $h_u = 41,121$ мм; $b_u = 41,606$ мм; $\theta_{\min} = 43,912$ град.; $R_{\min} = 38,688$ мм. Підставивши ці значення в систему рівнянь (3.48), одержали: $R_{kh} = 33,794$ мм, $e_{kh} = -7,327$ мм, $R_{kb} = 41,817$ мм і $e_{kb} = 4,203$ мм. На рис. 3.16 наведено характер зміни радіуса $R_{\theta u}$ ідеального калібру та характер зміни радіуса R_{θ} дворадіусного калібру з параметрами, розрахованими за системою рівнянь (3.48).

Середній радіус ідеального калібру для розглянутого прикладу дорівнює $R_{cpi} = 39,600$ мм. Середній радіус дворадіусного калібру для розглянутого прикладу дорівнює $R_{cp} = 40,162$ мм. Відносна відмінність величин R_{cp} і R_{cpi} становить 1,42%. «Нетехнологічний» злам радіуса R_{θ} дворадіусного калібру в точці сполучення радіусів A_r легко усунути закругленням профілю, виконаним радіусом R_r (див. рис. 3.15).

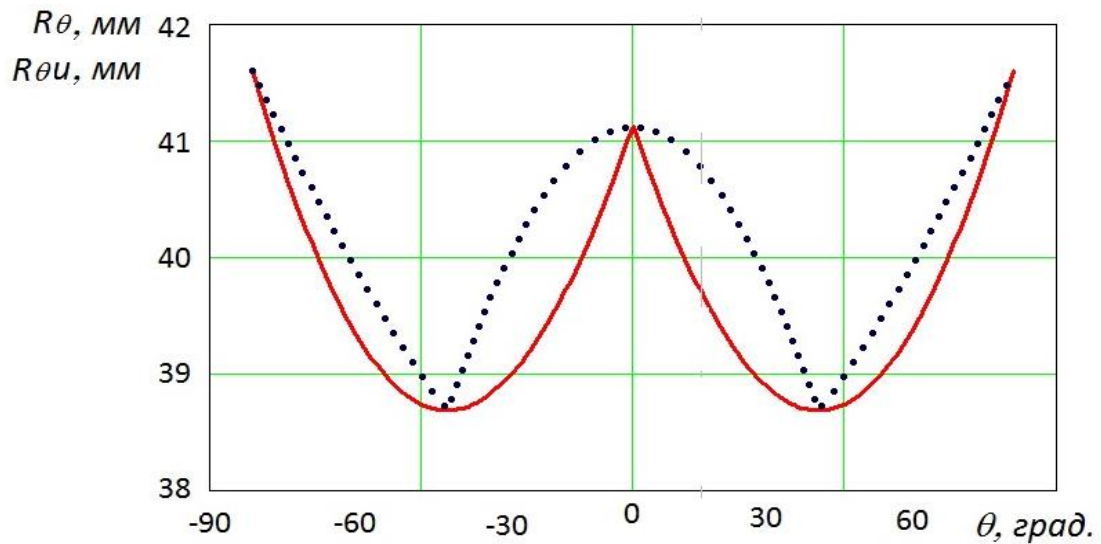


Рис. 3.16. Зміна радіуса $R_{\theta u}$ ідеального калібру (суцільна лінія) і радіуса R_{θ} дворадіусного калібру (точки)

Дворадіусні овальні калібри, спроектовані за запропонованою методикою, успішно апробовані в промислових умовах. У ході випробувань встановлено факт підвищення точності готових труб і зменшення кінцевої обрізі.

3.5. Висновки по розділу 3

1. Запропоновано закон зміни товщини стінки $\Delta S(\theta)$ по периметру труби після безоправочної поздовжньої прокатки в безперервному стані, що містить два постійних коефіцієнти a_1 та a_2 , які визначаються відповідно до умов мінімізації повної роботи деформації заготовки A_D і рівності розрахункового та емпіричного значень співвідношення товщини стінки і діаметра заготовки $\bar{T}_{0K1} = \frac{S_0}{D_0}$, при якому не відбувається зміна вихідної товщини стінки $S_0(\theta = 0)$ у вершині калібру.

2. Установлено закони взаємозв'язку параметрів деформації (діаметр заготовки D_0 , відносне обтиснення по діаметру ε , показник розширення δb) та калібрування інструменту (середній діаметр калібру $D_{сер}$, його висота h ,

ширина b , овальність λ) для різних технологій нарізання калібрів (індивідуальне – на кожному валку і одночасне – на всіх валках, встановлених у кліть).

3. Запропоновано і реалізовано алгоритм реалізації математичної моделі наведення поперечної різностінності у разі безправочної поздовжньої прокатки (розв'язання задачі визначення закону зміни товщини стінки $\Delta S(\theta)$ по периметру труби).

4. Порівняння результатів реалізації розробленої математичної моделі для випадку прокатки циліндричних та овалізованих заготовок в одній кліті з розрахунковими та експериментальними даними інших авторів підтвердило досить високий рівень її адекватності реальному процесу.

5. В результаті реалізації розробленої математичної моделі для випадку багатоклітьової прокатки встановлено, що, при початково заданому закону розподілу частинних деформацій ε_i по клітях безперервного стану, використовується допущення, відповідно до якого $D_{cp} = b + h$, вносить суттєву помилку у визначення геометричних параметрів (λ_i , b_i , h_i) калібрів, і овальність калібрів λ_i залежить від технології нарізання їх на валках.

6. Теоретично обґрунтовано форму калібрів, яка забезпечує відсутність сплющування труб під час безперервної прокатки. Запропоновано метод вибору форми калібрів у виробничих умовах.

РОЗДІЛ 4

РОЗВИТОК І ЗАСТОСУВАННЯ МЕТОДІВ МАТЕМАТИЧНОГО МОДЕЛЮВАННЯ ДЛЯ АНАЛІЗУ ПРОЦЕСІВ ДЕФОРМАЦІЇ У БЕЗПЕРЕРВНИХ СТАНАХ ПОЗДОВЖНЬОЇ БЕЗОПРАВОЧНОЇ ПРОКАТКИ ТРУБ

4.1. Теоретичне дослідження і розрахунок кінематичних та енергосилових параметрів стаціонарного процесу безперервної безоправочної поздовжньої прокатки

4.1.1. Розрахунок кінематичних та енергосилових параметрів процесу безперервної безоправочної поздовжньої прокатки для станів із індивідуальним та диференційно-груповим приводом

Стани з індивідуальним приводом. Метою розрахунку є визначення значень кутових швидкостей обертання валків n_B (обертів за хвилину) в кожній клітці стана, які забезпечують отримання труби необхідного розміру ($D_t \times S_t$, мм) із заготовки заданого розміру ($D_0 \times S_0$ або D_0 , мм) при заданій швидкості прокатки заготовки V_0 (м/с) на вході в першу кліть або заданої швидкості труби V_t (м/с) на виході з останньої клітці багатоклітьового стана безперервної безоправочної прокатки труб із індивідуальним приводом валків у кожній клітці.

Початковими даними для розрахунку є:

- сумарна деформація по діаметру і товщині стінки (або тільки по діаметру), тобто розміри заготовки $D_0 \times S_0$ (або тільки D_0) і кінцеві
- розміри труби $D_t \times S_t$;
- розподіл частинних деформацій по діаметру заготовки m_i (%) по клітках стана, загальне число яких становить N ;
- значення коефіцієнта зовнішнього тертя f_i в клітках стана;

- швидкість прокатки заготовки V_0 (м/с) на вході в першу кліть стана або швидкість прокатки труби V_t на виході з останньої кліті стана (можлива поставка задачі, коли величини V_0 або V_t є не заданими, а шуканими);
- відсутність заднього натягу в першій кліті стана ($Z_{31} = 0$) і відсутність переднього натягу в останній кліті стана ($Z_{nN} = 0$);
- кількість валків N_b , що утворюють калібри в клітях стана.

Стани з диференційно-груповим приводом. Представляємо процес формозміни заготовки в безперервному стані безоправочної поздовжньої прокатки наступним чином. У міжклітьових проміжках формозміна заготовки відсутня, звідки випливає, що товщина стінки S_j на виході з кліті з порядковим номером $j = i - 1$ дорівнює товщині стінки S_{0i} на вході в кліть із порядковим номером i , опір деформації K_{fj} матеріалу заготовки на виході з кліті з порядковим номером j дорівнює опору деформації матеріалу заготовки K_{f0i} на вході в кліть з порядковим номером i , звідки випливає, що коефіцієнт переднього пластичного натягу Z_{nj} для кліті з порядковим номером j дорівнює коефіцієнту заднього пластичного натягу Z_{3i} для кліті з порядковим номером i .

Приймаємо, що площа F_{ki} контактної поверхні заготовки з одним валком в кліті з порядковим номером i дорівнює площі прямокутника зі сторонами

$$L_i = \sqrt{\frac{\beta_i \cdot D_j \cdot \varepsilon_i \cdot (D_{ui} - D_i)}{2 \cdot \sin \beta_i}}, \quad (4.1)$$

$$b_i = \beta_i \cdot D_j. \quad (4.2)$$

Рівняння (4.1) отримано після підставлення у (2.16.1) значень величин, які до нього входять: $2r_n = D_j$; $R_h = \frac{D_{ui} - D_i}{2}$.

Використовуємо відому (див. розділ 1) гіпотезу про те, що нейтральна лінія є прямою, паралельною осі прокатки [83 та ін.]. У такому випадку площа зони випередження F_i^+ на контактній поверхні одного валка з заготовкою в осередку деформації кліті з порядковим номером i визначиться як площа прямокутника зі сторонами

$$l_i^+ = L_i \quad (4.3)$$

$$b_i^+ = \theta_{ni} \cdot D_j. \quad (4.4)$$

Величина кута нейтрального перерізу θ_{ni} , що характеризує положення нейтральної лінії, яка розмежовує зони відставання та випередження на контактній поверхні заготовки з валком в осередку деформації (рис. 4.1), визначиться з рівняння

$$\theta_{ni} = \beta_i \cdot K_i^+. \quad (4.5)$$

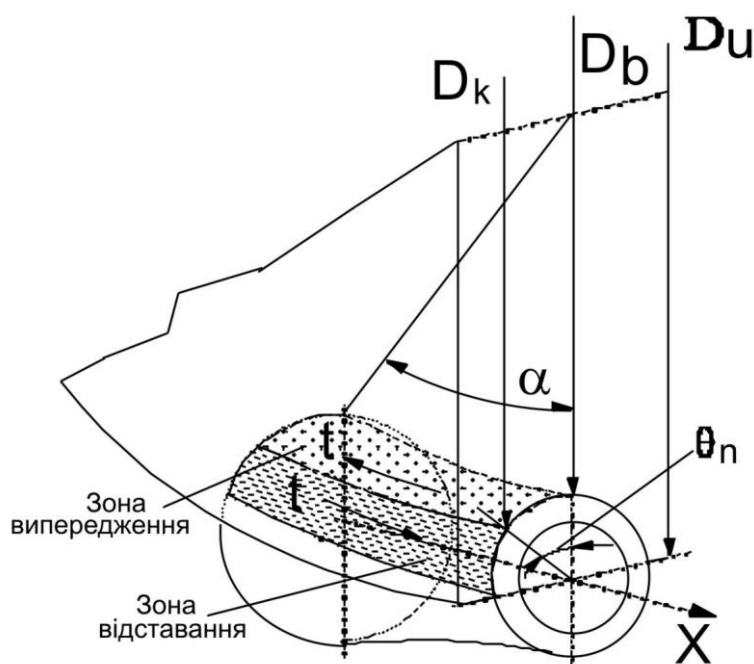


Рис. 4.1. Схема до визначення величини катаючого діаметра D_k

Коефіцієнт K_i^+ , що входить до рівняння (4.5) (коефіцієнт випередження), за фізичним змістом дорівнює співвідношенню площі зони випередження та площі контактної поверхні

$$K_i^+ = \frac{F_i^+}{F_{ki}}. \quad (4.6)$$

Катаючий діаметр валка D_{ki} (діаметр валка у діаметральному перерізі, в якому лінійна швидкість поверхні валка дорівнює осьовій швидкості заготовки на контактній поверхні) з врахуванням співвідношення (4.5) визначиться (рис. 4.1) з рівняння

$$D_{ki} = D_{ui} - D_i \cdot \cos(\beta_i \cdot K_i^+). \quad (4.7)$$

Використовуючи співвідношення (4.3) – (4.5), отримаємо формулу для визначення площі F_i^+ зони випередження на контактній поверхні заготовки з валком в осередку деформації кліті з порядковим номером i :

$$F_i^+ = \beta_i \cdot K_i^+ \cdot D_j \cdot L_i. \quad (4.8)$$

4.1.2. Удосконалення методу розрахунку параметрів калібрування валків безперервних станів безопровочної прокатки труб

Відповідно до початкової постановки задачі необхідно визначити кількість обертів валків n_{Bi} в кожній кліті безперервного стану для сталої стадії прокатки, коли заготовка деформується в усіх N клітях стану. Швидкість заготовки на виході з осередку деформації i -тої кліті визначиться як

$$V_i = \mu_{\Sigma i} \cdot V_0, \quad (4.9)$$

де $\mu_{\Sigma i} = \frac{S_0 \cdot (D_0 - S_0)}{S_i \cdot (D_i - S_i)}$ – сумарна витяжка заготовки від початку

деформації до кліті з порядковим номером i ;

$$D_i = D_0 \cdot \prod_{w=1}^i (1 - \varepsilon_w); \quad w = 1, 2, \dots, j, i.$$

Лінійна швидкість (м/с) поверхні валка визначиться як

$$V_{Bi} = \frac{\pi \cdot D_{Bi} \cdot n_{Bi}}{\xi}, \quad (4.10)$$

де D_{Bi} – поточне по периметру калібру значення діаметра валка, мм;

$\xi = 6 \cdot 10^4$ – коефіцієнт приведення розмірностей (сек·мм·оберт/хв·м).

За фізичним змістом швидкість заготовки V_i на виході з кліті з порядковим номером i має дорівнювати швидкості поверхні валка V_{Bi} у перерізі з діаметром D_{Bi} , що дорівнює катаючому діаметру D_{ki}

$$V_i = \frac{\pi \cdot D_{ki} \cdot n_{Bi}}{\xi}. \quad (4.11)$$

Підставляючи у (4.11) формули (4.7), (4.9) та (4.10), отримаємо

$$n_{Bi} = \frac{V_0 \cdot S_0 \cdot (D_0 - S_0) \cdot \xi}{\pi \cdot S_i \cdot (D_i - S_i) \cdot \left[D_{ui} - D_i \cdot \cos(\beta_i \cdot K_i^+) \right]}. \quad (4.12)$$

Рівняння (4.12), загальна кількість яких дорівнює кількості клітей безперервного стану N , при початково заданій величині товщини стінки готової труби S_t містять $2N - 1$ невідомих величин, а саме: $N - 1$ товщину стінки S_i та N коефіцієнтів випередження K_i^+ . Для визначення невідомих використовуємо два рівняння.

Перше рівняння представляє собою залежність, що зв'язує величини початкової (S_j) та кінцевої (S_i) середньої товщини стінки з параметрами формозміни в кліті з порядковим номером i . В якості такої залежності можна використовувати рівняння: О.А. Шевченка – В.А. Юргеленаса [22], Г.І. Гуляєва – П.М. Івшина [94, 95], В.П. Анісіфорова [33]. У подальших викладах будемо використовувати формулу О.А. Шевченка – В.А. Юргеленаса, яку, на відміну від перетвореного виду (1.3), запишемо в такий спосіб

$$\frac{S_i}{S_j} = 1 + \phi_{0i} \cdot \frac{2Z_{cep_i}(T_{0i} - 1) + (1 - 2T_{0i})}{Z_{cep_i}(1 - T_{0i}) - (2 - T_{0i})} + \frac{1}{2} \left[\phi_{0i} \cdot \frac{2Z_{cep_i}(T_{0i} - 1) + (1 - 2T_{0i})}{Z_{cep_i}(1 - T_{0i}) - (2 - T_{0i})} \right]^2, \quad (4.13)$$

$$\text{де } \phi_{0i} = \ln \frac{D_i - S_i}{D_j - S_j}; \quad T_{0i} = \left(\frac{S_j}{D_j} + \frac{S_i}{D_i} \right)^K.$$

В якості другого рівняння, що зв'язує шукані невідомі з параметрами прокатки, використовуємо рівняння рівноваги об'єму металу в осередку деформації під дією прикладених до нього сил, ініційованих:

- нормальними контактними напруженнями

$$p_i = \eta_i \cdot n_{ti} \cdot K_{fcerpi} \cdot \frac{2S_i}{D_i} \cdot \left[1 - \left(\frac{2Z_{nj}}{3} + \frac{Z_{ni}}{3} \right) \right], \quad (4.14)$$

- напруженнями контактного тертя

$$t_i = f_i \cdot p_i, \quad (4.15)$$

- напруженнями переднього натягу

$$\sigma_{ni} = Z_{ni} \cdot K_{fi}, \quad (4.16)$$

- напруженнями заднього натягу

$$\sigma_{zi} = Z_{nj} \cdot K_{ff}. \quad (4.17)$$

Величини, що входять до формул (4.14) – (4.17), визначаються наступним чином: показник η_i , який враховує вплив позаосередкової деформації на нормальні контактні напруження p_i , – так само, як у формулі (1.2); $n_{ti} = 1 + 0,36 f_i$ – показник, що враховує вплив контактного тертя на p_i та одержаний лінеаризацією значень, наведених в роботі [51]; K_{fcerpi} – усереднене по осередку деформації значення опору деформації металу заготовки; K_{ff} , K_{fi} – опір деформації металу заготовки на виході з клітей з порядковими номерами j та i , відповідно, $f_i = m_{\tau 1} V_i^{m_{\tau 2}} e^{m_{\tau 3} t^o}$ – коефіцієнт зовнішнього тертя в кліті з порядковим номером i (тут $m_{\tau 1} = 1,04$, $m_{\tau 2} = -0,22$; $m_{\tau 3} = -0,0011$ – коефіцієнти, визначені в результаті апроксимації графіків Г.І. Гуляєва та А.І. Довгаля [68, рис. 21] методом колокації [32, стор. 85]; V_i – швидкість виходу заготовки з кліті, м/с; t^o – температура прокатки, $^o C$).

Умова рівноваги об'єму металу в осередку деформації запишеться у вигляді рівняння (рис. 4.2)

$$\Sigma \bar{x} = -P_{zx} + P_{nx} - P_{px} - P_{tx}^+ + P_{tx}^- = 0, \quad (4.18)$$

де P_{zx} , P_{nx} – проекції на вісь прокатки (вісь $\bar{x}$) зусиль, ініційованих напруженнями заднього та переднього натягів відповідно;

P_{px} – проекція на вісь прокатки зусилля, що є рівнодієюю нормальних контактних напружень p ;

P_{tx}^+ , P_{tx}^- – проекції на вісь прокатки зусиль, що є рівнодійними напруженнями контактної тертя t в зонах випередження та відставання відповідно.

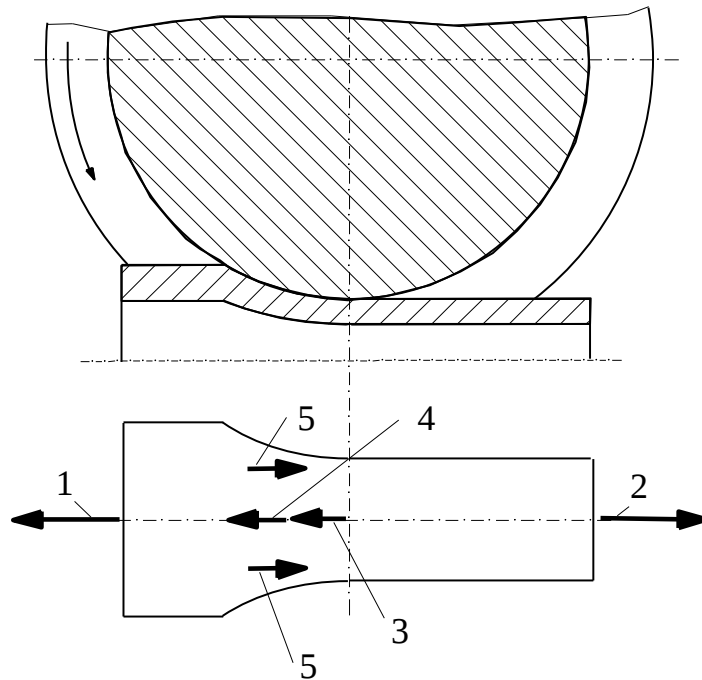


Рис. 4.2. Зусилля, що діють на заготовку в осередку деформації однієї кліті: 1

$$-P_{zx}; 2 - P_{nx}; 3 - P_{px}; 4 - P_{tx}^+; 5 - P_{tx}^-$$

Величини P_{zx} та P_{nx} в кліті з порядковим номером i визначаються як

$$P_{zxi} = \pi \cdot Z_{nj} \cdot K_{ff} \cdot S_j \cdot (D_j - S_j), \quad (4.19)$$

$$P_{nxi} = \pi \cdot Z_{ni} \cdot K_{fi} \cdot S_i \cdot (D_i - S_i). \quad (4.20)$$

Значення P_{px} в кліті з порядковим номером i визначиться з рівняння

$$P_{pxi} = p_i \cdot A_{pi}^{cep} \cdot F_{ki}, \quad (4.21)$$

де A_{pi}^{serp} – середнє по контактній поверхні F_{ki} значення направляючих косинуса A_p для нормальних контактних напружень.

Розглянемо епюру проєкцій p' , p'' і p''' нормального контактного напруження p на площинах XOY , YOZ та XOZ відповідно (рис. 4.3).

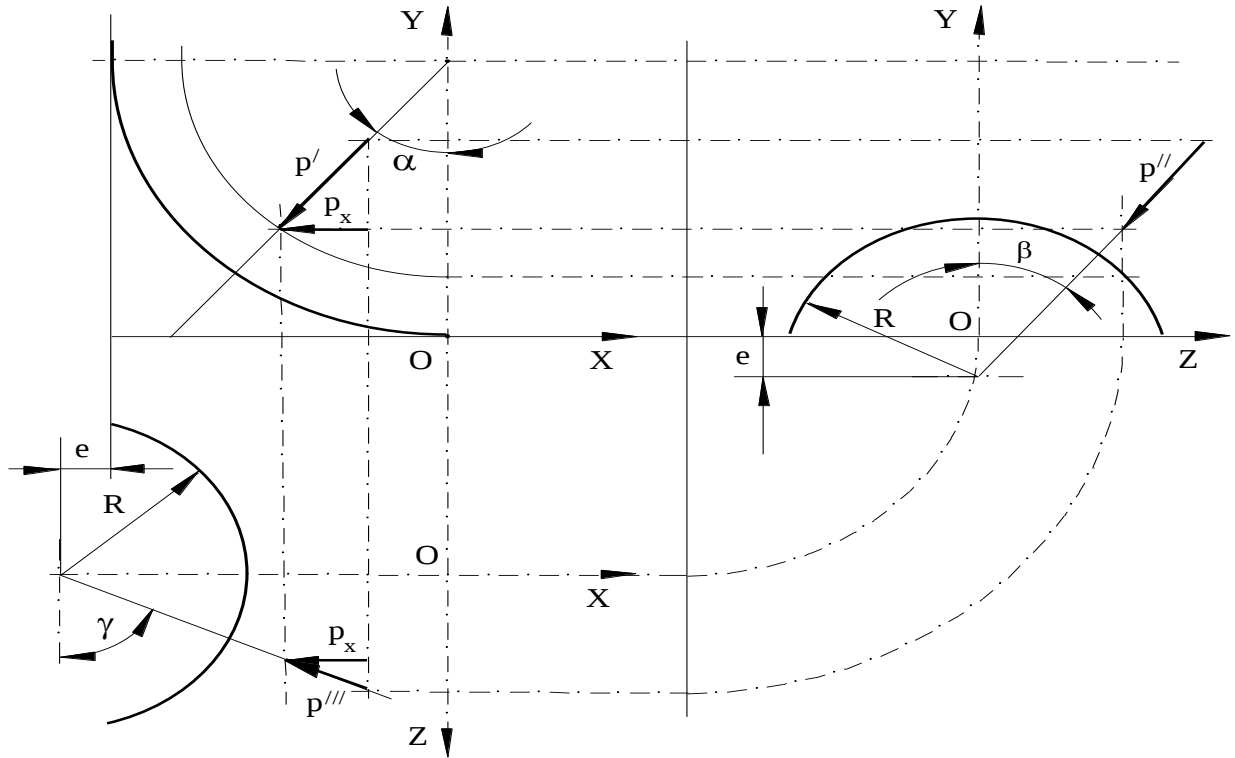


Рис. 4.3 – Епюра проєкцій нормального контактного напруження p

Як впливає з епюри, справедливою є система рівнянь

$$\begin{cases} p''' \cdot \sin \gamma = p' \cdot \sin \alpha \\ p^2 = (p''')^2 + (p' \cdot \cos \alpha)^2 \end{cases} \quad (4.22)$$

Розв'язуючи (4.22), отримаємо

$$p''' = p \cdot \tan \alpha \cdot \sqrt{\frac{1}{\tan^2 \alpha + \sin^2 \gamma}}; \quad (4.23)$$

$$p' = p \cdot \frac{\sin \gamma}{\cos \alpha} \cdot \sqrt{\frac{1}{\tan^2 \alpha + \sin^2 \gamma}}. \quad (4.24)$$

Враховуючи, що $p_x = p''' \cdot \sin \gamma$, і використовуючи (4.23), отримаємо

$$p_x = p \cdot \tan \alpha \cdot \sin \gamma \cdot \sqrt{\frac{1}{\tan^2 \alpha + \sin^2 \gamma}}.$$

Із останнього рівняння випливає, що поточне по контактній поверхні значення направляючих косинуса A_p для проекції p_x нормальних контактних напружень p на меридіональну площину прокатки XOY дорівнює

$$A_p = \tan \alpha \cdot \sin \gamma \cdot \sqrt{\frac{1}{\tan^2 \alpha + \sin^2 \gamma}}. \quad (4.25)$$

Середнє по контактній поверхні значення направляючих косинуса A_p для нормальних напружень в кліті з порядковим номером i визначиться з рівняння

$$A_{pi}^{cep} = \frac{1}{\beta_i} \cdot \left\{ \int_0^{\beta_i} \left[\frac{\sin \gamma}{\alpha_i} \cdot \int_0^{\alpha_i} \left(\tan \alpha \cdot \sqrt{\frac{1}{\tan^2 \alpha + \sin^2 \gamma}} \right) d\alpha \right] d\gamma \right\}, \quad (4.26)$$

де

$$\alpha_i = \arcsin \left(\frac{2L_i}{D_{ui} - D_i \sin \gamma} \right) = \arcsin \left[\frac{1}{D_{ui} - D_i \sin \gamma} \cdot \sqrt{\frac{2\beta_i D_j \varepsilon_i (D_{ui} - D_i)}{\sin \beta_i}} \right] -$$

поточне по периметру калібру значення кута захоплення.

Величини P_{tx}^+ , P_{tx}^- в кліті з порядковим номером i визначаються з рівнянь

$$P_{txi}^+ = f_i \cdot p_i \cdot A_{ti}^{cep} \cdot F_i^+, \quad (4.27)$$

$$P_{ti}^- = f_i \cdot p_i \cdot A_{ti}^{cep} \cdot (F_{ki} - F_i^+), \quad (4.28)$$

де A_{ti}^{cep} – середнє по контактній поверхні F_{ki} значення направляючих косинуса A_t для проекції t_x напружень контактного тертя t на меридіональну площину прокатки XOY .

Величина A_{ti}^{cep} визначиться з умови, відповідно до якої напрямок вектору сили тертя збігається з напрямком вектору відносного ковзання

металу по поверхні валків. Нехтуючи тангенціальною текучістю металу на контактній поверхні, отримаємо рівняння для поточного значення осової складової напруження контактного тертя $t_x = t \cdot \cos \alpha$ і, відповідно, поточного значення направляючих косинуса для напружень контактного тертя $A_t = \cos \alpha$. Відповідно до останнього рівняння отримаємо

$$A_{ti}^{cep} = \frac{1}{\beta_i} \cdot \left\{ \int_0^{\beta_i} \left[\frac{1}{\alpha_i} \cdot \int_0^{\alpha_i} (\cos \alpha) d\alpha \right] d\gamma \right\},$$

$$A_{ti}^{cep} = \frac{1}{\beta_i} \cdot \left\{ \int_0^{\beta_i} \left[\frac{2L_i}{(D_{ui} - D_i \sin \gamma) \cdot \arcsin \left(\frac{2L_i}{D_{ui} - D_i \sin \gamma} \right)} \right] d\gamma \right\}. \quad (4.29)$$

Таким чином, усі величини, що входять до рівняння рівноваги (4.18), визначені. Підставляючи у рівняння (4.18) значення величин, що до нього входять згідно з (4.19-4.21), (4.27), (4.28), отримаємо

$$\Sigma \bar{X} = -\pi \cdot Z_{nj} \cdot K_{fj} \cdot S_j \cdot (D_j - S_j) + \pi \cdot Z_{ni} \cdot K_{fi} \cdot S_i \cdot (D_i - S_i) - p_i \cdot A_{pi}^{cep} \cdot F_{ki} -$$

$$-t_i \cdot A_{ti}^{cep} \cdot F_i^+ + t_i \cdot A_{ti}^{cep} \cdot (F_{ki} - F_i^+) = 0.$$

Підставляючи в останнє рівняння значення p_i , t_i , F_{ki} , F_i^+ згідно з (4.1-4.2), (4.6), (4.14), (4.15), після перетворень отримаємо

$$\Sigma \bar{X} = Z_{nj} \cdot K_{fj} \cdot S_j \cdot (D_j - S_j) - Z_{ni} \cdot K_{fi} \cdot S_i \cdot (D_i - S_i) +$$

$$+ (2L_i + \sqrt{S_j D_j}) \cdot n_{ti} \cdot K_{fpi} \cdot \frac{S_i \cdot D_j}{D_i} \cdot \left[1 - \left(\frac{2Z_{nj}}{3} + \frac{Z_{ni}}{3} \right) \right]. \quad (4.30)$$

$$\cdot \left[A_{pi}^{cep} + (2 \cdot K_i^+ - 1) \cdot f_i \cdot A_{ti}^{cep} \right] = 0.$$

Розв'язуючи (4.30) відносно величини Z_{ni} , отримаємо рівняння рівноваги у вигляді рівності

$$Z_{ni} = \frac{n_{ti} \cdot \frac{D_j}{D_i} \cdot \left(1 - \frac{2Z_{nj}}{3}\right) \cdot \left[A_{pi}^{cep} + (2K_i^+ - 1) f_i A_{ti}^{cep}\right] + Z_{nj} \cdot \frac{K_{fj}}{K_{fcepi}} \cdot \frac{S_j}{S_i} \cdot \frac{(D_j - S_j)}{(2L_i + \sqrt{S_j D_j})}}{n_{ti} \cdot \frac{D_j}{3D_i} \cdot \left[A_{pi}^{cep} + (2K_i^+ - 1) f_i A_{ti}^{cep}\right] + \frac{K_{fi}}{K_{fcepi}} \cdot \frac{(D_i - S_i)}{(2L_i + \sqrt{S_j D_j})}}. \quad (4.31.1)$$

Для випадку, коли $K_{fj} = K_{fi} = K_{fcepi}$, рівняння рівноваги (4.31.1)

набуває вигляду

$$Z_{ni} = \frac{n_{ti} \cdot \frac{D_j}{D_i} \cdot \left(1 - \frac{2Z_{nj}}{3}\right) \cdot \left[A_{pi}^{cep} + (2K_i^+ - 1) f_i A_{ti}^{cep}\right] + Z_{nj} \cdot \frac{S_j}{S_i} \cdot \frac{(D_j - S_j)}{(2L_i + \sqrt{S_j D_j})}}{n_{ti} \cdot \frac{D_j}{3D_i} \cdot \left[A_{pi}^{cep} + (2K_i^+ - 1) f_i A_{ti}^{cep}\right] + \frac{D_i - S_i}{2L_i + \sqrt{S_j D_j}}}. \quad (4.31.2)$$

Таким чином, одержали математичну модель процесу у вигляді системи з N рівнянь (4.13) та N рівнянь (4.31.2)

$$\begin{aligned} \frac{S_1}{S_0} &= 1 + \phi_{01} \cdot \frac{Z_{n1}(T_{01} - 1) + (1 - 2T_{01})}{\frac{Z_{n1}(1 - T_{01})}{2} - (2 - T_{01})} + \frac{1}{2} \left[\phi_{01} \cdot \frac{Z_{n1}(T_{01} - 1) + (1 - 2T_{01})}{\frac{Z_{cepi}(1 - T_{01})}{2} - (2 - T_{01})} \right]^2; \\ Z_{n1} &= \frac{n_{t1} \cdot \frac{D_0}{D_1} \cdot \left[A_{p1}^{cep} + (2K_1^+ - 1) f_1 A_{t1}^{cep}\right]}{n_{t1} \cdot \frac{D_0}{3D_1} \cdot \left[A_{p1}^{cep} + (2K_1^+ - 1) f_1 A_{t1}^{cep}\right] + \frac{D_1 - S_1}{2L_1 + \sqrt{S_0 D_0}}}; \\ &\dots\dots\dots \\ \frac{S_i}{S_j} &= 1 + \phi_{0i} \cdot \frac{2Z_{cepi}(T_{0i} - 1) + (1 - 2T_{0i})}{Z_{cepi}(1 - T_{0i}) - (2 - T_{0i})} + \frac{1}{2} \left[\phi_{0i} \cdot \frac{2Z_{cepi}(T_{0i} - 1) + (1 - 2T_{0i})}{Z_{cepi}(1 - T_{0i}) - (2 - T_{0i})} \right]^2; \\ Z_{ni} &= \frac{n_{ti} \cdot \frac{D_j}{D_i} \cdot \left(1 - \frac{2Z_{nj}}{3}\right) \cdot \left[A_{pi}^{cep} + (2K_i^+ - 1) f_i A_{ti}^{cep}\right] + Z_{nj} \cdot \frac{S_j}{S_i} \cdot \frac{(D_j - S_j)}{(2L_i + \sqrt{S_j D_j})}}{n_{ti} \cdot \frac{D_j}{3D_i} \cdot \left[A_{pi}^{cep} + (2K_i^+ - 1) f_i A_{ti}^{cep}\right] + \frac{D_i - S_i}{2L_i + \sqrt{S_j D_j}}}; \end{aligned}$$

$$\dots\dots\dots$$

$$\frac{S_N}{S_{N-1}} = 1 + \phi_{0N} \cdot \frac{(Z_n)_{N-1}(T_{0i} - 1) + (1 - 2T_{0i})}{\frac{(Z_n)_{n-1}(1 - T_{0i})}{2} - (2 - T_{0i})} + \frac{1}{2} \left[\phi_{0i} \cdot \frac{(Z_n)_{N-1}(T_{0i} - 1) + (1 - 2T_{0i})}{\frac{(Z_n)_{n-1}(1 - T_{0i})}{2} - (2 - T_{0i})} \right]^2;$$

$$Z_{nN} =$$

$$\frac{n_{tN} D_{N-1}}{D_N} \left(1 - \frac{2(Z_n)_{N-1}}{3} \right) \left[A_{pN}^{cep} + (2K_N^+ - 1) f_N A_{tN}^{cep} \right] + \frac{(Z_n)_{N-1} S_{N-1} (D_{N-1} - S_{N-1})}{S_N (2L_N + \sqrt{S_{N-1} D_{N-1}})} \quad (4.32)$$

$$= \frac{n_{tN} D_{N-1} \left[A_{pN}^{cep} + (2K_N^+ - 1) f_N A_{tN}^{cp} \right] + \frac{D_N - S_N}{2L_N + \sqrt{S_{N-1} D_{N-1}}}}{3D_N}$$

Для опису стаціонарної стадії процесу редукування (калібрування) труби в багатоклітьовому стані безперервної поздовжньої прокатки необхідно мати дані про значення таких параметрів:

- товщина стінки S_{0i} на вході в кожну кліть;
- товщина стінки S_i на виході з кожної кліті;
- коефіцієнти заднього (Z_{zi}) та переднього (Z_{ni}) натягу в кожній кліті;
- катаючий діаметр D_{ki} (або кут θ_{ni} , або коефіцієнт K_i^+) у кожній кліті, що визначають необхідну кількість обертів валків у кожній з клітей стана.

Із наведеної вище системи $2N$ рівнянь (4.32) можна визначити $2N$ невідомих величин, отже, значення інших із перелічених вище величин, які є невідомими, потрібно початково задати на підставі певних міркувань щодо характеру перебігу процесу прокатки. Відповідно до цього розрахунок параметрів прокатки може виконуватися за різними методиками, кожна з яких відповідає певним умовам роботи стана. Розглянемо дві, найбільш використововувані на практиці, методики.

Методика 1. Ця методика була розроблена і апробована (див. розділ 1) у ВНДТІ та ВНДІМЕТМАШ [1, 33, 45-51] і може бути використана як на стадії проектування редукаційних станів, так і для розрахунку параметрів прокатки на діючому обладнанні. В основу методики покладено ідею про

створення максимального потоншення стінки заготовки в процесі редукування. Для цього від початку задають значення коефіцієнтів K_i^+ у двох-трьох перших ($K_i^+ = 1$) і останніх ($K_i^+ \cong 0$) клітках безперервного стану і значення коефіцієнтів переднього пластичного натягу Z_{ni} в тих клітках, де не задані коефіцієнти K_i^+ . Слід зауважити, що у реалізації методики в математичній моделі процесу безоправочної прокатки труб використовували цілий ряд спрощень і припущень, що було обумовлено рівнем розвитку обчислювальної техніки періоду 60-70 рр. минулого століття.

Щодо запропонованої методики, то при постановці задачі з використанням концепцій ВНДТІ та ВНДІМЕТМАШ, отримаємо систему з $2N$ рівнянь, в якій сума невідомих величин S_i , Z_{ni} і K_i^+ буде дорівнювати кількості наявних в системі рівнянь.

У разі реалізації системи рівнянь (4.32) розрахункові значення коефіцієнта K_i^+ можуть бути як меншими за нуль, так і більшими за одиницю, однак, відповідно до (4.6), за фізичним сенсом повинна виконуватися умова, згідно з якою $0 \leq K_i^+ \leq 1$. Для формалізування цієї вимоги вводиться функція (показник випередження)

$$\Psi_i(K_i^+) = \left[\frac{1 + \text{sign}(K_i^+)}{2} + \frac{1 - \text{sign}(1 - K_i^+)}{2} \cdot \left(\frac{1}{K_i^+} - \frac{1 + \text{sign}(K_i^+)}{2} \right) \right] \cdot K_i^+, \quad (4.33)$$

де $\text{sign}(x) = 1$ за $x > 0$; $\text{sign}(x) = 0$ за $x = 0$; $\text{sign}(x) = -1$ за $x < 0$.

Із врахуванням (4.33) отримаємо остаточні формули для визначення:

– катаючого діаметра [замість рівняння (4.7)]

$$D_{ki} = D_{ui} - D_i \cdot \cos \left[\beta_i \cdot \Psi(K_i^+) \right]; \quad (4.34)$$

– площі зони випередження [замість рівняння (4.8)]

$$F_i^+ = \beta_i \cdot D_j \cdot l_i \cdot \Psi(K_i^+); \quad (4.35)$$

– умови рівноваги [замість рівнянь (4.31.1) та (4.31.2)] відповідно

$$Z_{ni} = \frac{n_{ti} \cdot \frac{D_j}{D_i} \cdot \left(1 - \frac{2Z_{nj}}{3}\right) \cdot \left\{A_{pi}^{cep} + [2\Psi(K_i^+) - 1]f_i A_{ti}^{cep}\right\} + Z_{nj} \cdot \frac{K_{fj}}{K_{fcepi}} \cdot \frac{S_j}{S_i} \cdot \frac{(D_j - S_j)}{(2l_i + \sqrt{S_j D_j})}}{n_{ti} \cdot \frac{D_j}{3D_i} \cdot \left\{A_{pi}^{cep} + [2\Psi(K_i^+) - 1]f_i A_{ti}^{cep}\right\} + \frac{K_{fi}}{K_{fcepi}} \cdot \frac{(D_i - S_i)}{(2l_i + \sqrt{S_j D_j})}} \quad (4.36.1)$$

i

$$Z_{ni} = \frac{n_{ti} \cdot \frac{D_j}{D_i} \cdot \left(1 - \frac{2Z_{nj}}{3}\right) \cdot \left\{A_{pi}^{cep} + [2\Psi(K_i^+) - 1]f_i A_{ti}^{cep}\right\} + Z_{nj} \cdot \frac{S_j}{S_i} \cdot \frac{(D_j - S_j)}{(2l_i + \sqrt{S_j D_j})}}{n_{ti} \cdot \frac{D_j}{3D_i} \cdot \left\{A_{pi}^{cep} + [2\Psi(K_i^+) - 1]f_i A_{ti}^{cep}\right\} + \frac{D_i - S_i}{2l_i + \sqrt{S_j D_j}}}. \quad (4.36.2)$$

Проведене перетворення з використанням заміни (4.33) ілюструється графіками на рис. 4.4. Фізичний сенс використання умов (4.34), (4.35) полягає в тому, що у разі розрахунку параметрів прокатки з використанням запропонованої методики, розрахункова кількість обертів валків n_{Bi} завжди буде забезпечувати здійснення такого режиму деформації заготовки в сталому процесі прокатки, за якого катаючий діаметр D_{ki} буде лежати в межах $D_{ui} - D_i \leq D_{ki} \leq D_{ui} - D_i \cos \beta_i$, а площа зони випередження F_i^+ лежатиме в межах $0 \leq F_i^+ \leq F_{ki}$.

При цьому слід враховувати той факт, що коли розрахункове значення показника випередження $\Psi(K_i^+)$ дорівнює нулю, то *дійсний (реальний)* катаючий діаметр може бути меншим за величину $D_{ui} - D_i$ (може мати місце «пробуксування назад» валків по поверхні прокатаного металу). Аналогічно, якщо розрахункове значення показника випередження $\Psi(K_i^+)$ дорівнює одиниці, то *реальний* катаючий діаметр може бути більшим за величину $D_{ui} - D_i \cos \beta_i$ (може мати місце «пробуксування вперед» валків по поверхні прокатаного металу. Зауважимо, що у розрахунках із використанням реальних параметрів прокатки, випадки, які відповідають умові пробуксування валків по поверхні металу, практично не зустрічаються. Більш детальний опис проблеми пробуксування наведений нижче, в п.4.4.1.

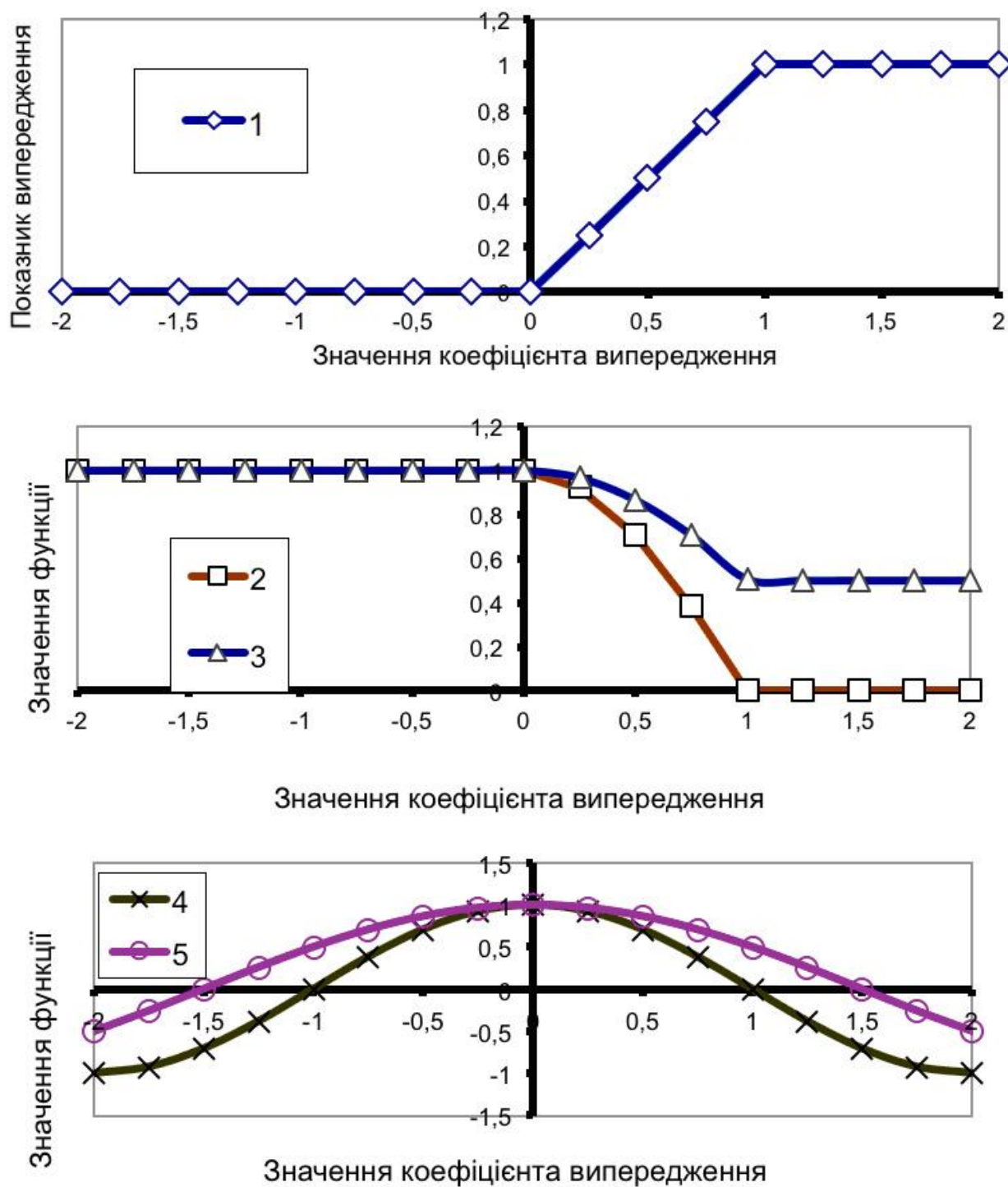


Рис. 4.4. Значення функцій в залежності від коефіцієнта випередження K_i^+ :

$$1 - \Psi(K_i^+); 2 - \cos\left(\frac{\pi}{2} \cdot \Psi(K_i^+)\right); 3 - \cos\left(\frac{\pi}{3} \cdot \Psi(K_i^+)\right); 4 - \cos\left(\frac{\pi}{2} \cdot K_i^+\right);$$

$$5 - \cos\left(\frac{\pi}{3} \cdot K_i^+\right)$$

Таким чином одержали математичну модель процесу безперервної безоправочної поздовжньої прокатки труб, що враховує можливість пробуксування валків по поверхні прокатоного металу, у вигляді системи з N рівнянь (4.13) та N рівнянь (4.36.2)

$$\begin{aligned} \frac{S_1}{S_0} &= 1 + \phi_{01} \cdot \frac{Z_{n1}(T_{01}-1) + (1-2T_{01})}{\frac{Z_{n1}(1-T_{01})}{2} - (2-T_{01})} + \frac{1}{2} \left[\phi_{01} \cdot \frac{Z_{n1}(T_{01}-1) + (1-2T_{01})}{\frac{Z_{cep1}(1-T_{01})}{2} - (2-T_{01})} \right]^2; \\ Z_{n1} &= \frac{n_{t1} \cdot \frac{D_0}{D_1} \cdot \{A_{p1}^{cep} + [2\Psi(K_1^+) - 1]f_1 A_{t1}^{cep}\}}{n_{t1} \cdot \frac{D_0}{3D_1} \cdot \{A_{p1}^{cep} + [2\Psi(K_1^+) - 1]f_1 A_{t1}^{cep}\} + \frac{D_1 - S_1}{2L_1 + \sqrt{S_0 D_0}}}; \\ &\dots\dots\dots \\ \frac{S_i}{S_j} &= 1 + \phi_{0i} \cdot \frac{2Z_{cep_i}(T_{0i}-1) + (1-2T_{0i})}{\frac{Z_{cep_i}(1-T_{0i})}{2} - (2-T_{0i})} + \frac{1}{2} \left[\phi_{0i} \cdot \frac{2Z_{cep_i}(T_{0i}-1) + (1-2T_{0i})}{\frac{Z_{cep_i}(1-T_{0i})}{2} - (2-T_{0i})} \right]^2 \\ Z_{ni} &= \frac{n_{ti} \cdot \frac{D_j}{D_i} \cdot \left(1 - \frac{2Z_{nj}}{3}\right) \cdot \{A_{pi}^{cep} + [2\Psi(K_i^+) - 1]f_i A_{ti}^{cep}\} + Z_{nj} \cdot \frac{S_j}{S_i} \cdot \frac{(D_j - S_j)}{(2L_i + \sqrt{S_j D_j})}}{n_{ti} \cdot \frac{D_j}{3D_i} \cdot \{A_{pi}^{cep} + [2\Psi(K_i^+) - 1]f_i A_{ti}^{cep}\} + \frac{D_i - S_i}{2L_i + \sqrt{S_j D_j}}}; \\ &\dots\dots\dots \\ \frac{S_N}{S_{N-1}} &= 1 + \phi_{0N} \cdot \frac{(Z_n)_{N-1}(T_{0i}-1) + (1-2T_{0i})}{\frac{(Z_n)_{n-1}(1-T_{0i})}{2} - (2-T_{0i})} + \frac{1}{2} \left[\phi_{0i} \cdot \frac{(Z_n)_{N-1}(T_{0i}-1) + (1-2T_{0i})}{\frac{(Z_n)_{n-1}(1-T_{0i})}{2} - (2-T_{0i})} \right]^2; \\ Z_{nN} &= \frac{\frac{n_{tN} D_{N-1}}{D_N} \left(1 - \frac{2(Z_n)_{N-1}}{3}\right) \cdot \{A_{pN}^{cep} + [2\Psi(K_N^+) - 1]f_N A_{tN}^{cep}\} + \frac{(Z_n)_{N-1} S_{N-1} (D_{N-1} - S_{N-1})}{S_N (2L_N + \sqrt{S_{N-1} D_{N-1}})}}{\frac{n_{tN} D_{N-1}}{3D_N} \cdot \{A_{pN}^{cep} + [2\Psi(K_N^+) - 1]f_N A_{tN}^{cep}\} + \frac{D_N - S_N}{2L_N + \sqrt{S_{N-1} D_{N-1}}}}. \quad (4.37) \end{aligned}$$

У таблиці 4.1 показано результати розрахунку параметрів прокатки труби 57x4,0 мм із заготовки 110x4,5 мм та для порівняння наведено результати розрахунку за методикою ВНДТІ [1, стор. 205].

Таблиця 4.1

Співставлення розрахункових даних щодо швидкісного режиму прокатки

Номер кліті	Середній діаметр калібру, мм	Частинна деформація, %	Методика ВНДТІ [49]						Заропонована методика					
			Коефіцієнт переднього пластичного натягу	Товщина стінки, мм	Коефіцієнт випередження	Катаючий діаметр, мм	Коефіцієнт зростання обертів валків	Число обертів валків, об. / хв.	Коефіцієнт переднього пластичного натягу.	Товщина стінки, мм	Коефіцієнт випередження	Катаючий діаметр, мм	Коефіцієнт зростання обертів валків	Число обертів валків, об. / хв.
0	110,00	–	0	4,50	–	–	–	–	0	4,50	–	–	–	–
1	106,92	2,8	0,279	4,53	1,000	278,4	1,000	173,8	0,359	4,54	1,000	276,5	1,000	176,3
2	102,11	4,5	0,575	4,54	1,000	283,7	1,027	178,5	0,659	4,53	1,000	278,9	1,043	183,8
3	93,84	8,1	0,640	4,47	0,390	251,3	1,288	223,8	0,683	4,42	0,254	239,5	1,359	239,6
4	86,05	8,3	0,640	4,37	0,201	251,8	1,439	250,1	0,623	4,32	0,071	244,2	1,493	263,2
5	79,08	8,1	0,640	4,27	0,220	259,2	1,561	271,3	0,623	4,23	0,259	253,8	1,599	281,9
6	72,75	8,0	0,640	4,18	0,234	265,8	1,700	295,4	0,623	4,15	0,271	260,2	1,736	305,9
7	66,86	8,1	0,640	4,08	0,246	271,9	1,858	322,9	0,683	4,05	0,377	268,3	1,883	331,9
8	61,51	8,0	0,517	4,03	0,059	270,6	2,067	359,3	0,562	3,97	0,059	268,6	2,095	369,2
9	58,87	4,3	0,277	4,04	0,004	271,3	2,155	374,5	0,314	3,98	0,004	271,1	2,173	383,1
10	57,80	1,8	0	4,06	0,004	272,2	2,173	377,6	0	4,00	0,004	272,2	2,196	387,0

Для отримання порівнюваних результатів у розрахунках за запропонованою методикою використовували ті самі значення параметрів процесу прокатки, що і в розрахунках за методикою ВНДТІ: $f_i = \text{const} = 0,48$; $V_0 = 2,5$ м/с; $D_{ui} = \text{const} = 330$ мм; $N_b = 3$; $K_1^+ = K_2^+ = 1$; $K_8^+ = 0,059$; $K_9^+ = K_{10}^+ = 0,00382$. Для приведення до рівності числа невідомих величин та числа рівнянь у системі рівнянь (4.37) прийнято, що $Z_{n3} = Z_{n7}$ і $Z_{n4} = Z_{n5} = Z_{n6}$. Таким чином, в даному випадку розв'язувалася система з 20-ти рівнянь із 20-ма невідомими: $S_i (i = 1 \dots 9)$; $K_i^+ (i = 3, 4, 5, 6, 7)$; $Z_{ni} (i = 1, 2, 3, 4, 8, 9)$. Як випливає з наведених у таблиці даних, при практично ідентичних заданих параметрах прокатки розрахункові параметри, визначені за різними методиками, мають відмінності. За основним параметром, заради визначення якого і виконується такий розрахунок, – кількість обертів валків n_{Bi} – розбіжність сягає 6,6% (в кліті з порядковим номером $i = 3$).

Методика 2. Ця методика розроблена фахівцями фірми SMS-Meer і обчислювальні програми на її базі використовуються в системах автоматичного управління роботою редукційно-розтяжних станів (див. розділ 1). Суть методики полягає в послідовному розрахунку декількох (5-20) варіантів налаштування стана, в яких для прокатки труби одного розміру $D_t \times S_t$ задають різні режими розподілу натягів Z_{ni} у міжклітьових проміжках і розраховують кількість обертів валків n_{Bi} і товщину стінки заготовки S_0 для кожного з режимів [54, стор. 56]. Під час прокатки, в залежності від товщини стінки заготовки, яка входить в стан, автоматична система керування роботою приводу вибирає один із раніше розрахованих варіантів розподілу кількості обертів валків по клітях агрегату.

Запропонована математична модель придатна для використання і при такій постановці задачі.

Якщо початково задані $N - 1$ значення Z_{ni} та величина S_t , задача зводиться до розв'язання системи $2N$ рівнянь (4.37) відносно:

- N величин коефіцієнтів K_i^+ ($i=1 \dots N$);
- N значень S_i ($i=0 \dots N-1$).

Слід зазначити, що при такому підході до вирішення задачі, система рівнянь (4.37) «розпадається» на N систем рівнянь (4.13) та (4.36.2), кожна з яких описує характер формозміни в i -тій кліті стана. Послідовно вирішуючи ці системи «проти ходу прокатки» (тобто від $i=N$ до $i=1$), отримаємо значення шуканих невідомих K_i^+ і S_j . Значення S_j , отримані з рішення «попередньої системи», використовуємо в рішенні «наступної системи» як S_i .

Як приклад в додатку В наведені розрахункові значення кількості обертів валків n_{Bi} і товщини стінки S_i під час прокатки труби $D_t \times S_t = 57 \times 4,0$ мм при різних *початково заданих* розподілах коефіцієнтів пластичного натягу Z_{ni} по міжклітьових проміжках стана. Розподіл частинних деформацій по клітях стана m_i відповідає режиму, наведеному в таблиці 4.1.

Насамкінець зазначимо, що викладена методика розрахунку параметрів прокатки в стані з *індивідуальним* приводом є цілком придатною для розрахунку параметрів прокатки в станах із *груповим* приводом валків. Різниця полягає лише в тому, що у разі аналізу умов прокатки в стані з груповим приводом шуканою величиною буде не розподіл кількості обертів валків по клітях n_{Bi} , а кількість обертів у першій кліті n_{B1} . Кількість обертів у всіх інших клітях визначиться з умови $n_{Bi} = \frac{n_{B1} i_1}{i_i}$ (тут i_1, i_i – передаючі числа від двигуна на валки першої та i -тої клітей, відповідно).

Шуканим параметром, що забезпечує реалізацію початково заданого режиму розподілу коефіцієнтів пластичного натягу Z_{ni} по міжклітьових проміжках, буде розподіл величини ідеальних діаметрів валків D_{ui} по клітях стана. Значення D_{ui} в кожній кліті з порядковим номером i визначиться з

рівняння (4.12) після підставлення в нього значення n_{Bi} , що відповідає умовам прокатки в стані з груповим приводом.

4.2. Теоретичні дослідження та розрахунок кінематичних та енергосилових параметрів нестационарних стадій процесу безперервної безоправочної поздовжньої прокатки труб

Можливість здійснення безперервної безоправочної прокатки труби в конкретному калібрувальному або редуційно-розтяжному стані з індивідуальним приводом валків визначають:

- зусилля P_i тиску металу на кожен із валків кожної i – тої кліті стана;
- момент прокатки M_i в кожній i – тій кліті стана,

які мають не перевищувати допустимих величин $P'_{i\max}$ та $M'_{i\max}$, розрахованих конструкторами обладнання. Щоб уникнути зламу обладнання під час освоєння нового сортаменту продукції, необхідно аналітичним шляхом оцінити зусилля P_i , які будуть діяти з боку деформованого металу на кожен із валків, порівняти ці зусилля з гранично допустимими зусиллями $P'_{i\max}$ і на підставі цього порівняння зробити висновок про можливість здійснення процесу формозміни. Одночасно, щоб уникнути можливих пошкоджень елементів приводу стана, необхідно розрахувати моменти прокатки M_i , порівняти їхні величини з гранично допустимими моментами $M'_{i\max}$ і на підставі цього співставлення зробити висновок про можливість виготовлення нового виду труб.

Метою даного дослідження є розробка методики розрахунку зусиль P_i та моментів прокатки M_i при безперервній безоправочній поздовжній прокатці труб. Засобом досягнення поставленої мети є математичне моделювання процесу.

4.2.1. Математична модель для розрахунку енергосилових параметрів процесу безперервної безоправочної поздовжньої прокатки труб

Аналіз результатів виконаних раніше досліджень [46, 50, 51, 68 та ін.] із аналітичного визначення величини зусилля P_i , що діє на кожен валок у i –тій кліті безперервного стана при поздовжній безоправочній прокатці труб, дозволяє зробити висновок про те, що в загальному вигляді величина P_i визначається як функція параметрів деформації відповідно до рівняння [119]

$$P_i = f_{Zi} \cdot f_{Di} \cdot f_{Fi} \cdot f_{Pi} \cdot f_{fi} \cdot K_{fi}, \quad (4.38)$$

де $f_{Zi} = f_{Zi}(Z_{сепi})$ – безрозмірна функція, яка відображає вплив зусиль переднього і заднього натягу на питомий контактний тиск p_i через середній коефіцієнт пластичного натягу $Z_{сепi}$;

f_{Di} – безрозмірна функція (або коефіцієнт), що відображає вплив формозміни заготовки поза зоною контакту деформованого металу з поверхнею валка на питомий контактний тиск p_i ;

f_{Fi} – функція з розмірністю площі, що характеризує поверхню контакту заготовки з валком;

f_{Pi} – безрозмірна функція, яка відображає зв'язок тиску металу на валок P_i з опором деформації K_{fi} матеріалу заготовки;

$f_{fi} = f_{fi}(f_i)$ – безрозмірна функція, яка відображає вплив умов контактної взаємодії (коефіцієнта зовнішнього тертя f_i) на питомий контактний тиск p_i ;

$K_{fi} = K_{fi}(u_i, \varepsilon_i, t_i^o)$ – опір деформації матеріалу заготовки в конкретних умовах формозміни, які характеризуються швидкістю деформації

u_i , ступенем деформації m_i і температурою деформації t_i^o в i -тій кліті стана.

Алгоритм розробленої математичної моделі визначення величин P_i та M_i має наступну структуру.

1. Початкові дані. В якості початкової інформації про умови процесу формозміни в безперервному стані безоправочної прокатки труб використовують такі дані:

- швидкість труби на вході в редукційний або калібрувальний стан V_0 , м/с;
- температура деформованого металу на вході в стан в момент початку прокатки заготовки t_0^o , °C;
- марка сталі труби, яка визначає значення термодинамічних коефіцієнтів формул для визначення дійсного опору деформації;
- ідеальний радіус валків (відстань від осі прокатки до осей валків) R_{ui} , мм;
- кількість клітей безперервного стана, в яких здійснюється деформації, N ;
- кількість валків в клітях N_b ;
- середній діаметр заготовки до входу в стан D_0 , мм;
- середня товщина стінки заготовки до входу в стан S_0 , мм;
- довжина заготовки L_3 , м;
- розподіл частинних деформацій по клітях стана ε_i ;
- розподіл коефіцієнтів переднього (Z_{ni}) і заднього (Z_{zi}) пластичного натягу по міжклітьових проміжках безперервного стана;
- значення катаючих діаметрів D_{ki} (мм) в кожній кліті стана;
- значення коефіцієнта зовнішнього тертя f_i .

2. Послідовно, за ходом прокатки (починаючи з $i=1$), розраховуємо значення середніх зовнішніх діаметрів заготовки D_i після прокатки в кожній i -тій кліті

$$D_i = (1 - \varepsilon_i) D_j, \quad (4.39)$$

де $j = i - 1$.

3. Використовуючи (4.1-4.2), визначаємо співмножник f_{Fi} , що входить до (4.38)

$$f_{Fi} = D_j \beta_i \sqrt{\frac{\beta_i D_j \varepsilon_i (2R_{ui} - D_i)}{2 \sin \beta_i}}. \quad (4.40)$$

4. Використовуючи формулу (4.13), послідовно, за ходом прокатки (починаючи з $i = 1$), розраховуємо значення середньої товщини стінки S_i після деформації в кожній i -тій кліті.

5. Значення співмножника f_{Di} , що відображає вплив формозміни поза зоною осередку деформації на тиск P_i , визначаємо відповідно до залежності [33, 45]

$$f_{Di} = 1 + \frac{\sqrt{S_j D_j}}{2L_i},$$

яка, з врахуванням (4.39), набуває вигляду

$$f_{Di} = 1 + \frac{1}{\beta_i D_j} \cdot \sqrt{\frac{S_j \sin \beta_i}{2 \beta_i \varepsilon_i (2R_{ui} - D_i)}}. \quad (4.41)$$

6. Використовуючи формулу для розрахунку питомого контактного тиску p при редукуванні труб, відповідно до якої при $Z_{ni} = Z_{zi} = 0$ є

справедливим рівняння $\frac{p_i}{K_{fi}} = \frac{S_j}{D_j} + \frac{S_i}{D_i}$ [127], визначаємо значення

співмножника f_{Pi} для кожної i -тої кліті стана

$$f_{Pi} = \frac{1}{\beta_i} \cdot \int_0^{\beta_i} \left(\frac{S_j}{D_j} + \frac{S_i}{D_i} \right) \cdot \cos \theta d\theta = \frac{1}{\beta_i} \cdot \left(\frac{S_j}{D_j} + \frac{S_i}{D_i} \right) \cdot \sin \beta_i. \quad (4.42)$$

7. Значення співмножника f_{Zi} на підставі даних роботи [33, стор. 51] приймаємо рівним

$$f_{Zi} = 1 - \left(\frac{Z_{ni}}{3} + \frac{2Z_{zi}}{3} \right). \quad (4.43)$$

8. Значення співмножника f_{fi} визначимо як функцію коефіцієнта зовнішнього тертя f_i відповідно до залежності, що лінеаризує дані роботи [51]

$$f_{fi} = 1 + 0,36 \cdot f_i. \quad (4.44)$$

9. У разі розрахунку повного тиску металу на валок P_i величина добутку $\Phi_i = f_{Zi} \cdot f_{Di} \cdot f_{Fi} \cdot f_{Pi} \cdot f_{fi}$ у виразі (4.38) для кожної i -тої кліті безперервного стану визначиться як

$$\begin{aligned} \Phi_i = & \left[1 - \left(\frac{Z_{ni}}{3} + \frac{2Z_{zi}}{3} \right) \right] \cdot \left[\sqrt{\frac{\beta_i \cdot D_j \cdot \varepsilon_i \cdot (D_{ui} - D_i)}{2 \cdot \sin \beta_i}} + \frac{\sqrt{S_j D_j}}{2} \right] \cdot D_j \cdot \\ & \cdot (1 + 0,36 \cdot f_i) \cdot \left(\frac{S_j}{D_j} + \frac{S_i}{D_i} \right) \cdot \sin \beta_i \end{aligned} \quad (4.45)$$

10. Послідовно, за ходом прокатки (починаючи з $i = 1$), розраховуємо витяжку по клітках стану

$$\mu_i = \frac{(D_j - S_j) \cdot S_j}{(D_i - S_i) \cdot S_i}. \quad (4.46)$$

11. За величиною витяжки розраховуємо дійсну деформацію в кожній кліті

$$\varepsilon_{Di} = \ln \mu_i. \quad (4.47)$$

12. Визначаємо середню швидкість деформації в кожній кліті

$$u_i = \frac{V_0 \cdot \mu_{\Sigma i} \cdot \varepsilon_{Di}}{L_i}, \quad (4.48)$$

$$\text{де } \mu_{\Sigma i} = \frac{S_0 \cdot (D_0 - S_0)}{2} \cdot \left[\frac{1}{S_j (D_j - S_j)} + \frac{1}{S_i (D_i - S_i)} \right] - \text{середня сумарна}$$

витяжка заготовки при деформації від першої до i -тої кліті.

13. Розраховуємо температуру заготовки на вході у першу кліть стана за перетвореною формулою з роботи [41, стор. 126]

$$t_L^o = \frac{\left(\psi \cdot \gamma_m \cdot S_0 \cdot \frac{V_0}{L_t} - 1 \right) \cdot t_0^o - 546}{\psi \cdot \gamma_m \cdot S_0 \cdot \frac{V_0}{L_t} + 1}, \quad (4.49)$$

де t_L^o – температура ($^{\circ}\text{C}$) на вході у першу кліть стана ділянки заготовки, віддаленої від її переднього кінця на відстань L_t (м);

γ_m – питома вага zdeформованого металу, т/м³;

$\psi = 14,925$ – емпіричний коефіцієнт, м³·с/мм·т.

14. Визначаємо середній опір деформації K_f в кожній кліті відповідно до апроксимуючої залежності, запропонованої в роботі [125]

$$K_{fi} = \left[n_1 \cdot (1 - \varepsilon_{Di}^{n_2}) \right]^{(\varepsilon_{Di} - \varepsilon_{\max})} \cdot m_1 \cdot u_i^{(m_2 + m_3 \cdot t_i^o)} \cdot \exp(m_4 \cdot t_i^o), \quad (4.50)$$

де n_1 , n_2 , $\varepsilon_{\max}$, m_1 , m_2 , m_3 , m_4 – емпіричні коефіцієнти, що залежать від марки сталі [126, стор. 92, табл. 10];

t_i^o – середня температура ($^{\circ}\text{C}$) металу в осередку деформації i -тої кліті;

15. Визначаємо повний тиск P_i на валок в кожній i -тій кліті стана

$$P_i = \Phi_i \cdot K_{fi}. \quad (4.51)$$

16. Розраховуємо момент прокатки в кожній i -тій кліті стана за формулою (1.20), в якій $\theta_i = \arccos\left(\frac{D_{ui} - D_{ki}}{D_i}\right)$.

4.2.2. Результати розрахунків та їх аналіз

Реалізацію математичної моделі здійснювали, використовуючи систему математичних обчислень Mathcad. У розрахунках використовували значення емпіричних коефіцієнтів n_1 , n_2 , $\varepsilon_{\max}$, m_1 , m_2 , m_3 , m_4 , отриманих у

дослідженні опору деформації сталевих зразків на розтягування і стискання відповідно до методу, захищеного патентом [125]. У разі реалізації моделі приймали, що в процесі гарячого редукування температура по клітках стана змінюється незначно і є допустимим використання умови $t_i^o = t_L^o = const$.

Як приклад в таблиці 4.2 наведено порівняння розрахункових (P_R) та емпіричних (P_E) значень зусиль, що діють на валки 5-клітьового калібрувального стана з двовалковими клітьями ($N=5$; $N_b=2$) під час прокатки труб за маршрутом $340 \times 15,8 \rightarrow 325 \times 16,0$ мм (в «холодному» стані). Параметри розрахунку (прокатки) наступні: швидкість труби на вході в стан $V_0=0,7$ м/с ($n_{B1}=22,3$ об/хв.); температура заготовки в момент початку деформації $t_0^o = 780$ °C; деформований матеріал – вуглецева сталь із вмістом вуглецю 0,12...0,15% ($n_1=5,489$; $n_2=0,15$; $\varepsilon_{\max} = 0,3$; $m_1 = 1543,363$; $m_2=0,049645$; $m_3=+0,0000919614$; $m_4=-0,00276364$); $\gamma_m = 7,8$ т/м³; ідеальний діаметр валків в першій клітці стана $D_{u1}=715$ мм; $f_i=0,48$. Розрахунок та виміри виконували для середньої частини труби ($L_t = 5,0$ м; $t_L^o = 772$ °C). У наведеному прикладі розбіжність між фактичними та розрахунковими значеннями тиску металу на валок стана $\Delta = \frac{P_E - P_R}{P_E} \cdot 100\%$ лежить в межах $-4,4...+2,3\%$, що підтверджує відповідність розробленої математичної моделі реальному процесу прокатування труб.

Аналогічний висновок можна зробити в результаті порівняння наведених в таблиці 4.3 розрахункових та емпіричних значень зусиль, що діють на валки 12-клітьового калібрувального стана з тривалковими клітьями ($N=12$; $N_b=3$), під час прокатки труб за маршрутом $117 \times 11,7 \rightarrow 89 \times 13,0$ мм (в «холодному» стані). Параметри розрахунку (прокатки) наступні: швидкість труби на вході в стан $V_0=0,8$ м/с; температура деформованого металу $t^o=950$ °C; деформований матеріал – вуглецева сталь із вмістом вуглецю 0,12...0,15%; ідеальний радіус валків $R_{ui}=165$ мм; $f_i=0,4$. У

наведеному прикладі розбіжність між фактичними та розрахунковими значеннями тиску металу на валок стана лежить в межах $-5,9 \dots +5,4\%$, що можна вважати цілком прийнятним для практичних розрахунків.

Таблиця 4.2

Порівняння розрахункових та експериментальних значень тиску металу на валок для прокатки в 5-клітьовому стані з двовалковими клітьями

i	1	2	3	4	5
$\varepsilon_i, \%$	0,80	1,00	0,80	0,39	0
$D_{ki}, \text{мм}$	602,5	607,0	610,6	612,0	612,0
Z_{zi}	0	0,15	0,25	0,15	0
Z_{ni}	0,15	0,25	0,15	0	0
$P_R, \text{кН}$	252	241	235	181	0
$P_E, \text{кН}$	258	240	225	175	0
$\Delta, \%$	2,33	-0,42	-4,44	-3,43	0
$M_i, \text{кН} \cdot \text{м}$	-41,9	-17,9	66,0	64,3	0

Примітка. P_E визначено як середню величину під час прокатки 24 труб

Таблиця 4.3

Порівняння розрахункових та експериментальних значень тисків металу на валок при прокатці в 12-клітьовому стані з тривалковими клітьями

i	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
$m_i, \%$	1,5	2,3	2,6	2,9	2,9	2,9	2,9	2,9	2,6	1,8	0,6	0
$P_R, \text{кН}$	58,1	66,5	72,6	78,7	79,7	80,7	81,7	82,6	78,0	62,4	31,7	0
$P_E, \text{кН}$	59,8	68,0	71,2	77,4	81,5	76,3	86,4	81,0	82,1	58,9	30,1	—
$\Delta, \%$	2,8	2,2	-2,0	-1,7	2,2	-5,8	5,4	-2,0	5,0	-5,9	-5,3	—

Примітка. P_E визначено як середню величину під час прокатки

4.3. Нестационарні стадії процесу безперервної безоправочної поздовжньої прокатки

Будемо вважати, що процес *заповнення* прокатаним металом в кліті з порядковим номером $i = n$ (рис. 4.5), триває між закінченням заповнення осередку деформації n -ої кліті (площина BB переднього торця заготовки перерізає площину AA лінії центрів валків кліті) і початком заповнення осередку деформації наступної по ходу прокатки кліті (площина BB переднього торця заготовки перерізає площину CC входу в осередок деформації наступної кліті). Аналогічно будемо вважати, що процес *вивільнення* від прокатаного металу в кліті з порядковим номером $i = n$ (див. рис. 4.5), триває між закінченням вивільнення осередку деформації попередньої кліті (площина BB заднього торця заготовки перерізає площину AA лінії центрів валків попередньої кліті) і початком заповнення осередку деформації n -ої кліті (площина BB заднього торця заготовки перерізає площину CC входу в осередок деформації кліті).

Основною метою розрахунку є визначення тиску металу $P_{i,n}$ на валки та моменту прокатки $M_{i,n}$ (тут $i = 1, 2, \dots, n$ – поточний номер кліті у разі заповненні стана прокатаним металом або $i = n, n + 1, \dots, N - 1, N$ – поточний номер кліті за вивільнення стана від прокатаного металу; n – порядковий номер кліті стана, яка заповнюється прокатаним металом або вивільняється від нього; N – загальне число клітей безперервного стана) в кожній кліті стана, в якій знаходиться заготовка в даний момент нестационарного процесу прокатки, за заданих значень кутових швидкостей обертання валків n_{Bi} (оберт на хвилину) в кожній кліті стана з індивідуальним приводом валків в кожній кліті. Для досягнення основної мети необхідно також визначити:

- значення товщини стінки заготовки $S_{i,n}$ після кожної кліті, в якій знаходиться метал на даній стадії заповнення (вивільнення) стана;

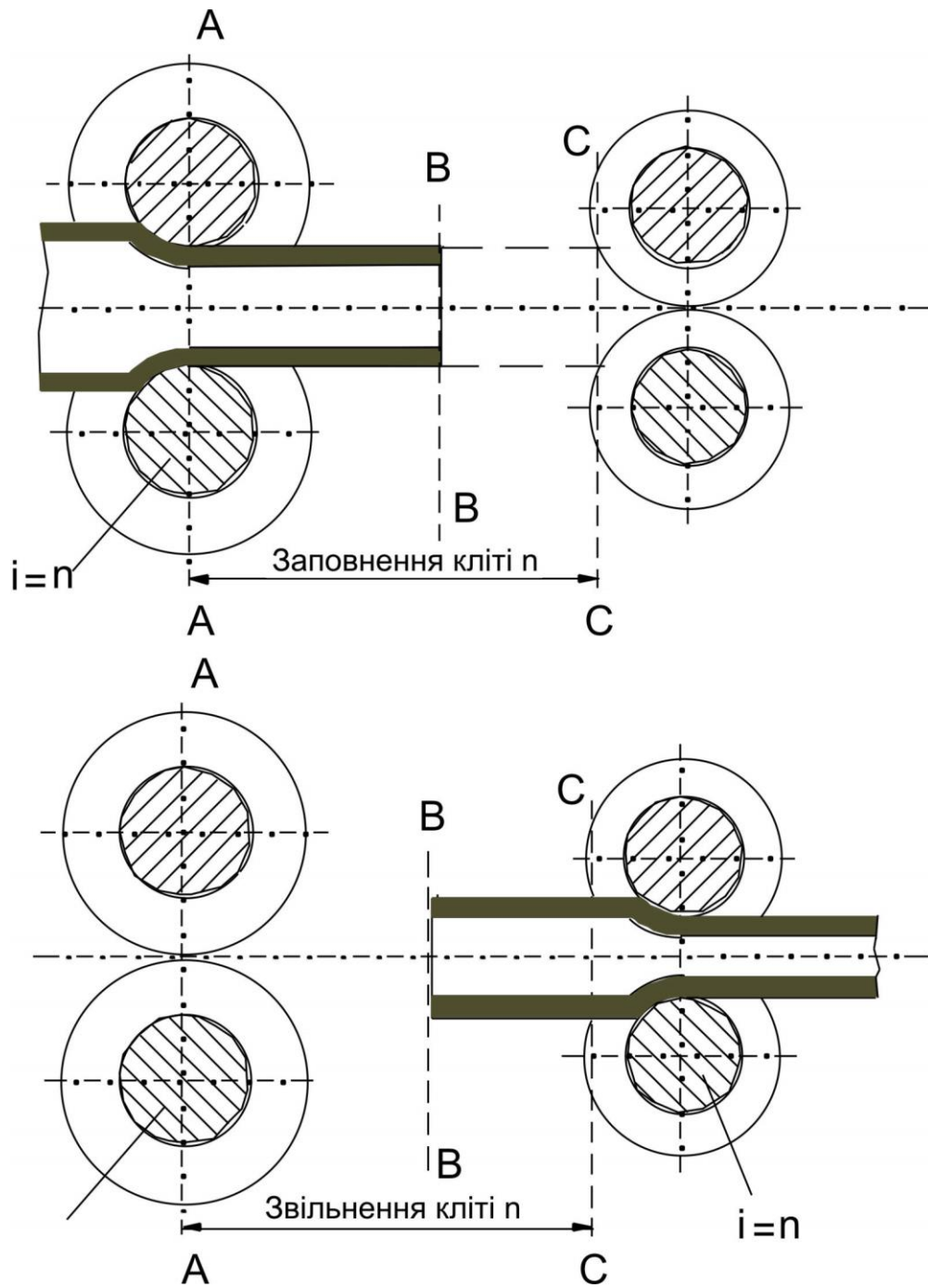


Рис. 4.5. До визначення понять «процес заповнення кліті» і «процес вивільнення кліті» з порядковим номером $i = n$

– значення коефіцієнтів пластичного натягу $Z_{i,n}$ у міжклітьових проміжках, в яких знаходиться метал на даній стадії заповнення (вивільнення) стана;

– швидкість заготовки $V_{0,n}$ (м/с) на вході в першу кліть (у разі заповнення стана) або швидкість прокатки труби $V_{i,n}$ (м/с) на виході з

останньої кліті стана (у разі вивільнення стана) на даній стадії несталого процесу прокатки, яка визначається номером кліті n .

Початковими даними для розрахунку є:

- значення діаметра D_0 і товщини стінки S_0 заготовки, мм;
- розподіл частинних деформацій по діаметру заготовки m_i (%) по клітках стана, загальна кількість яких становить N ;
- розподіл кількості обертів валків n_{Bi} (об/хв.) по клітках стана в сталому процесі прокатки;
- значення коефіцієнта зовнішнього тертя f_i ;
- значення термодинамічних коефіцієнтів $n_1, n_2, \varepsilon_{\max}, m_1, m_2, m_3, m_4$ у формулі (4.50) для визначення дійсного опору деформації K_{fi} матеріалу заготовки;
- температура заготовки t_n^o (oC) в момент початку деформації її переднього кінця;
- кількість валків N_b , що утворюють калібри в клітках стана.

4.3.1. Фізична модель формозміни заготовки на нестационарних стадіях процесу безперервної безоправочної поздовжньої прокатки

Представляємо процес формозміни заготовки на несталіх стадіях процесу деформації в безперервному стані безоправочної поздовжньої прокатки труб наступним чином. Кількість обертів валків в клітках стана, заповнених металом на несталій стадії прокатки, дорівнюють кількості обертів валків n_{Bi} , розрахованій для сталого процесу прокатки. Прийнятність такого припущення можна аргументувати таким чином. Зниження кількості обертів валків під навантаженням (n_{Bni}) по відношенню до кількості обертів валків без навантаження (n_{Bxi}) в станах із індивідуальним приводом можна характеризувати співвідношенням [34]

$$\xi_i = \frac{n_{Bxi}}{n_{Bni}} = \sqrt[N]{x}, \quad (4.52)$$

де x – величина, що залежить від середнього по стану коефіцієнта пластичного натягу $Z_{сер}$;

N – число клітей, що працюють із натягом.

Для реальних значень $Z_{сер}$ та N величина співвідношення ξ_i є близькою до одиниці. Наприклад, для $Z_{сер} = 0,4$ та $N = 8$ маємо $x = 1,07$ та $\xi_i = 1,008$, тобто різниця в кількості обертів під навантаженням і без навантаження становитиме 0,8%.

На користь зробленого припущення також свідчить той факт, що відповідно до (4.52) співвідношення ξ_i є постійним для всіх клітей стана, отже, коефіцієнти зростання кількості обертів валків K_H без навантаження

($K_{Hxi} = \frac{n_{Bxi}}{n_{Bx1}}$) та під навантаженням ($K_{Hni} = \frac{n_{Bni}}{n_{Bn1}}$) мають бути дуже

близькими. Оскільки різниця в значеннях кількості обертів (n_{Bni} та n_{Bxi}) і коефіцієнтах зростання кількості обертів валків (K_{Hni} та K_{Hxi}) під навантаженням та без навантаження є невеликою, то вона, тим більш, є малою в разі порівняння кількості обертів та коефіцієнтів зростання кількості обертів валків на несталій та сталій стадіях процесу прокатки.

В іншому фізична модель несталих стадій процесу прокатки базується на тих же уявленнях, що були використані в аналізі сталої стадії формозміни заготовки (див. п.4.1).

4.3.2. Математична модель заповнення стана безперервної безоправочної поздовжньої прокатки

Процес визначення (розрахунку) параметрів несталі стадії прокатки під час заповнення стана розподіляється на кілька етапів, кожен з яких відповідає процесу заповнення прокатаним металом кліті з порядковим

номером n . Таким чином, загальна кількість етапів розрахунку дорівнює кількості клітей безперервного стану N .

Перший етап. Після заповнення осередку деформації першої кліті стану ($n=1$) товщина стінки на вході в кліть дорівнює товщині стінки заготовки (S_0), а товщина стінки на виході з першої кліті ($S_{1,1}$) визначиться як корінь рівняння (4.13), яке для випадку відсутності переднього і заднього натягів ($(Z_{cp})_{1,1}=0$) набуває вигляду

$$\frac{S_{1,1}}{S_0} = 1 + \frac{1 - 2 \cdot \left(\frac{S_0}{D_0} + \frac{S_{1,1}}{D_1} \right)^K}{\left(\frac{S_0}{D_0} + \frac{S_{1,1}}{D_1} \right)^K - 2} \cdot \left[1 + \frac{\frac{1}{2} - \left(\frac{S_0}{D_0} + \frac{S_{1,1}}{D_1} \right)^K}{\left(\frac{S_0}{D_0} + \frac{S_{1,1}}{D_1} \right)^K - 2} \cdot \ln \left(\frac{D_1 - S_{1,1}}{D_0 - S_0} \right) \right] \cdot \ln \left(\frac{D_1 - S_{1,1}}{D_0 - S_0} \right). \quad (4.53)$$

Використовуючи рівняння (4.12), отримаємо зв'язок коефіцієнта випередження в першій кліті ($K_{1,1}^+$), товщини стінки заготовки на виході з першої кліті ($S_{1,1}$) і швидкості заготовки на вході в першу кліть ($V_{0,1}$) після заповнення осередку деформації першої кліті і до початку процесу заповнення другої кліті стану

$$\cos(\beta_1 \cdot K_{1,1}^+) = \frac{D_{u1}}{D_1} - \frac{V_{0,1} \cdot S_0 \cdot (D_0 - S_0) \cdot \xi}{\pi \cdot S_{1,1} \cdot D_1 \cdot n_{B1} \cdot (D_1 - S_{1,1})}. \quad (4.54)$$

Розв'язуючи рівняння рівноваги (4.31.2) відносно коефіцієнта випередження K_i^+ і враховуючи, що після заповнення осередку деформації першої кліті і до початку заповнення другої кліті стану передній натяг в першій кліті відсутній, тобто $(Z_n)_{1,1}=0$, отримаємо

$$K_{1,1}^+ = \frac{1}{2} \cdot \left(1 - \frac{A_{p1}^{cp}}{f_1 \cdot A_{t1}^{cp}} \right). \quad (4.55)$$

Підставляючи значення коефіцієнта випередження $K_{1,1}^+$ із (4.55) у (4.54) і розв'язуючи систему рівнянь (4.53) - (4.54), визначимо невідомі $V_{0,1}$, $S_{1,1}$.

Другий етап. Після заповнення осередку деформації другої кліті стана ($n=2$) товщина стінки на вході в першу кліть дорівнює S_0 , товщина стінки на виході з першої кліті дорівнює $S_{1,2}$, товщина стінки на вході в другу кліть дорівнює $S_{1,1}$, а товщина стінки на виході з другої кліті дорівнює $S_{2,2}$. У проміжку між першою та другою клітями діє розтягувальне зусилля $R_{1,2}$, величину якого можна визначити:

– через площу поперечного перерізу заготовки на виході з першої кліті $F_{1,2}'' = \pi S_{1,2} (D_1 - S_{1,2})$, коефіцієнт переднього пластичного натягу в першій кліті $(Z_n)_{1,2}$ та дійсний опір пластичній деформації на виході з першої кліті $(K_f'')_{1,2}$

$$R_{1,2} = F_{1,2}'' \cdot (Z_n)_{1,2} \cdot (K_f'')_{1,2}; \quad (4.56.1)$$

– через площу поперечного перерізу заготовки на вході в другу кліть $F_{2,2}' = \pi S_{1,1} (D_1 - S_{1,1})$, коефіцієнт заднього пластичного натягу в другій кліті $(Z_s)_{2,2}$ та дійсний опір пластичній деформації на вході в другу кліть $(K_f')_{2,2}$

$$R_{1,2} = F_{2,2}' \cdot (Z_s)_{2,2} \cdot (K_f')_{2,2}. \quad (4.56.2)$$

Прирівнюючи праві частини рівнянь (4.56.1), (4.56.2) і ураховуючи, що відповідно до раніше прийнятих допущень $(K_f'')_{1,2} = (K_f')_{2,2}$, отримаємо

$$(Z_s)_{2,2} = (Z_n)_{1,2} \cdot \frac{S_{1,2} \cdot (D_1 - S_{1,2})}{S_{1,1} \cdot (D_1 - S_{1,1})}. \quad (4.57)$$

Рівняння (4.13) для першої кліті набуває вигляду

$$S_{1,2} - S_0 \left\{ 1 + (\varphi_0)_{1,2} \cdot \frac{2(Z_{cp})_{1,2} (T_{0,2} - 1) + (1 - 2T_{0,2})}{(Z_{cp})_{1,2} (1 - T_{0,2}) - (2 - T_{0,2})} + \frac{1}{2} \left[(\varphi_0)_{1,2} \cdot \frac{2(Z_{cp})_{1,2} (T_{0,2} - 1) + (1 - 2T_{0,2})}{(Z_{cp})_{1,2} (1 - T_{0,2}) - (2 - T_{0,2})} \right]^2 \right\} = 0, \quad (4.58.1)$$

$$\text{де } (\varphi_0)_{1,2} = \ln \frac{D_1 - S_{1,2}}{D_0 - S_0}; T_{0,2} = \left(\frac{S_0}{D_0} + \frac{S_{1,2}}{D_1} \right)^K; (Z_{cp})_{1,2} = \frac{(Z_n)_{1,2}}{2}.$$

Рівняння (4.13) для другої кліти набуває вигляду

$$S_{2,2} - S_{1,1} \left\{ 1 + (\varphi_0)_{2,2} \cdot \frac{2(Z_{cp})_{2,2}(T_{0,2} - 1) + (1 - 2T_{0,2})}{(Z_{cp})_{2,2}(1 - T_{0,2}) - (2 - T_{0,2})} + \right. \\ \left. + \frac{1}{2} \left[(\varphi_0)_{2,2} \cdot \frac{2(Z_{cp})_{2,2}(T_{0,2} - 1) + (1 - 2T_{0,2})}{(Z_{cp})_{2,2}(1 - T_{0,2}) - (2 - T_{0,2})} \right]^2 \right\} = 0, \quad (4.58.2)$$

$$\text{де } (\varphi_0)_{2,2} = \ln \frac{D_2 - S_{2,2}}{D_1 - S_{1,1}}; T_{0,2} = \left(\frac{S_{1,1}}{D_1} + \frac{S_{2,2}}{D_2} \right)^K.$$

Величина середнього коефіцієнта пластичного натягу в другій кліті $(Z_{cp})_{2,2}$ визначиться як $(Z_{cp})_{2,2} = \frac{(Z_s)_{2,2}}{2}$. Підставляючи в останній вираз значення заднього натягу в другій кліті $(Z_s)_{2,2}$ з рівняння (4.57), отримаємо

$$(Z_{cp})_{2,2} = \frac{(Z_n)_{1,2}}{2} \cdot \frac{S_{1,2} \cdot (D_1 - S_{1,2})}{S_{1,1} \cdot (D_1 - S_{1,1})}. \quad (4.59)$$

Використовуючи рівняння (4.12), отримаємо зв'язок коефіцієнта випередження в першій кліті $(K_{1,2}^+)$, товщини стінки заготовки на виході з першої кліти $(S_{1,2})$ та швидкості заготовки на вході в першу кліть $(V_{0,2})$ після заповнення осередку деформації другої кліти і до початку процесу заповнення третьої кліти стана

$$\cos(\beta_1 \cdot K_{1,2}^+) = \frac{D_{u1}}{D_1} - \frac{V_{0,2} \cdot S_0 \cdot (D_0 - S_0) \cdot \xi}{\pi \cdot S_{1,2} \cdot D_1 \cdot n_{B1} \cdot (D_1 - S_{1,2})}. \quad (4.60.1)$$

Аналогічно для другої кліти стана отримаємо

$$\cos(\beta_2 \cdot K_{2,2}^+) = \frac{D_{u2}}{D_2} - \frac{V_{0,2} \cdot S_0 \cdot (D_0 - S_0) \cdot \xi}{\pi \cdot S_{2,2} \cdot D_2 \cdot n_{B2} \cdot (D_2 - S_{2,2})}. \quad (4.60.2)$$

Розв'язуючи рівняння рівноваги (4.31.2) відносно коефіцієнта випередження K_i^+ , отримаємо для першої кліти стана

$$K_{1,2}^+ = \frac{1}{2} \cdot \left\{ 1 - \frac{A_{p1}^{cp}}{f_1 \cdot A_{t1}^{cp}} - \frac{(Z_n)_{1,2} \cdot S_{1,2} \cdot (D_1 - S_{1,2})}{f_1 \cdot A_{t1}^{cp} \cdot (2l_1 + \sqrt{S_0 D_0}) \cdot n_{t1} \cdot S_{1,2} \cdot \frac{D_0}{D_1} \cdot \left[1 - \frac{(Z_n)_{1,2}}{3} \right]} \right\}. \quad (4.61.1)$$

Аналогічно для другої кліті стана отримаємо

$$K_{2,2}^+ = \frac{1}{2} \cdot \left\{ 1 - \frac{A_{p2}^{cp}}{f_2 \cdot A_{t2}^{cp}} - \frac{(Z_3)_{2,2} \cdot S_{1,1} \cdot (D_1 - S_{1,1})}{f_2 \cdot A_{t2}^{cp} \cdot (2l_2 + \sqrt{S_{1,1} \cdot D_1}) \cdot n_{t2} \cdot S_{2,2} \cdot \frac{D_1}{D_2} \cdot \left[1 - \frac{2(Z_3)_{2,2}}{3} \right]} \right\}.$$

Коефіцієнт заднього пластичного натягу в другій кліті $(Z_3)_{2,2}$ відповідно до рівняння (4.57) є функцією коефіцієнта переднього пластичного натягу $(Z_n)_{1,2}$ в першій кліті, тому рівняння для визначення коефіцієнта випередження $K_{2,2}^+$ можна записати в наступному вигляді

$$K_{2,2}^+ = \frac{1}{2} \cdot \left\{ 1 - \frac{A_{p2}^{cp}}{f_2 \cdot A_{t2}^{cp}} - \frac{(Z_n)_{1,2} \cdot S_{1,2} \cdot (D_1 - S_{1,2})}{f_2 \cdot A_{t2}^{cp} \cdot (2l_2 + \sqrt{S_{1,1} \cdot D_1}) \cdot n_{t2} \cdot S_{2,2} \cdot \frac{D_1}{D_2} \cdot \left[1 - \frac{2(Z_n)_{1,2}}{3} \cdot \frac{S_{1,2} \cdot (D_1 - S_{1,2})}{S_{1,1} \cdot (D_1 - S_{1,1})} \right]} \right\}. \quad (4.61.2)$$

Об'єднуючи рівняння (4.58.1-4.58.2), (4.60.1-4.60.2) і (4.61.1-4.61.2), отримаємо систему з *шести* рівнянь із *шістьма* невідомими: $V_{0,2}$, $S_{1,2}$, $S_{2,2}$, $(Z_n)_{1,2}$, $K_{1,2}^+$, $K_{2,2}^+$, відносно яких вона може бути вирішена.

Наступні етапи. Аналогічним чином на кожному з наступних етапів (загальна кількість яких дорівнює кількості клітей безперервного стану N) будемо отримувати систему

$$\cos(\beta_i \cdot K_{i,n}^+) = \frac{D_{ui}}{D_i} - \frac{V_{0,n} \cdot S_0 \cdot (D_0 - S_0) \cdot \xi}{\pi \cdot S_{i,n} \cdot D_{i1} \cdot n_{Bi} \cdot (D_i - S_{i,n})}; \quad (4.62.1)$$

$$K_{i,n}^+ = \frac{1}{2} \cdot \left[1 - \frac{A_{pi}^{cp}}{f_i A_{ti}^{cp}} + \frac{(Z_n)_{i,n} S_{i,n} (D_i - S_{i,n}) - (Z_n)_{j,n} S_{j,n} (D_j - S_{j,n})}{f_i A_{ti}^{cp} (2l_i + \sqrt{S_{j,n-1} D_j}) n_{ti} S_{i,n} \frac{D_j}{D_i} (1 - Z_{i,n})} \right]; \quad (4.62.2)$$

$$\begin{aligned} S_{i,n} - S_{j,n-1} & \left\{ 1 + (\varphi_0)_{i,n} \cdot \frac{2(Z_{cp})_{i,n} (T_{0i,n} - 1) + (1 - 2T_{0i,n})}{(Z_{cp})_{i,n} (1 - T_{0i,n}) - (2 - T_{0i,n})} + \right. \\ & \left. + \frac{1}{2} \left[(\varphi_0)_{i,n} \cdot \frac{2(Z_{cp})_{i,n} (T_{0i,n} - 1) + (1 - 2T_{0i,n})}{(Z_{cp})_{i,n} (1 - T_{0i,n}) - (2 - T_{0i,n})} \right]^2 \right\} = 0 \end{aligned} \quad (4.62.3)$$

$$\text{де } (\varphi_0)_{i,n} = \ln \frac{D_i - S_{i,n}}{D_j - S_{j,n-1}}; \quad T_{0i,n} = \left(\frac{S_{j,n-1}}{D_j} + \frac{S_{i,n}}{D_i} \right)^K; \quad (Z_n)_{0,n} = 0; \quad (Z_n)_{n,n} = 0;$$

$$(Z_{cp})_{i,n} = \frac{1}{2} \left[(Z_n)_{j,n} \cdot \frac{S_{j,n} \cdot (D_j - S_{j,n})}{S_{j,n-1} \cdot (D_j - S_{j,n-1})} + (Z_n)_{i,n} \cdot \frac{S_{i,n} \cdot (D_i - S_{i,n})}{S_{i,n-1} \cdot (D_i - S_{i,n-1})} \right];$$

$$Z_{i,n} = \frac{(Z_n)_{i,n}}{3} \cdot \frac{S_{i,n} \cdot (D_i - S_{i,n})}{S_{i,n-1} \cdot (D_i - S_{i,n-1})} + \frac{2(Z_n)_{j,n}}{3} \cdot \frac{S_{j,n} \cdot (D_j - S_{j,n})}{S_{j,n-1} \cdot (D_j - S_{j,n-1})};$$

$V_{0,n}$ – швидкість входу труби у першу кліть стана ($j=0$) у разі заповнення прокатаним металом кліті з порядковим номером n .

Система $3n$ рівнянь (4.62.1-4.62.3) містить $3n$ невідомих (відносно яких вона може бути вирішена):

- одну швидкість заготовки $V_{0,n}$ на вході у першу кліть;
- n значень товщини стінок $S_{i,n}$ на виході з клітей;
- $n-1$ значень коефіцієнтів переднього пластичного натягу $(Z_n)_{k,n}$ у міжклітьових проміжках (тут $k=1, 2, \dots, n-1$ – номер міжклітьового проміжку);
- n значень коефіцієнтів випередження $K_{i,n}^+$ у клітях.

4.3.3. Математична модель вивільнення стана безперервної безоправочної поздовжньої прокатки

Процес визначення (розрахунку) параметрів несталої стадії прокатки в ході вивільнення стана розподіляється на кілька етапів, кожен з яких відповідає процесу вивільнення від прокатоного металу кліті з порядковим номером n . Таким чином, загальне число етапів розрахунку дорівнює кількості клітей безперервного стана N .

Перший етап. На першому етапі розрахунку ($n=1$, заготовка знаходиться у всіх клітях стана) практично здійснюється аналіз умов формозміни заготовки в сталому процесі прокатки. Однак, на відміну від наведеного в п.4.1 «прямого» розв'язання задачі, за якого визначали кількість обертів валків n_{Bi} (і одночасно – товщини стінок S_i), що забезпечують здійснення формозміни заготовки із заданими силовими (Z_{ni}) та кінематичними (K_i^+) параметрами, за «зворотного» розв'язання задачі, яке розглядається в цьому розділі, за заданою кількістю обертів n_{Bi} визначаються невідомі значення Z_{ni} , K_i^+ і S_i . Очевидно, що коли величини n_{Bi} , які використовували у «зворотному» рішенні задачі, є результатом «прямого» рішення тієї самої задачі, то мають бути отримані такі самі значення кінематичних та силових параметрів прокатки, які задавали (використовували) у разі «прямого» рішення. Таким чином, аналіз несталої стадії вивільнення стана від прокатоного металу за $n=1$ можна розглядати як перевірку розв'язання задачі з визначення параметрів сталої стадії прокатки. Також зауважимо, що (за дуже незначного доопрацювання, пов'язаного із введенням до розрахунку відповідного передаючого числа i_{iO} та i_{oB} від основного і допоміжного двигунів) аналіз несталої стадії вивільнення від прокатоного металу першої кліті ($n=1$) стана з індивідуальним приводом можна розглядати як розв'язання задачі про визначення параметрів сталої стадії процесу прокатки в стані з диференційно-груповим приводом валків.

Останнє зауваження базується на тому факті, що у разі прокатки в стані з диференційно-груповим приводом кількість обертів валків n_{bi} є заданою величиною, а кінематичні та силові параметри прокатки підлягають визначенню в ході рішення «зворотної» задачі [1, стор. 205-206].

Для розглянутого випадку вивільнення стана від прокатоного металу при $n=1$ для кожної кліті з порядковим номером $i=1, 2, \dots, N-1, N$ буде справедливою сукупність рівнянь

$$\cos(\beta_i \cdot K_{i,1}^+) = \frac{D_{ui}}{D_i} - \frac{V_{t,1} \cdot S_{N,1} \cdot (D_t - S_{N,1}) \cdot \xi}{\pi \cdot S_{i,1} \cdot D_i \cdot n_{Bi} \cdot (D_i - S_{i,1})}; \quad (4.63.1)$$

$$K_{i,1}^+ = \frac{1}{2} \cdot \left\{ 1 - \frac{A_{pi}^{cp}}{f_i \cdot A_{ii}^{cp}} + \frac{(Z_n)_{i,1} \cdot S_{i,1} \cdot (D_i - S_{i,1}) - (Z_n)_{j,1} \cdot S_{j,1} \cdot (D_j - S_{j,1})}{f_i \cdot A_{ii}^{cp} \cdot (2l_i + \sqrt{S_j D_j}) \cdot n_{ii} \cdot S_{i,1} \cdot \frac{D_j}{D_i} \cdot \left[1 - \frac{(Z_n)_{i,1}}{3} - \frac{2(Z_n)_{j,1}}{3} \right]} \right\}; \quad (4.63.2)$$

$$S_{i,1} - S_{j,1} \left\{ 1 + \varphi_{i,1} \cdot \frac{2(Z_{cp})_{i,1}(T_{i,1} - 1) + (1 - 2T_{i,1})}{(Z_{cp})_{i,1}(1 - T_{i,1}) - (2 - T_{i,1})} + \frac{1}{2} \left[\varphi_{i,1} \cdot \frac{2(Z_{cp})_{i,1}(T_{i,1} - 1) + (1 - 2T_{i,1})}{(Z_{cp})_{i,1}(1 - T_{i,1}) - (2 - T_{i,1})} \right]^2 \right\} = 0; \quad (4.63.3)$$

$$\text{де } \varphi_{i,1} = \ln \frac{D_i - S_{i,1}}{D_j - S_{j,1}}; \quad T_{i,1} = \left(\frac{S_{j,1}}{D_j} + \frac{S_{i,1}}{D_i} \right)^K; \quad (Z_{cp})_{i,1} = \frac{(Z_n)_{j,1} + (Z_n)_{i,1}}{2};$$

$$j = i - 1; (Z_n)_{0,1} = 0; (Z_n)_{N,1} = 0;$$

$V_{t,1}$ – швидкість виходу труби з останньої кліті стана ($i=N$) під час вивільнення першої кліті від прокатоного металу.

В ході першого етапу розрахунку задача формулюється в такий спосіб. При початково заданих величинах кількості обертів валків n_{Bi} і товщини стінки заготовки S_0 потрібно визначити:

- N значень товщини стінки $S_{i,1}$ на виході з клітей (в тому числі товщину стінки труби $S_{N,1} = S_t$);
- $N - 1$ значень коефіцієнтів переднього пластичного натягу $(Z_n)_{i,1}$ в міжклітьових проміжках (значення $(Z_n)_{0,1}$ та $(Z_n)_{N,1}$ початково задані дорівнюють нулю, тому що задній натяг на вході в першу кліть та передній натяг на виході з останньої кліті вважаються відсутніми);
- N значень коефіцієнтів випередження $K_{i,1}^+$ в осередках деформації клітей;
- значення швидкості $V_{t,1}$ виходу труби з останньої кліті стана ($i = N$) під час вивільнення першої кліті від прокатоного металу.

Таким чином, на першому (перевірочному) етапі задача зводиться до визначення $3N$ невідомих величин із системи $3N$ рівнянь (4.63.1-4.63.3), в яких індекси i та j набувають значень $i = 1, 2, \dots, N - 1, N$ і $j = i - 1$. Якщо отримані в результаті розрахунку значення величин $S_{i,1}$, $(Z_n)_{i,1}$, $K_{i,1}^+$, $V_{t,1}$ збігаються зі значеннями величин S_i , Z_{ni} , K_i^+ , одержаними в результаті «прямого» рішення задачі з визначення параметрів прокатки на стаціонарній стадії процесу деформації, то обчислення виконані правильно.

Другий етап. Перша кліть участі в деформації заготовки не бере. Задній торець заготовки знаходиться в міжклітьовому проміжку між першою та другою кліттю, $n = 2$. Товщина стінки $S_{1,2}$, що входить у другу кліть, дорівнює товщині стінки $S_{1,1}$, одержаної за вивільнення першої кліті (значення $S_{1,1}$ визначено в ході першого етапу обчислень). Задній натяг на вході в другу кліть відсутній, передній натяг на виході з останньої кліті відсутній, тобто $(Z_n)_{1,2} = 0$, $(Z_n)_{N,2} = 0$.

При $n = 2$ для кожної кліті з порядковим номером $i = 2, 3, \dots, N - 1, N$ буде справедливою сукупність рівнянь

$$\cos(\beta_i \cdot K_{i,2}^+) = \frac{D_{ui}}{D_i} - \frac{V_{t,2} \cdot S_{N,2} \cdot (D_t - S_{N,2}) \cdot \xi}{\pi \cdot S_{i,2} \cdot D_i \cdot n_{Bi} \cdot (D_i - S_{i,2})}; \quad (4.64.1)$$

$$K_{i,2}^+ = \frac{1}{2} \cdot \left\{ 1 - \frac{A_{pi}^{cp}}{f_i \cdot A_{ti}^{cp}} + \frac{(Z_n)_{i,2} \cdot S_{i,2} \cdot (D_i - S_{i,2}) - (Z_n)_{j,2} \cdot S_{j,2} \cdot (D_j - S_{j,2})}{f_i \cdot A_{ti}^{cp} \cdot (2l_i + \sqrt{S_j D_j}) \cdot n_{ti} \cdot S_{i,2} \cdot \frac{D_j}{D_i} \cdot \left[1 - \frac{(Z_n)_{i,2}}{3} - \frac{2(Z_n)_{j,2}}{3} \right]} \right\}; \quad (4.64.2)$$

$$S_{i,2} - S_{j,2} \left\{ 1 + \varphi_{i,2} \cdot \frac{2(Z_{cp})_{i,2} (T_{i,2} - 1) + (1 - 2T_{i,2})}{(Z_{cp})_{i,2} (1 - T_{i,2}) - (2 - T_{i,2})} + \frac{1}{2} \left[\varphi_{i,2} \cdot \frac{2(Z_{cp})_{i,2} (T_{i,2} - 1) + (1 - 2T_{i,2})}{(Z_{cp})_{i,2} (1 - T_{i,2}) - (2 - T_{i,2})} \right]^2 \right\} = 0; \quad (4.64.3)$$

$$\text{де } \varphi_{i,2} = \ln \frac{D_i - S_{i,2}}{D_j - S_{j,2}}; \quad T_{i,2} = \left(\frac{S_{j,2}}{D_j} + \frac{S_{i,2}}{D_i} \right)^K; \quad (Z_{cp})_{i,2} = \frac{(Z_n)_{j,2} + (Z_n)_{i,2}}{2};$$

$V_{t,2} = V_{N,2}$ – швидкість виходу труби з останньої кліті стана ($i = N$) під час вивільнення другої кліті від прокатоного металу.

В ході другого етапу розрахунку задача формулюється в такий спосіб. При початково заданій кількості обертів валків n_{Bi} і товщини стінки заготовки $S_{1,2}$ потрібно визначити:

– $N-1$ значень товщини стінки $S_{i,2}$ на виході з клітей, в яких знаходиться заготовка (в тому числі товщину стінки труби $S_{N,2} = S_{t,2}$ за вивільнення другої кліті стана від прокатоного металу);

– $N-2$ значень коефіцієнтів переднього пластичного натягу $(Z_n)_{i,2}$ в міжклітьових проміжках, в яких знаходиться заготовка (значення $(Z_n)_{1,2}$ та $(Z_n)_{N,2}$ початково задані дорівнюють нулю);

- $N-1$ значень коефіцієнтів випередження $K_{i,2}^+$ в осередках деформації тих клітей, в яких знаходиться заготовка;
- значення швидкості $V_{t,2}$ виходу труби з останньої кліті стана ($i = N$) під час вивільнення другої кліті від прокатоного металу.

Таким чином, на другому етапі задача зводиться до визначення $3(N-1)$ невідомих величин із системи $3(N-1)$ рівнянь (4.64.1-4.64.3), в яких індекс i набуває значень $i=2, 3, \dots, N-1, N$.

Третій та наступні етапи. Порядковий номер етапу розрахунку n набуває значень у межах $3 \leq n \leq N$. Кліті з порядковими номерами від 1 до $n-1$ в деформації заготовки участі не беруть. Задній торець заготовки знаходиться в проміжку між кліттю з порядковим номером $n-1$ та кліттю з порядковим номером n . Товщина стінки $S_{n-1,n}$, що входить у кліть із порядковим номером n , дорівнює товщині стінки $S_{n-1,n-1}$, отриманій під час вивільнення кліті з порядковим номером $n-1$ (значення $S_{n-1,n-1}$ визначено в ході етапу обчислень з порядковим номером $n-1$). Задній натяг на вході у кліть із порядковим номером n і передній натяг на виході з останньої кліті відсутні, тобто $(Z_n)_{n-1,n} = 0$, $(Z_n)_{N,n} = 0$.

Для кожної кліті з порядковим номером $i = n, n+1, \dots, N-1, N$ є справедливою сукупність рівнянь

$$\cos(\beta_i \cdot K_{i,n}^+) = \frac{D_{ui}}{D_i} - \frac{V_{t,n} \cdot S_{N,n} \cdot (D_t - S_{N,n}) \cdot \xi}{\pi \cdot S_{i,n} \cdot D_i \cdot n_{Bi} \cdot (D_i - S_{i,n})}; \quad (4.65.1)$$

$$K_{i,n}^+ = \frac{1}{2} \cdot \left\{ 1 - \frac{A_{pi}^{cp}}{f_i \cdot A_{ti}^{cp}} + \frac{(Z_n)_{i,n} \cdot S_{i,n} \cdot (D_i - S_{i,n}) - (Z_n)_{j,n} \cdot S_{j,n} \cdot (D_j - S_{j,n})}{f_i \cdot A_{ti}^{cp} \cdot (2l_i + \sqrt{S_{j,n} D_j}) \cdot n_{ti} \cdot S_{i,n} \cdot \frac{D_j}{D_i} \cdot \left[1 - \frac{(Z_n)_{i,n}}{3} - \frac{2(Z_n)_{j,n}}{3} \right]} \right\}; \quad (4.65.2)$$

$$S_{i,n} - S_{j,n} \left\{ 1 + \varphi_{i,n} \cdot \frac{2(Z_{cp})_{i,n} (T_{i,n} - 1) + (1 - 2T_{i,n})}{(Z_{cp})_{i,n} (1 - T_{i,n}) - (2 - T_{i,n})} + \right. \\ \left. + \frac{1}{2} \left[\varphi_{i,n} \cdot \frac{2(Z_{cp})_{i,n} (T_{i,n} - 1) + (1 - 2T_{i,n})}{(Z_{cp})_{i,n} (1 - T_{i,n}) - (2 - T_{i,n})} \right]^2 \right\} = 0 \quad (4.65.3)$$

$$\text{де } \varphi_{i,n} = \ln \frac{D_i - S_{i,n}}{D_j - S_{j,n}}; \quad T_{i,n} = \left(\frac{S_{j,n}}{D_j} + \frac{S_{i,n}}{D_i} \right)^K; \quad (Z_{cp})_{i,n} = \frac{(Z_n)_{j,n} + (Z_n)_{i,n}}{2};$$

$V_{t,n} = V_{N,n}$ – швидкість виходу труби з останньої кліти стана ($i = N$) під час вивільнення від прокатаного металу кліти з порядковим номером n .

В ході n – ного етапу розрахунку задача формулюється в такий спосіб. При початково заданій величині кількості обертів валків n_{Bi} і товщині стінки заготовки $S_{n-1,n}$ потрібно визначити:

– $N - n + 1$ значень товщини стінки $S_{i,n}$ на виході з клітей, в яких знаходиться заготовка (в тому числі товщину стінки труби $S_{N,n} = S_{t,n}$ під час вивільнення n – ної кліти стана від прокатаного металу);

– $N - n$ значень коефіцієнтів переднього пластичного натягу $(Z_n)_{i,n}$ у міжклітьових проміжках, у яких знаходиться заготовка (значення $(Z_n)_{n-1,n}$ і $(Z_n)_{N,n}$ початково задані рівними нулю);

– $N - n + 1$ значень коефіцієнтів випередження $K_{i,n}^+$ в осередках деформації тих клітей, у яких знаходиться заготовка;

– значення швидкості $V_{t,n}$ виходу труби з останньої кліти стана ($i = N$) під час вивільненні n – ної кліти від прокатного металу.

Таким чином, на n – ному етапі розрахунку задача зводиться до визначення $3(N - n + 1)$ невідомих величин із системи $3(N - n + 1)$ рівнянь (4.65.1–3), в яких індекс i набуває значень $i = n, n + 1, \dots, N - 1, N$.

4.4. Реалізація математичних моделей нестационарних стадій процесу безперервної безоправочної поздовжньої прокатки

4.4.1. Математичний опис пробуксування валків по поверхні заготовки при безперервній безоправочній поздовжній прокатці

За визначенням будемо називати пробуксуванням валків по поверхні заготовки в i -тій кліті безперервного стана таку кінематичну картину в осередку деформації i -тої кліті, за якої лінійна швидкість поверхні валка

$$V_{Bi} = \frac{\pi \cdot (D_{ui} - \cos \theta) \cdot n_{Bi}}{\xi} \text{ по всьому периметру калібру } (0 < \theta < \beta_i):$$

- а) менше осьової швидкості руху заготовки;
- б) перевищує осьову швидкість руху заготовки.

Варіант (а) відповідає умові наявності в осередку деформації суцільної зони випередження, варіант (б) відповідає наявності в осередку деформації суцільної зони відставання. Будемо характеризувати умову (а) як «пробуксування назад», а умову (б) – як «пробуксування вперед».

Очевидно, що пробуксування назад має характеризуватися такою сукупністю параметрів процесу:

$$\begin{cases} K_{i,n}^+ = 1 \\ \theta_{ni} = \beta_i \\ D_{ki} > D_{ui} \end{cases} \quad (4.66.1)$$

При пробуксуванні вперед має місце така сукупність параметрів процесу

$$\begin{cases} K_{i,n}^+ = 0 \\ \theta_{ni} = 0 \\ D_{ki} < D_{bi} \end{cases} \quad (4.66.2)$$

У разі прокатки без пробуксування:

- величина коефіцієнта випередження K_{in}^+ лежить в межах $0 \leq K_{i,n}^+ \leq 1$ і обчислюється, в залежності від розв'язуваної задачі, згідно з рівняннями (4.55), (4.61.1), (4.61.2), (4.62.2), (4.63.2), (4.64.2) або (4.65.2) ;
- нейтральний кут θ_{ni} набуває значень у межах $0 \leq \theta_i \leq \beta_i$ і у разі вивільнення стана дорівнює

$$\theta_{ni} = \beta_i K_{in}^+ = \arccos \left[\frac{D_{ui}}{D_i} - \frac{V_{t,n} \cdot S_{N,n} \cdot (D_t - S_{N,n}) \cdot \xi}{\pi \cdot S_{i,n} \cdot D_i \cdot n_{Bi} \cdot (D_i - S_{i,n})} \right], \quad (4.66.3)$$

а у разі заповнення стана становить

$$\theta_{ni} = \beta_i K_{in}^+ = \arccos \left[\frac{D_{ui}}{D_i} - \frac{V_{0,n} \cdot S_0 \cdot (D_0 - S_0) \cdot \xi}{\pi \cdot S_{i,n} \cdot D_i \cdot n_{Bi} \cdot (D_i - S_{i,n})} \right]; \quad (4.66.4)$$

катаючий діаметр D_{ki} дорівнює $D_{ki} = D_{ui} - D_i \cos \theta_{ni}$ і лежить у межах $D_{bi} \leq D_{ki} \leq D_{ui}$.

Таким чином, для узагальненого опису несталих стадій процесу з врахуванням можливості здійснення прокатки як без пробуксування валків по поверхні металу, так і в режимах пробуксування валків вперед або назад, формули в системах (4.62.1-4.62.3) та (4.65.1-4.65.3) для визначення шуканих величин зазнають змін відповідно до наявності додаткових умов (4.66.1-4.66.4). Система (4.62.1-4.62.3) для визначення параметрів процесу в ході заповнення стана з врахуванням можливості пробуксування набуває вигляду¹

$$\cos(\beta_i \cdot K_{i,n}^+) = \begin{cases} Y_{i,n} & \text{if } \cos \beta_i \leq Y_{i,n} \leq 1 \\ 1 & \text{if } 1 \leq Y_{i,n} \\ \cos \beta_i & \text{if } 0 > Y_{i,n} \end{cases}; \quad (4.67.1)$$

$$K_{i,n}^+ = \begin{cases} X_{i,n} & \text{if } 0 \leq X_{i,n} \leq 1 \\ 0 & \text{if } 0 > X_{i,n} \\ 1 & \text{if } 1 < X_{i,n} \end{cases}; \quad (4.67.2)$$

¹ При математичному оформленні виразів (4.67) та (4.68) використана символіка мови програмування *Mathcad*

$$S_{i,n} - S_{j,n-1} \left\{ 1 + (\varphi_0)_{i,n} \cdot \frac{2(Z_{cp})_{i,n} (T_{0i,n} - 1) + (1 - 2T_{0i,n})}{(Z_{cp})_{i,n} (1 - T_{0i,n}) - (2 - T_{0i,n})} + \right. \\ \left. + \frac{1}{2} \left[(\varphi_0)_{i,n} \cdot \frac{2(Z_{cp})_{i,n} (T_{0i,n} - 1) + (1 - 2T_{0i,n})}{(Z_{cp})_{i,n} (1 - T_{0i,n}) - (2 - T_{0i,n})} \right]^2 \right\} = 0, \quad (4.67.3)$$

$$\text{де } X_{i,n} = \frac{1}{2} \cdot \left[1 - \frac{A_{pi}^{cp}}{f_i A_{ti}^{cp}} + \frac{(Z_n)_{i,n} S_{i,n} (D_i - S_{i,n}) - (Z_n)_{j,n} S_{j,n} (D_j - S_{j,n})}{f_i A_{ti}^{cp} (2l_i + \sqrt{S_{j,n-1} D_j}) n_{ti} S_{i,n} \frac{D_j}{D_i} (1 - Z_{i,n})} \right];$$

$$Y_{i,n} = \frac{D_{ui}}{D_i} - \frac{V_{0,n} \cdot S_0 \cdot (D_0 - S_0) \cdot \xi}{\pi \cdot S_{i,n} \cdot D_{i1} \cdot n_{Bi} \cdot (D_i - S_{i,n})}.$$

Система (4.65.1-4.65.3) для визначення параметрів процесу в ході вивільнення стана з врахуванням можливості пробуксування набуває вигляду

$$\cos(\beta_i \cdot K_{i,n}^+) = \begin{cases} Y'_{i,n} & \text{if } \cos \beta_i \leq Y'_{i,n} \leq 1 \\ 1 & \text{if } 1 \leq Y'_{i,n} \\ \cos \beta_i & \text{if } 0 > Y'_{i,n} \end{cases}; \quad (4.68.1)$$

$$K_{i,n}^+ = \begin{cases} X'_{i,n} & \text{if } 0 \leq X'_{i,n} \leq 1 \\ 0 & \text{if } 0 > X'_{i,n} \\ 1 & \text{if } 1 < X'_{i,n} \end{cases}; \quad (4.68.2)$$

$$S_{i,n} - S_{j,n} \left\{ 1 + \varphi_{i,n} \cdot \frac{2(Z_{cp})_{i,n} (T_{i,n} - 1) + (1 - 2T_{i,n})}{(Z_{cp})_{i,n} (1 - T_{i,n}) - (2 - T_{i,n})} + \right. \\ \left. + \frac{1}{2} \left[\varphi_{i,n} \cdot \frac{2(Z_{cp})_{i,n} (T_{i,n} - 1) + (1 - 2T_{i,n})}{(Z_{cp})_{i,n} (1 - T_{i,n}) - (2 - T_{i,n})} \right]^2 \right\} = 0, \quad (4.68.3)$$

$$\text{де } X'_{i,n} = \frac{1}{2} \cdot \left\{ 1 - \frac{A_{pi}^{cp}}{f_i \cdot A_{ti}^{cp}} + \right.$$

$$\left. + \frac{(Z_n)_{i,n} \cdot S_{i,n} \cdot (D_i - S_{i,n}) - (Z_n)_{j,n} \cdot S_{j,n} \cdot (D_j - S_{j,n})}{f_i \cdot A_{ii}^{cp} \cdot (2l_i + \sqrt{S_{j,n} D_j}) \cdot n_{ii} \cdot S_{i,n} \cdot \frac{D_j}{D_i} \cdot \left[1 - \frac{(Z_n)_{i,n}}{3} - \frac{2(Z_n)_{j,n}}{3} \right]} \right\};$$

$$Y_{i,n}' = \frac{D_{ii}}{D_i} - \frac{V_{t,n} \cdot S_{N,n} \cdot (D_t - S_{N,n}) \cdot \xi}{\pi \cdot S_{i,n} \cdot D_i \cdot n_{Bi} \cdot (D_i - S_{i,n})}.$$

Системи рівнянь (4.67.1-4.67.3), (4.68.1-4.68.13) є математичними моделями безоправочної прокатки труб у процесі заповнення та вивільнення безперервного стана з індивідуальним приводом валків.

Зауважимо, що за $n=N$ систему рівнянь (4.67.1-4.67.3), а за $n=1$ систему рівнянь (4.68.1-4.68.3) можна використовувати як основу математичної моделі стаціонарного процесу прокатки в безперервному стані з диференційно-груповим приводом валків, тому що ці системи є математичним записом рішення «зворотної» задачі, коли по заданій кількості обертів валків визначають умови формозміни заготовки в ході прокатки [1, стор. 205-215].

4.4.2. Аналіз результатів розрахунку параметрів процесу безперервної безоправочної поздовжньої прокатки з врахуванням пробуксування валків

Апробацію математичних моделей (4.67) і (4.68) розрахунку проводили за умови заповнення та вивільнення п'ятиклітьового калібрувального стана. У додатку Г в таблицях Г.1-Г.6 для ілюстрації наведені деякі результати розрахунків для таких загальних параметрів прокатки: швидкість входу заготовки у першу кліть в сталому процесі прокатки $V_0 = 0,7$ м/с; температура прокатки $t^\circ = 780^\circ \text{C}$; коефіцієнт тертя $f_i = 0,48$; кількість валків у клітях $N_b = 2$; ідеальний діаметр валків $D_{ii} = 715$ мм; деформований матеріал – вуглецева сталь із вмістом вуглецю 0,12...0,15%. Для кількісного оцінювання величини пробуксування валків по поверхні прокатаного металу

розраховували співвідношення швидкості металу на виході з кліті ($V_{i,n}$) та лінійних швидкостей поверхні валків у вершині ($V_{i,n}^b$) та у випуску ($V_{i,n}^R$) калібру

$$V_{i,n}^{omn} = \frac{V_{i,n}}{V_{i,n}^b}; \quad (4.69.1)$$

$$V_{i,n}^{omnR} = \frac{V_{i,n}}{V_{i,n}^R}. \quad (4.69.2)$$

Очевидно, що

- за $V_{i,n}^{omn} < 1$ в i – тій кліті має місце пробуксування вперед;
- за $V_{i,n}^{omnR} > 1$ в i – тій кліті має місце пробуксування назад;
- за $V_{i,n}^{omn} > 1$ і $V_{i,n}^{omnR} < 1$ в i – тій кліті пробуксування відсутнє.

Аналіз наведених у додатку Г в таблицях Г.1-Г.6 даних та результатів численних аналогічних розрахунків дозволяє зробити наступні висновки і узагальнення.

1. У разі прокатки без натягу, заповнення першої та вивільнення останньої кліті станає справедливим співвідношення (4.55), з якого випливає умова

$$\theta_{ni} = \frac{\beta_i}{2} \cdot \left(1 - \frac{A_{pi}^{cp}}{f_i \cdot A_{ii}^{cp}} \right). \quad (4.70)$$

Ураховуючи, що відповідно до (4.26), (4.29) співвідношення $\frac{A_{pi}^{cp}}{f_i \cdot A_{ii}^{cp}}$ завжди є позитивним, із (4.70) випливає, що за прокатки без натягу нейтральний кут завжди менше половини кута охоплення калібру β_i .

Використовуючи відоме припущення, згідно з яким $A_{pi}^{cp} = \frac{\alpha_i}{2}$ і $A_{ii}^{cp} = 1$ [49 та ін.], із (4.70) отримаємо формулу для наближеної оцінки кута нейтрального перерізу θ_{ni} в разі прокатки без натягу

$$\theta_{ni} = \frac{\beta_i}{2} \cdot \left(1 - \frac{\alpha_i}{2f_i} \right). \quad (4.71)$$

Цікаво відзначити, що формула (4.71) за своєю структурою є аналогічною відомій формулі І.М. Павлова («формула $\alpha - \beta - \gamma$ ») для визначення кута нейтрального перерізу у разі поздовжньої прокатки широкої штаби [128]. Значення θ_{ni} , отримане з формули (4.71), може бути використано у розрахунку перших наближень параметрів прокатки (катаючий діаметр D_{ki} , кількість обертів валків n_{Bi} та ін.) без натягу.

2. Результати розрахунків показують, що існує певна область значень середнього по стану коефіцієнта пластичного натягу (підпору) Z_{cp} ($Z_{cp}^- < Z_{cp} < Z_{cp}^+$), за яких на сталій стадії прокатки процес здійснюється без пробуксування валків по поверхні металу.

У разі деформації з міжклітьовим підпором, коли $Z_{cp} < Z_{cp}^- < 0$, прокатки здійснюється з пробуксуванням вперед у першій кліті (перших клітках) стана; у разі деформації з міжклітьовим натягом, коли $Z_{cp} > Z_{cp}^+ > 0$, прокатки здійснюється з пробуксуванням назад у першій кліті (перших клітках) стана.

Таким чином, за $Z_{cp} < Z_{cp}^- < 0$ прокатка здійснюється з пробуксуванням принаймні в одній кліті стана, причому зі зменшенням коефіцієнта Z_{cp} (тобто зі збільшенням зусиль міжклітьових підпорів) кількість клітей, в яких прокатки відбувається з пробуксуванням, збільшується. Існує певне граничне значення коефіцієнта $Z_{cp} = Z_{cp}^{\min}$, при якому процес пробуксування валків по поверхні прокатаного металу поширюється на всі N клітей безперервного стана і подальше зниження коефіцієнта Z_{cp} (тобто збільшення зусиль міжклітьових підпорів) стає неможливим (система рівнянь, що описує процес прокатки, не має рішення в рамках постановки задачі про *статичну*

рівновагу заготовки під дією сил, прикладених до неї в N осередках деформації клітей безперервного N – клітьового стана).

Аналогічно, при $Z_{cp} > Z_{cp}^+ > 0$ прокатка здійснюється з пробуксуванням принаймні в одній кліті стана, причому зі збільшенням коефіцієнта Z_{cp} (тобто зі збільшенням зусиль міжклітьових натягів) кількість клітей, в яких прокатка відбувається з пробуксуванням, збільшується. Існує певне граничне значення коефіцієнта $Z_{cp} = Z_{cp}^{\max}$, при якому процес пробуксування валків по поверхні прокатаного металу поширюється на всі N клітей безперервного стана і подальше збільшення коефіцієнта Z_{cp} (тобто збільшення міжклітьових натягів) стає неможливим (система рівнянь, що описує процес прокатки в рамках постановки задачі про *статичну* рівновагу заготовки під дією прикладених до неї сил, не має рішення).

Отже, необхідною умовою здійснення процесу прокатки є відсутність пробуксування валків хоча б в одній кліті безперервного стана (яку можна назвати «провідною кліттю»). Наприклад, із даних, наведених у таблиці 4.9, випливає, що у разі прокатки труби 325×16 мм граничним значенням середнього по стану коефіцієнта пластичного натягу на сталій стадії прокатки є величина 0,29, за досягнення якої перша кліть стана в сталому процесі прокатки виконує роль «провідної кліті». Із даних, наведених у додатку Г, також випливає, що в процесі заповнення стана при $n=3$ (тобто в процесі заповнення третьої кліті) роль «провідної» виконує друга кліть.

Величини Z_{cp}^- , Z_{cp}^+ і $Z_{cp}^{\min}$, $Z_{cp}^{\max}$ залежать від багатьох параметрів процесу: діаметра і товщини стінки заготовки, коефіцієнта тертя, реологічних властивостей матеріалу заготовки, катаючих діаметрів валків та ін.

3. На рис. 4.6 показані значення максимального тиску металу на валки $P_{\max}$ для різних стадій процесу в залежності від середнього по стану коефіцієнта пластичного натягу.

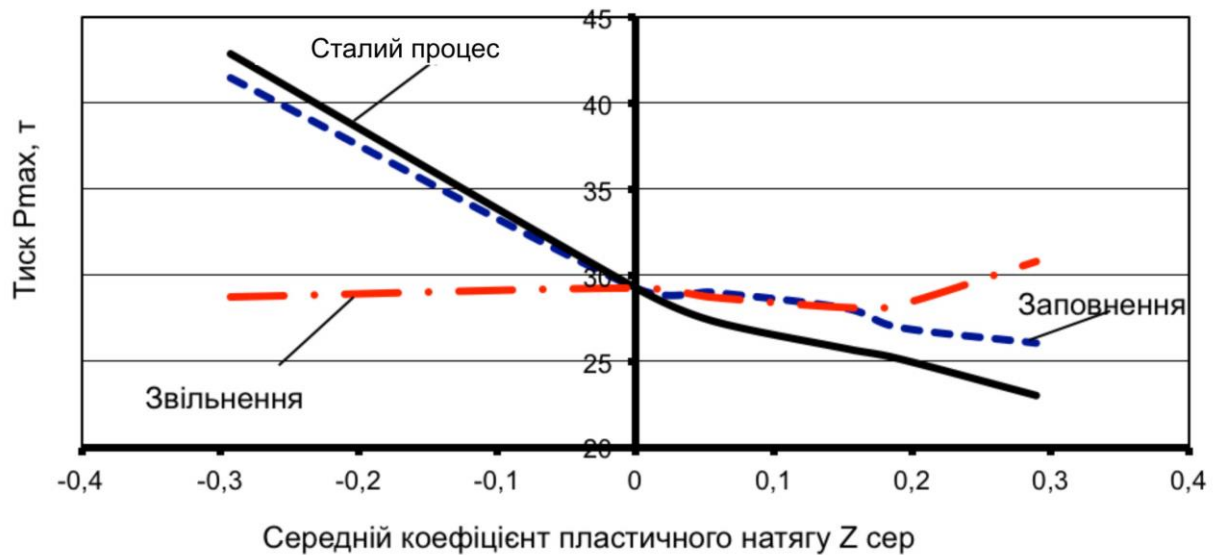


Рис. 4.6. Залежність максимального тиску на валки $P_{\max}$ від середнього по стану коефіцієнта пластичного натягу Z_{cp} в сталому процесі прокатки на стаціонарній і нестаціонарних стадіях формозміни у разі прокатки труби $D_t \times S_t = 325 \times 16,0$ мм

Як впливає з наведених даних, за прокатки з натягом ($Z_{cp} > 0$) величина максимального тиску $P_{\max}$ на нестаціонарних стадіях процесу перевищує значення цього параметра формозміни, розраховані для стаціонарних стадій. За значеннях Z_{cp} , близьких до нуля (прокатки з малим натягом), значення максимального тиску металу на валки під час заповнення та вивільнення стана є дуже близькими. У міру зростання натягу максимальний тиск металу на валки в процесі вивільнення стана починає перевищувати ту саму характеристику, розраховану для процесу заповнення стана, тобто граничний («піковий») тиск спостерігається в процесі вивільнення стана. Ця — теоретично одержана — закономірність кореспондується з відомими експериментальними даними [47, стор. 51; 93], що свідчить на користь достовірності розроблених моделей.

4. На підставі розрахункових даних можна стверджувати, що при прокатці з підпором ($Z_{cp} < 0$) граничний (піковий) тиск металу на валки матиме місце в сталому процесі.

5. На рис. 4.7 показані значення максимального моменту прокатки $M_{\max}$ для різних стадій процесу в залежності від середнього по стану коефіцієнта пластичного натягу Z_{cp} на сталій стадії процесу. Як впливає з наведених даних, за прокатки з натягом ($Z_{cp} > 0$) момент прокатки, за інших однакових умов, є максимальним під час заповнення стана (тобто граничні значення моменту прокатки мають місце під час заповнення стана), що відповідає відомим експериментальним даним [1, 33 та ін.].

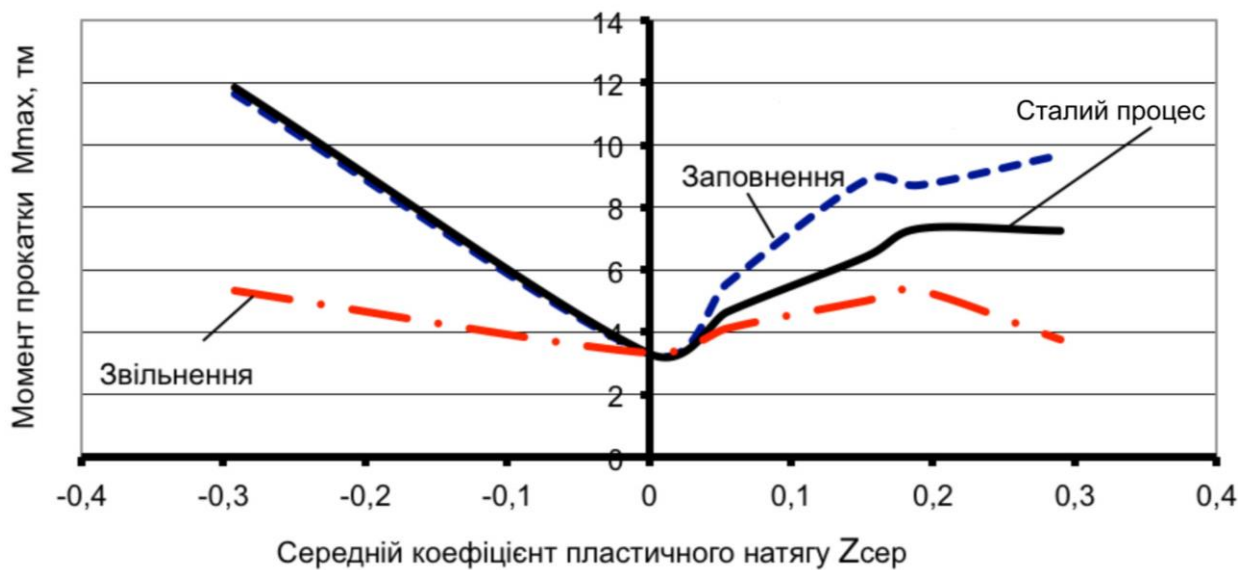


Рис. 4.7. Залежність максимального моменту $M_{\max}$ від середнього по стану коефіцієнта пластичного натягу Z_{cp} в сталому процесі прокатки на стаціонарній і нестаціонарних стадіях формозміни під час прокатки труби

$$D_t \times S_t = 325 \times 16,0 \text{ мм}$$

4.5. Дослідження процесу безперервної безоправочної поздовжньої прокатки труб при різних температурах

Практично в усіх трубопрокатних агрегатах, на яких виготовляють гарячекатані безшовні труби, останню операцію – отримання необхідного розміру труби по діаметру – здійснюють на багатоклітьових безоправочних

станах поздовжньої прокатки. При цьому температура деформації становить 900...1100°C.

Крім того, такі стани набули досить широкого застосування для отримання остаточних розмірів труб після операції термічної обробки, коли прокатку здійснюють при температурах 550...700°C.

До теперішнього часу всі відомі теоретичні дослідження процесу безправочної поздовжньої прокатки труб обмежувалися виключно дослідженням процесу пластичної деформації. Задача визначення параметрів безперервної безправочної поздовжньої прокатки з врахуванням пружної деформації труби по діаметру не розглядалася. Але з практики відомо, що при зниженні температури прокатки підвищення пружних властивостей матеріалу труби суттєво впливає на деформаційні та енергосилові параметри процесу, а це може значно знижувати достовірність теоретичних розрахунків. Далі розглянуто вплив пружності матеріалу на основні параметри процесу безправочної поздовжньої прокатки труб.

4.5.1. Вплив пружних властивостей матеріалу на параметри процесу калібрування труб при знижених температурах

При сумарній деформації твердого тіла зі зміцнюваного матеріалу, що дорівнює ε , величину його пружної деформації ε_y можна розрахувати за формулою

$$\varepsilon_y = \frac{K_f}{E}, \quad (4.72)$$

де K_f – опір пластичній деформації матеріалу при конкретних умовах формозміни, які характеризуються температурою t° , ступенем ε та швидкістю деформації u ;

E – модуль пружності деформованого матеріалу, який є функцією його температури t° .

Опір пластичній деформації K_f матеріалу труби у разі формозміни в гарячому стані при конкретній температурі, швидкості та ступеня деформації можна визначити, використовуючи апроксимуюче рівняння [1]

$$K_f = \left[n_1 (1 - \varepsilon^{n_2}) \right]^{\varepsilon - \varepsilon_{\max}} \cdot n_3 \cdot u^{n_4 + n_5 t^o} \cdot \exp(n_6 t^o), \quad (4.73)$$

де $n_1, n_2, \varepsilon_{\max}, n_3, n_4, n_5, n_6$ – емпіричні коефіцієнти.

Значення модуля пружності матеріалу труби в залежності від температури деформації можна визначити за рівнянням, що апроксимує експериментальні дані, наведені в роботі [2]

$$E = (a_1 + a_2 t^o) t^o + a_3, \quad (4.74)$$

де a_1, a_2, a_3 – емпіричні коефіцієнти,

а також за відомими літературними джерелами [173, 174].

Підставляючи (4.73) та (4.74) в (4.72), отримаємо рівняння, що зв'яже величину пружної деформації ε_y із конкретними параметрами формозміни і фізичними властивостями деформованого тіла

$$\varepsilon_y = \frac{\left[n_1 (1 - \varepsilon^{n_2}) \right]^{\varepsilon - \varepsilon_{\max}} \cdot n_3 \cdot u^{n_4 + n_5 t^o} \cdot \exp(n_6 t^o)}{(a_1 + a_2 t^o) t^o + a_3}$$

На рис. 4.8 показана розрахована за рівнянням (4.75) залежність пружної деформації ε_y (%) від температури t^o ($^{\circ}\text{C}$) та швидкості u (сек^{-1}) деформації для сталі 30ХГСА за $\varepsilon = 0,03$ ($n_1 = 5,489$; $n_2 = 0,213$; $n_3 = 3446,714$; $n_4 = 9,777 \cdot 10^{-2}$; $n_5 = 5,56485 \cdot 10^{-5}$; $n_6 = -3,35011 \cdot 10^{-3}$; $\varepsilon_{\max} = 0,3$; $a_1 = 23,9$; $a_2 = -0,1$; $a_3 = 190790$).

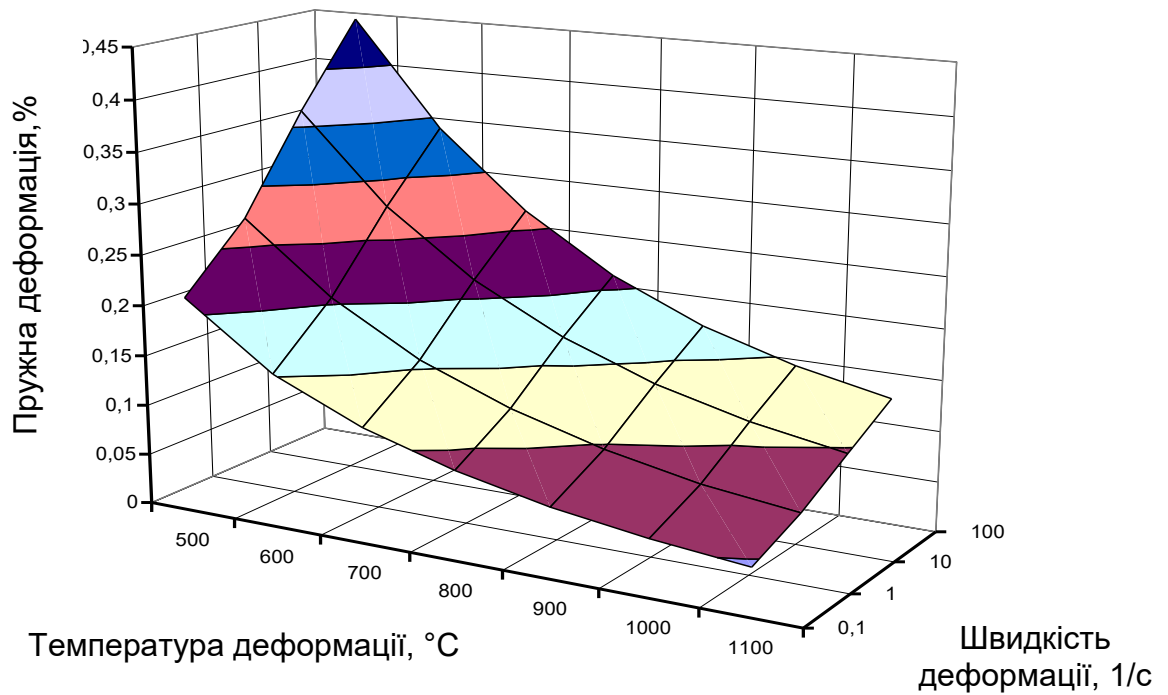


Рис. 4.8. Залежність $\varepsilon_y = f(t^\circ, u)$ для сталі 30ХГСА

4.5.2. Реалізація методу розрахунку параметрів формоізмни у разі безоправочної поздовжньої прокатки з врахуванням пружної деформації труб по діаметру

Реальні швидкості та температури деформації у разі безоправочного калібрування труб у термовідділенні є близькими до величин: $u = 0,1 \dots 1,0 \text{ сек}^{-1}$ та $t^\circ = 550 \dots 700 \text{ }^\circ\text{C}$, – і, як впливає з наведених на рисунку даних, пружні деформації труб ε_y є сумірними з частинними деформаціями m_i труб по діаметру. Сказане також стосується останніх (чистових) клітей калібрувальних і редуційних станів, які працюють в лініях трубопрокатних агрегатів (тут $u = 0,5 \dots 20 \text{ сек}^{-1}$, $t^\circ = 780 \dots 950 \text{ }^\circ\text{C}$, $m_i = 0,2 \dots 0,5\%$). Факт порівняння величин ε_y та m_i зумовлює необхідність врахування пружної деформації труб по діаметру («пружної віддатності») у розрахунку калібрування валків і, відповідно, у визначенні швидкісних та енергосилових параметрів прокатки.

Для розрахунку параметрів безправочної прокатки з врахуванням пружної віддатності труби по діаметру після деформації в кожній з клітей безперервного стана пропонується наступний алгоритм, який базується на ітераційному принципі. Для першого циклу ітерації задають розподіл частинних деформацій по клітях стана 1m_i та за відомими методиками [2-4] розраховують параметри прокатки (в тому числі температури ${}^1t_i^o$ і швидкості деформації 1u_i по клітях стана) без урахування пружної віддатності труб. Використовуючи отримані значення ${}^1t_i^o$ та 1u_i , у другому циклі ітерації за рівнянням (4.75) розраховують величини пружної деформації ${}^2\varepsilon_{yi}$ і уточнюють середній діаметр 2D_N калібру чистових клітей 2D_N і ${}^2D_{N-1}$.

$$\begin{aligned} {}^2D_N &= D_t \left(1 + \alpha_t \cdot {}^1t_N^o - {}^2\varepsilon_{yN} \right), \\ {}^2D_{N-1} &= D_t \left(1 + \alpha_t \cdot {}^2t_{N-1}^o - {}^2\varepsilon_{y(N-1)} \right), \end{aligned} \quad (4.76)$$

де α_t – коефіцієнт температурного розширення матеріалу труби.

Також уточнюють величини частинних деформацій 2m_i у кожній i -тій кліті стана (в першому циклі ітерації ${}^1\varepsilon_{yi} = 0$)

$${}^2m_i = 1 - \frac{D_i}{D_{i-1} \left(1 + {}^2\varepsilon_{y(i-1)} \right)}, \quad (4.77)$$

де D – середній діаметр калібру.

Використовуючи уточнені значення 2m_i , знову розраховують параметри прокатки за тією ж схемою, що і в першому циклі ітерації. При цьому

$${}^2u_i = \frac{V_0 S_0 (D_0 - S_0)}{(1 - {}^2\varepsilon_i) S_i (D_i - S_i)} \cdot \sqrt{\frac{2 N_b \cdot {}^2\varepsilon_i}{\pi D_i (D_{ui} - D_i)}} \cdot \sin\left(\frac{\pi}{N_b}\right). \quad (4.78)$$

У третьому і наступних циклах ітерації виконують дії, аналогічні другому циклу ітерації. Ітераційний процес припиняють після устанавлення значень розрахункових величин на заданому рівні.

За фізичним змістом початково заданий розподіл частинних деформацій 1m_i є розподілом частинних пластичних деформацій ε_{pi} , а розраховані в другому і подальших циклах ітерації значення ${}^k m_i$ (тут k – порядковий номер циклу ітерації) є розподілом частинних загальних деформацій ε_i по клітках безперервного стану.

Як приклад конкретної реалізації запропонованої методики в таблиці 4.4 наведені дані про розрахунок параметрів прокатки труби 244,48×11,99 мм у 5-клітьовому калібрувальному стані з груповим приводом клітей в умовах ТПА 350 ТОВ «Інтерпайп Ніко Тюб». Вихідні дані для розрахунку: діаметр труби на вході в стан 260 мм; швидкість труби на вході в стан 1,5 м/с; температура труби на вході в стан 770 °С; ідеальний діаметр валків 750 мм; матеріал труби сталь 45.

На підставі аналізу наведених у таблиці даних можна зробити наступні висновки:

1. Урахування пружної деформації труби по діаметру суттєво змінює картину розподілу частинних деформацій по клітках. Наприклад, значення частинної деформації 3m_4 у четвертій клітці, отримані в третьому циклі ітерації, перевищують значення 1m_4 , розраховані без урахування пружної віддатності, більше ніж у 3 рази.

2. Урахування пружної деформації труби по діаметру суттєво підвищує розрахункові значення тиску металу на валки, моменту і потужності прокатки. Наприклад, розрахункове значення сумарної потужності прокатки ΣW_i за урахування пружної деформації підвищується у 1,5 рази.

3. Із врахуванням пружної деформації труби по діаметру розрахункові значення середніх діаметрів останніх (чистових) калібрів зменшуються на величину, яка становить 0,15% від діаметра труби, що є суттєвим для отримання готових труб із допуском по зовнішньому діаметру в межах $\pm 0,3 \dots 0,5\%$.

Таблиця 4.4

Результати поетапного розрахунку параметрів прокатки з врахуванням пружної деформації труби

i	Частинна деформація по діаметру, $m_i, \%$	Середній діаметр калібру, $D_i, \text{мм}$	Середній діаметр труби на вході в калібр, $D_{ti}, \text{мм}$	Стінка труби, $S_i, \text{мм}$	Пружна деформація труби, $\varepsilon_{yi}, \%$	Зусилля на валок, $P_i, \text{кН}$	Момент на кліть, $M_i \cdot 10^{-3},$ $\text{кН} \cdot \text{м}$	Потужність на кліть, $W_i, \text{кВт}$	Кількість обертів валків, $n_{Bi},$ $\text{рад} / \text{сек}$	Загальна потужність на стан, $\Sigma W_i, \text{кВт}$
0				11,70 / 11,70 / 11,70					5,50 / 5,49 / 5,49	597,13 / 664,37 / 670,25
1	1,40 / 1,40 / 1,40	256,36 / 256,36 / 256,36	260,00 / 260,00 / 260,00	11,78 / 11,78 / 11,78	0 / 0,12 / 0,12	314 / 314 / 314	32,41 / 32,06 / 32,11	178,13 / 175,98 / 176,26		
2	1,90 / 2,01 / 2,01	251,49 / 251,49 / 251,49	256,36 / 256,66 / 256,66	11,90 / 11,90 / 11,90	0 / 0,12 / 0,12	363 / 371 / 371	35,24 / 35,63 / 35,70	193,65 / 195,62 / 195,98		
3	1,00 / 1,12 / 1,12	248,97 / 248,97 / 248,97	251,49 / 251,79 / 251,79	11,96 / 11,96 / 11,96	0 / 0,11 / 0,11	275 / 286 / 286	24,14 / 24,75 / 24,81	132,64 / 135,87 / 136,22		
4	0,43 / 0,64 / 0,65	247,90 / 247,65 / 247,64	248,97 / 249,25 / 249,25	11,99 / 11,99 / 11,99	0 / 0,10 / 0,11	203 / 231 / 231	16,87 / 18,84 / 18,94	92,72 / 103,41 / 104,00		
5	0,00 / 0,06 / 0,09	247,90 / 247,75 / 247,68	247,90 / 247,90 / 247,9	11,99 / 11,99 / 11,99	0 / 0,06 / 0,09	0 / 79 / 98	0,00 / 6,34 / 7,87	0,0 / 53,49 / 57,78		

Примітка. Через косу риску наведені етапи розрахунку: *перший (без урахування пружної деформації) / другий / третій (остаточний)*

4.6. Дослідження структури труб безперервної безоправочної поздовжньої прокатки

Досліджували зразки металу, відібраного від труб, які були отримані за існуючою та розробленою технологіями поздовжньої безоправочної прокатки з різних типів сталей, а саме, вуглецевої (сталь 20), низьколегованої (35ХГСА) і високолегованої (08Х18Н10Т). Зазначені сталі мають не тільки різний хімічний склад, але також кінцеву структуру, яка визначається характером фазових і структурних перетворень при гарячій деформації і в процесі подальшого охолодження.

При дослідженні використовували такі методи: металографічний (мікроскоп Neophot-21), растрову електронну мікроскопію (JSM-35), просвічувальну електронну мікроскопію (ЕМВ-100Б), рентгеноструктурний аналіз (установка ДРОН-2,0). Для досліджень вирізали зразки з різних ділянок по діаметру і ширині стінки труби. Температурний інтервал гарячої деформації становив 950...1100°C, існуюча і розроблена технології поздовжньої безоправочної прокатки труб відрізняються деформаційними та енергосиловими параметрами.

Як було показано в розділі 3, для існуючої технології поздовжньої безоправочної прокатки характерним є наведення поперечної різнотовщинності труб, що свідчить про неоднорідний розподіл напружень і деформацій в процесі їх виробництва, який зумовлений неоднорідністю деформацій при калібруванні (редукуванні). Дослідження труб з різних сталей, отриманих за вказаною технологією, дозволило установити зони з різною товщиною стінки. Можна виділити явно виражені зони з максимальною та мінімальною товщиною стінки труби, розташування яких точно відповідає характеру неоднорідності деформацій при редукуванні. Макроструктурний і мікроструктурний аналіз показав, що в зонах з максимальною товщиною стінки труби, де деформаційні напруження є максимальними, можлива поява мікротріщин (рис. 4.9 а, б). Дослідження

мікроструктури поблизу цих тріщин дозволили виявити неоднорідність за розмірами зерен; як правило, мікротріщини розвивалися уздовж границь зерен (рис. 4.9 г).

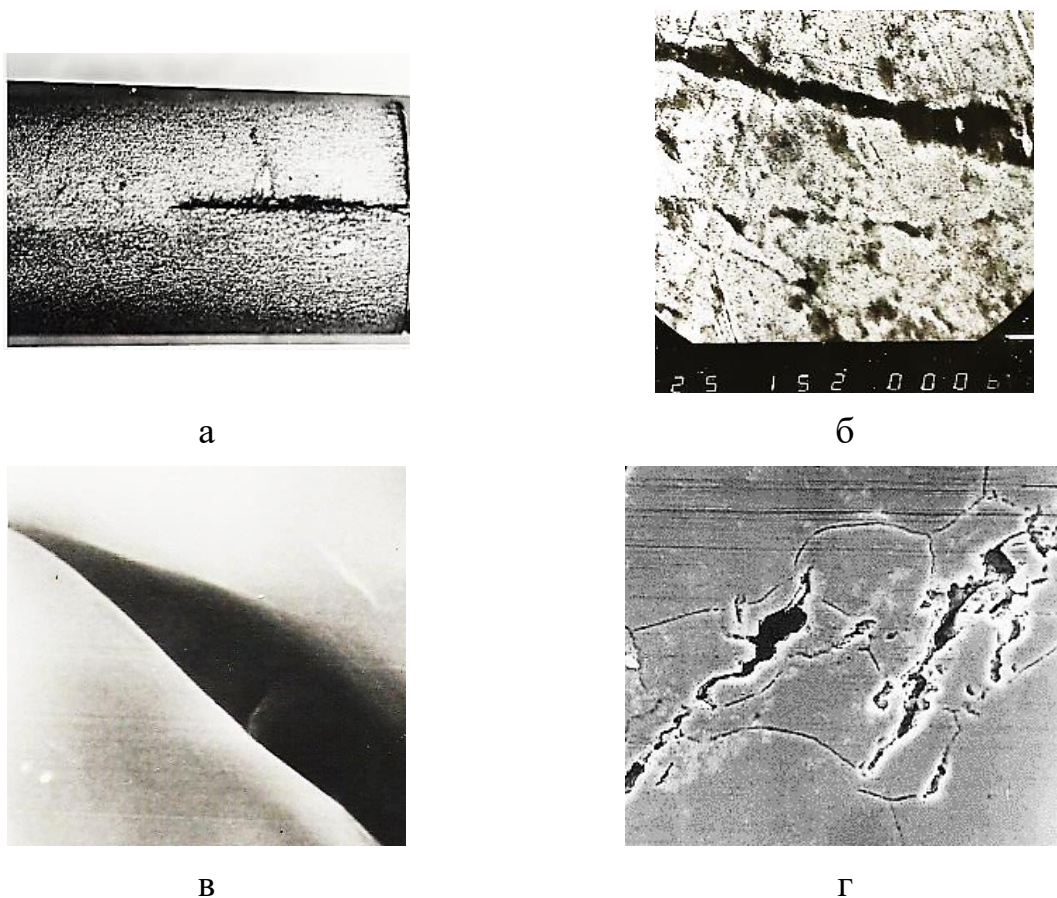


Рис. 4.9. Тріщини в зонах максимальної товщини стінки труб із сталей 20 (а), 35ХГСА (б), 08Х18Н10Т (в, г), отриманих за існуючою технологією поздовжньої безоправочної прокатки; б, г – $\times 600$, в – $\times 1000$ (б-г – РЕМ)

Для зон максимальної товщини стінки труб характерною є наявність грубозернистості та різнозернистості сталі 08Х18Н10Т, що має аустенітну структуру як в період гарячої деформації, так і після охолодження (рис. 4.10 а).

У сталей 20 та 35ХГСА, які також деформуються в аустенітному стані, зазначені види структурної неоднорідності зберігаються в кінцевому стані після проходження фазових перетворень при охолодженні після деформації (рис. 4.10 а, б, в). Відмінність для сталей 20 і 35 ХГСА полягає в тому, що в сталі 35ХГСА зерна фериту і перліту є дрібнішими, що пов'язано з впливом

легуючих елементів. У зонах, які відповідають мінімальній товщині стінки труби, структура сталей є більш дисперсною (рис. 4.10 г, д), хоча і там спостерігаються ділянки з різнозернистістю. На рис. 4.10 д показана ділянка залишкової ліквіації.

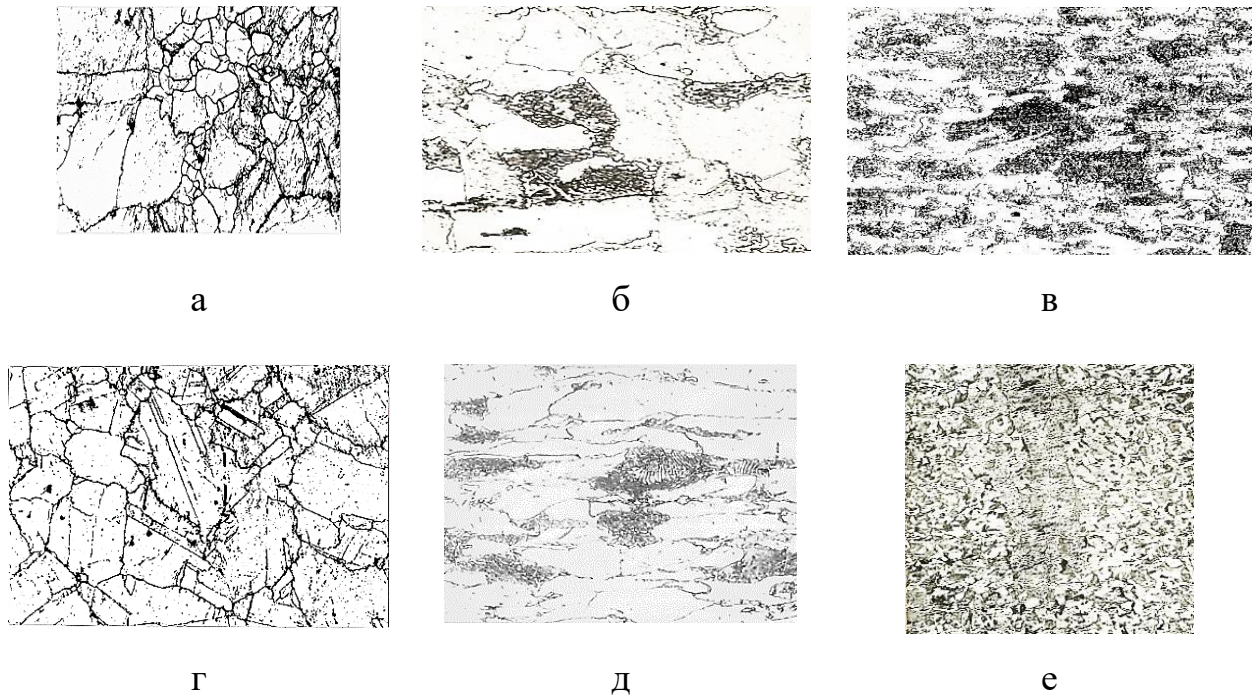


Рис. 4.10. Мікроструктура сталей 08X18N10T (а, г), 20 (б, д), 35ХГСА (в, е) в зоні максимальної (а-в) та мінімальної (г-е) товщини стінки труб, отриманих за чинною технологією поздовжньої безоправочної прокатки;

а-д – $\times 250$, е – $\times 100$

Дослідження тонкої структури сталей показало неоднорідний розподіл щільності дислокацій на різних ділянках по діаметру труб, які отримані за існуючою технологією поздовжньої безоправочної прокатки (таблиця 4.5). У зоні максимальної товщини стінки труби вона є практично на порядок меншою, ніж у зоні мінімальної товщини стінки труби з різних сталей.

Таким чином, різнотовщинність стінки труби супроводжується появою структурної та дислокаційної неоднорідності сталей усіх типів, що зумовлена неоднорідним розподілом деформації по діаметру і товщині стінки труб при калібруванні (редукуванні), що тягне за собою неоднорідний розвиток

процесів деформаційного зміцнення та динамічного відновлення структури досліджених сталей.

Таблиця 4.5

Величина щільності дислокацій на різних ділянках по товщині стінки гарячедеформованих труб, які отримані за існуючою (цеховою) та розробленою технологією

Марка сталі	Щільність дислокацій, см^{-2}		
	Зона максимальної товщини стінки труби	Зона мінімальної товщини стінки труби	Технологія
20	$2,3 \times 10^7$	$3,1 \times 10^8$	Цехова технологія
35ХГСА	$5,3 \times 10^7$	$0,3 \times 10^9$	
08Х18Н10Т	$6,4 \times 10^7$	$7,5 \times 10^8$	
20	$1,9 \times 10^8$	$4,6 \times 10^9$	Розроблена технологія
35ХГСА	$4,4 \times 10^9$	$3,2 \times 10^{10}$	
08Х18Н10Т	$6,2 \times 10^9$	$7,9 \times 10^{10}$	

Дослідження труб з різних сталей, які отримані за розробленою технологією, виявило зони з суттєвим зменшенням різниці по товщині стінки. Макроструктурний та мікроструктурний аналіз мікротріщин не виявили. Дослідження мікроструктури сталей 20, 35ХГСА, 08Х18Н10Т показало досить високий рівень структурної однорідності як по товщині стінки, так і по діаметру труб (рис. 4.11). Крім того, в 1,5...2 рази зменшилися середні розміри зерен фериту і перліту (сталі 20 і 35ХГСА), а також аустеніту (08Х18Н10Т) у порівнянні з трубами, одержаними за заводською технологією.

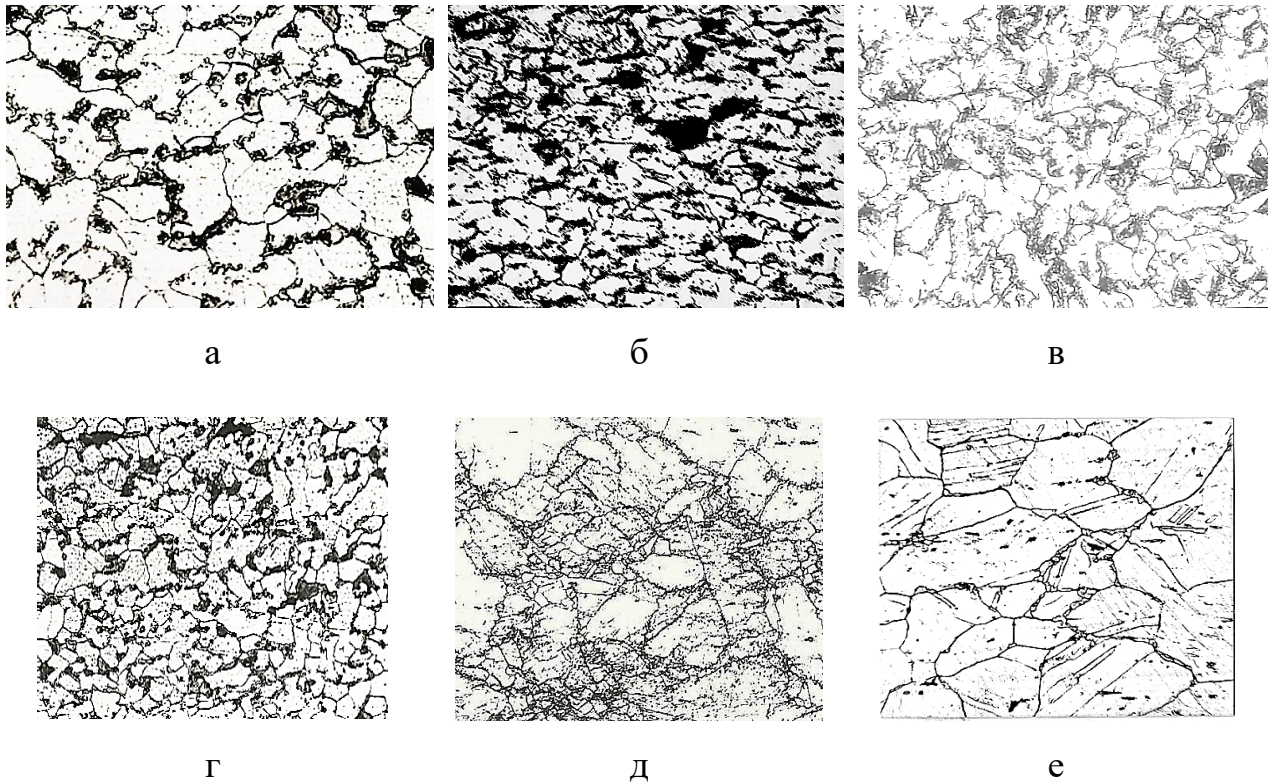


Рис. 4.11. Мікроструктура сталей 20 (а, б), 35ХГСА (в, г) та 08Х18Н10Т (д, е) на різних ділянках по товщині стінки і діаметру труб, які отримані за розробленою технологією поздовжньої безоправочної прокатки; $\times 250$

Були досліджені процеси формування мікроструктури і тонкої структури труб з різних сталей, які отримані за діючою та розробленою технологіями. Гаряча деформація сталей, що знаходиться в аустенітному стані, в обох випадках відбувається в умовах поступового зниження температури на $100...150^{\circ}\text{C}$ (від 1100 до 950°C), що неминує впливає на співвідношення процесів гарячого наклепу і динамічного відновлення їх структури в різні моменти прокатки [177]. При цьому слід враховувати вплив ступеня легування твердого розчину (аустеніту) на рухливість дислокацій, а також здатність до динамічної міграції границь зерен аустеніту і дислокаційних субграниць, що формуються в процесі деформації [177, 178]. Відомо, що легуючі елементи сприяють зменшенню рухливості дислокацій, в результаті утруднюється гарячий наклеп і динамічна рекристалізація, а також статична рекристалізація при охолодженні після деформації. Тому очевидно,

що для обох розглянутих технологій отримання труб ці закономірності будуть ідентичними.

У той же час, відмінність силових параметрів прокатки, а також неоднорідний розподіл напружень і деформацій, що призводять до різнотовщинності труб при їх виробництві за діючою технологією, неминуче сприяють неоднорідному протіканню процесів гарячого наклепу і динамічного відновлення структури аустеніту в зонах з різною товщиною стінки. В результаті в зонах з максимальною і мінімальною товщиною стінки труби зазначені процеси відбуваються по-різному, і у той самий момент прокатки в цих зонах можна спостерігати мікроструктуру, що відповідає розвитку гарячого наклепу (рис. 4.12 а), а також первинній або збиральній динамічній рекристалізації (рис. 4.12 б). В результаті в зонах з різною товщиною стінки труби формується нестабільна та неоднорідна дислокаційна субструктура гарячої деформації з різною щільністю дислокацій та розмірами комірок субструктури, різні ділянки якої відповідають неоднорідному протіканню зазначених процесів (рис. 4.12 в). Таким чином, в зонах з різною товщиною стінки труби виникає структурна і субструктурна неоднорідність, яка пов'язана з неоднорідним протіканням процесів гарячого наклепу і динамічного відновлення структури аустеніту.

Дослідження аналогічних процесів, що проходять в умовах виробництва труб за розробленою технологією поздовжньої безоправочної прокатки, показало, що як по товщині стінки, так і по діаметру труб процеси гарячого наклепу і динамічного відновлення структури аустеніту відбуваються більш рівномірно у порівнянні з діючою технологією (рис. 4.12 г, д). Спостерігається активний розвиток динамічної полігонізації у сталі 08X18H10T, що привело до отримання однорідної динамічної полігональної субструктури з рівномірним розподілом щільності дислокацій і розмірів комірок субструктури (рис. 4.12 е), яка сприятлива з точки зору механічних властивостей [179].

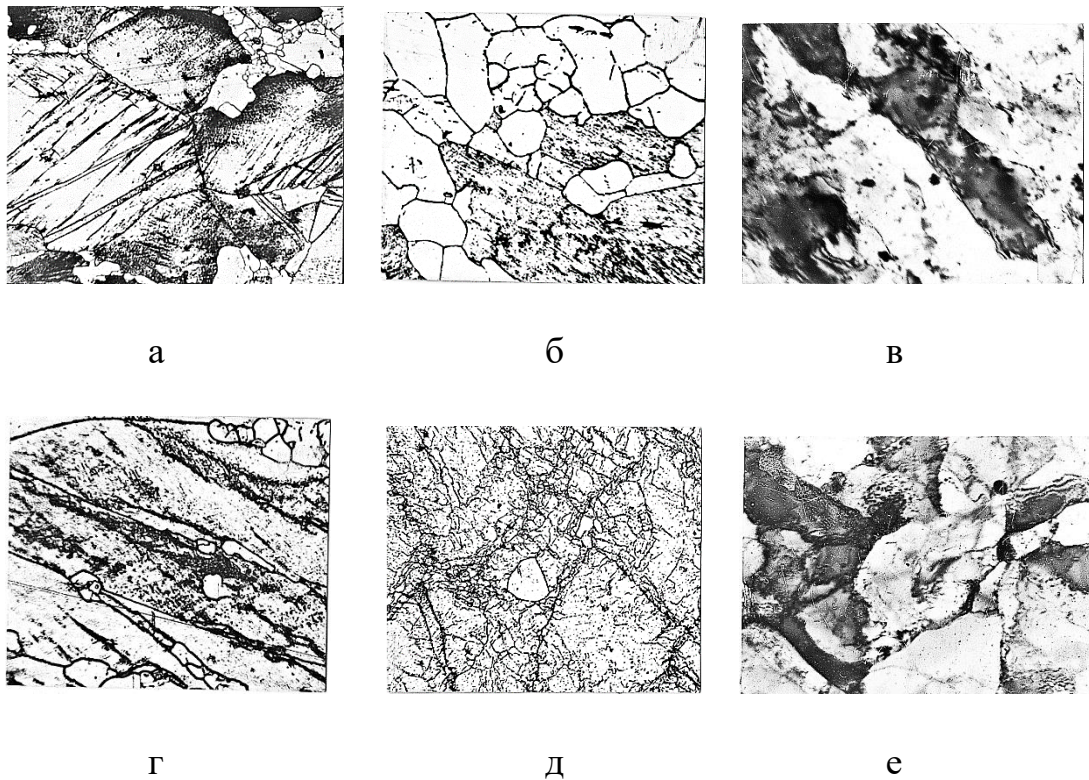


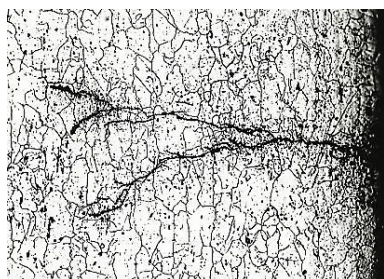
Рис. 4.12. Мікроструктура і тонка структура сталі 08X18H10T на різних ділянках по діаметру труби, одержаної за існуючою технологією (а-в) та розробленою технологією поздовжньої безоправочної прокатки (г-е);

а, б, г, д – $\times 250$; в, е – $\times 10000$.

Очевидно, що при зниженні температури деформації в процесі виробництва труб внесок динамічної рекристалізації зменшується (внаслідок підвищення ступеня деформації, необхідної для початку динамічної рекристалізації) і зростає роль динамічної полігонізації. Це сприяє підвищенню щільності дислокацій (див. таблицю 4.5), що є позитивним для механічних властивостей труб, зокрема, для їх міцності. Перевагою розробленою технології отримання труб є забезпечення рівномірності мікроструктури і тонкої структури сталі по товщині стінки і по діаметру труби, а також можливості отримання динамічної полігональної субструктури сталі. Оскільки ступінь легування сталей впливає на тимчасові інтервали розвитку динамічних структурних змін в зазначених сталях, для різних сталей необхідні уточнюючі коригування швидкості деформації з метою забезпечення умов отримання динамічної полігональної субструктури.

Слід зазначити, що відмінність ступеня дисперсності мікроструктури досліджуваних сталей пов'язана не тільки з неоднорідним або однорідним розподілом напружень і деформацій в процесі отримання труб за різними технологіями поздовжньої безоправочної прокатки, коли сталі знаходяться в аустенітному стані, але також з різною швидкістю охолодження стінок труби різної або однакової товщини, що визначає швидкість фазових і структурних перетворень в сталях 20 і 35ХГСА при охолодженні після гарячої деформації. У сталі 08Х18Н10Т фазові перетворення при охолодженні не відбуваються, тому основний вплив на кінцеву мікроструктуру труб пов'язаний з відмінностями процесів гарячого наклепу і динамічного відновлення, що мають місце в процесі гарячої деформації. У той же час в усіх зазначених сталях при охолодженні після гарячої деформації відбуваються статичні процеси відновлення структури, що також необхідно враховувати при аналізі внеску різних чинників у формування кінцевої структури і властивостей труб.

Слід також зазначити, що структурна неоднорідність сталей, яка одержана в зонах максимальної товщини стінки труби, може бути причиною появи тріщин при подальшій термічній обробці труб (рис. 4.13), що призводить до зниження їх експлуатаційної надійності. Крім того, можливість утворення тріщин після термічної обробки створює труднощі при проведенні калібрування труб після термічної обробки, які пов'язані зі складністю визначення силового режиму цієї операції.



а



б

Рис. 4.13. Тріщини в трубі зі сталі 08Х18Н10Т після термічної обробки;

а – $\times 50$, б – $\times 250$

Таким чином, металографічні дослідження якості, мікроструктури і тонкої структури труб показали переваги нової технології їх отримання, що дозволяє суттєво зменшити різнотовщинність, різнозернистість та ймовірність появи тріщин, а також забезпечити в результаті більш рівномірний розподіл! напружень і деформацій зменшення у 1,5...2 рази розмірів зерен, а також отримання однорідної зеренної мікроструктури і динамічної полігональної субструктури як по товщині стінки, так і по діаметру труб.

4.7. Висновки по розділу 4

1. Розроблено математичну модель безперервної безоправочної поздовжньої прокатки труб в N -клітьовому стані з індивідуальним приводом валків, яка встановлює взаємозв'язок параметрів в кожній i -тій кліті стана (кількість обертів валків n_{Bi} , коефіцієнт випередження K_i^+ , коефіцієнт переднього пластичного натягу Z_{ni} , товщина стінки S_i) на стаціонарній стадії процесу і представляє собою систему $2N$ рівнянь. Розглянуто два варіанти постановки і рішення задачі визначення кількості обертів валків n_{Bi} і вхідної товщини стінки заготовки S_0 , які забезпечують отримання труби із заданою товщиною стінки S_f при заданій швидкості прокатки V_0 : варіант, в якому передбачається здійснення прокатки з максимальним міжклітьовим натягом; варіант, в якому передбачається здійснення прокатки з довільним міжклітьовим натягом. Наведено схему розрахунків, використання якої дозволяє застосовувати розроблену математичну модель для визначення параметрів прокатки в безперервних станах з груповим приводом валків.

2. На основі аналізу результатів відомих аналітичних розробок, використанні нового рівняння для визначення площі контакту F_{Ki} і оригінальної апроксимації даних експериментальних досліджень інших авторів щодо впливу параметрів прокатки на дійсний опір деформації K_{fi} і

коефіцієнт зовнішнього тертя f_i розроблено метод визначення тиску металу на валки P_i і моменту прокатки M_i . Проведено співставлення емпіричних і розрахункових величин P_i та M_i , яке підтвердило достатній для практичного використання рівень адекватності розробленої математичної моделі реальному процесу.

3. Розроблено математичні моделі несталих стадій безперервної безоправочної поздовжньої прокатки труб в N -клітьовому стані з індивідуальним приводом валків; моделі встановлюють взаємозв'язок параметрів в кожній i -тій кліті стана (кількість обертів валків n_{Bi} , коефіцієнт випередження $K_{i,n}^+$, коефіцієнт переднього пластичного натягу $(Z_n)_{i,n}$, товщину стінки $S_{i,n}$) у разі заповнення прокатаним металом (або вивільнення від нього) кліті стана з порядковим номером n і представляють собою систему з $3n$ рівнянь для процесу заповнення стана і систему з $3(N - n + 1)$ рівнянь для випадку вивільнення стана.

4. Запропоновано математичне формулювання умов безперервної прокатки з пробуксуванням валків по поверхні металу, яким доповнені математичні моделі стаціонарного і нестаціонарних процесів.

5. В результаті аналізу розрахункових даних встановлено, що існує певна область $Z_{cp}^- < Z_{cp} < Z_{cp}^+$ значень величини середнього по стану коефіцієнта пластичного натягу (підпору) Z_{cp} , у якій на сталій стадії прокатки процес здійснюється без пробуксування валків по поверхні металу. При деформації з міжклітьовим підпором, коли $Z_{cp} < Z_{cp}^- < 0$, прокатка здійснюється з пробуксуванням вперед у першій кліті (перших клітях) стана; при деформації з міжклітьовим натягом, коли $Z_{cp} > Z_{cp}^+ > 0$, прокатки здійснюється з пробуксуванням назад в першій кліті (перших клітях) стана. Існують певні граничні значення коефіцієнтів $Z_{cp} = Z_{cp}^{\min}$ та $Z_{cp} = Z_{cp}^{\max}$, за яких процес пробуксування валків по поверхні прокатаного металу

поширюється на всі N клітей безперервного стана, і подальше зниження коефіцієнта Z_{cp} (збільшення зусиль міжклітьових підпорів) або його збільшення (збільшення зусиль міжклітьових натягів) стає неможливим (тобто необхідною умовою здійснення процесу прокатки є відсутність пробуксування валків хоча б в одній кліті безперервного стана).

6. У разі прокатки з натягом ($Z_{cp} > 0$) розрахункові величини максимального тиску P_{max} в стаціонарних стадіях процесу перевищують значення цього параметра, розраховані для стаціонарних стадій, у разі значень Z_{cp} , близьких до нуля (прокатка з малим натягом), значення максимальних тисків металу на валки під час заповнення та вивільнення стана є дуже близькими. У міру зростання натягу максимальний тиск металу на валки в процесі вивільнення стана починає перевищувати ту саму характеристику, розраховану для процесу заповнення стана. У разі прокатки з натягом ($Z_{cp} > 0$) розрахункова величина моменту прокатки, за інших рівних умов, досягає максимальних значень в процесі заповнення стана.

7. У разі деформації в станах безперервною поздовжнього безоправочної прокатки при температурах, нижчих за температурний інтервал гарячої деформації (550-700°C), що є характерним для процесу калібрування після термічної обробки, пружна деформація суттєво впливає на деформаційні та енергосилові параметри процесу: розрахункові значення частинних деформацій по клітях змінюються більше, ніж у 1,5 рази, сумарна потужність прокатки підвищується більше, ніж на 12%, значення катаючих діаметрів чистових калібрів зменшується на 0,1% від діаметра труби, що необхідно враховувати для отримання труб з жорсткими допусками по діаметру ($\pm 0,3-0,4\%$).

8. Дослідження мікроструктури і тонкої структури труб показали переваги нової технології їх виготовлення, які полягають у суттєвому зменшенні різностінності, різнозеренності та виключенні ймовірності появи тріщин.

РОЗДІЛ 5

РОЗРОБКА ТА ВПРОВАДЖЕННЯ РАЦІОНАЛЬНИХ ТЕХНОЛОГІЧНИХ РЕЖИМІВ ДЕФОРМАЦІЇ ТРУБ НА БЕЗПЕРЕРВНИХ БЕЗОПРАВОЧНИХ СТАНАХ

5.1. Розробка та впровадження нової схеми розрахунку таблиць прокатки для безперервних безоправочних станів з врахуванням нової теорії наведення поперечної різностінності

До теперішнього часу найбільш часто використовується наступна схема розрахунку таблиць безперервної безоправочної прокатки труб.

1. Задають режим розподілу частинних деформацій ε_i по клітках.
2. Задають значення овальності калібрів λ_i . У призначенні величин λ_i використовують накопичений емпіричний досвід експлуатації конкретного трубопрокатного агрегату, або розрахункові методики. У визначенні величини λ_i розрахунковим шляхом найбільш часто використовують формулу Г. І. Гуляєва [1, стор. 150]

$$\lambda_i = \left(\frac{1}{1 - \varepsilon_i} \right)^{q_i}, \quad (5.1)$$

де q_i – емпіричний коефіцієнт, що залежить від кількості валків в кліті та марки сталі деформованої труби.

3. Далі, використовуючи припущення (3.27), або методику, запропоновану в роботі [1, стор. 181–184], розраховують висоту h_i і ширину b_i кожного калібру, а також значення величин, що визначають розміри калібру (радіус R_i та ексцентриситет e_i для кожного з калібрів, що нарізають індивідуально; діаметр фрези D_{fi} та зміщення фрези F_i – для кожного з калібрів, що нарізають в зборі).

Недолік такої методики розрахунку таблиць прокатки полягає в тому, що величина показника розширення δb_i (яка, як було показано вище, в

значній мірі визначає рівень поперечної різностінності готових труб) в кожній кліті безперервного стана не є незалежною змінною, а її значення зумовлюється початково вибраним режимом розподілу частинних деформацій ε_i та овальністю калібрів λ_i .

На підставі результатів розрахунків, наведених в п.3.3.2, були зроблені два практичних висновки щодо розробки нової, відмінної від вищевикладеної, концепції побудови таблиць прокатки для безоправочної формозміни труб. По-перше, під час розробки таблиць для конкретних типорозмірів труб доцільно початково задавати значення показників розширення δb_i в клітках безперервного стана, а овальність калібрів λ_i визначати як функцію від величин частинних деформацій ε_i та δb_i . По-друге, величину овальності λ_i необхідно визначати в залежності від технології виготовлення калібрів як коріння рівнянь (3.14) або (3.25). Такий підхід до складання таблиць безперервної безоправочної прокатки труб захищений патентами України [108, 109].

Відповідно до запропонованої методики розрахунок параметрів калібрування валків безперервного стана поздовжньої прокатки при безоправочному редукуванні зовнішнього діаметра заготовки D_0 до величини D_t здійснюється в наступній послідовності.

1. Обчислюють сумарну абсолютну деформацію редукування по зовнішньому діаметру $\Delta D_\Sigma = D_0 - D_t$.

2. Призначають кількість клітей N , необхідних для здійснення деформації ΔD_Σ .

3. Призначаючи значення діаметрів заготовки D_i після прокатки в кожній кліті стана, розподіляють сумарну абсолютну деформацію ΔD_Σ між клітьми N і розраховують частинні деформації $\varepsilon_i = 1 - \frac{D_i}{D_j}$.

4. Задають дискретні значення розширення δb_i в клітках стану.

5. Залежно від використаної технології виготовлення калібрів,

відповідно до рівнянь (3.14) або (3.25) визначають овальність калібрів λ_i , що забезпечує редукування з частковою деформацією ε_i за розширенням δb_i в кожній кліті стана.

6. Залежно від використовуваної технології виготовлення калібрів, розраховують висоту h_i та ширину b_i кожного калібру (за методиками, наведеними в п.3.2.1 або п.3.2.2), а також розміри калібру (радіус R_i та ексцентриситет e_i – для кожного з калібрів, що нарізають індивідуально; діаметр фрези D_{fi} та зміщення фрези F_i – для кожного з калібрів, що нарізають в зборі).

У таблиці 5.1 наведені розрахункові параметри прокатки труби $D_t = 168,3$ мм із заготовки $D_0 = 182$ мм (температура прокатки $t = 740^\circ\text{C}$) у 5-клітьовому калібрувальному стані з двовалковими клітьями, калібри валків яких нарізані індивідуально.

Як впливає з наведених даних, при розрахунку параметрів прокатки відповідно до формули (5.1) за рекомендованого в роботі [1, табл. 13] значення показника $q_i = 1,5$ (який, на думку авторів [1, рис. 62], повинен забезпечити прокатки з показником розширення $\delta b_{zi} = 0,2$) значення показників розширення складають величину $\delta b_i = -0,032 \dots 0,362$ і суттєво відрізняються від величини δb_{zi} (співвідношення $\frac{\delta b_i}{\delta b_{zi}}$ коливається в межах $-0,16 \dots 1,81$). Цей факт пояснюється тим, що за використання відомої методики, величина δb_i є залежною від обраних значень частинних деформацій ε_i та розрахованих величин λ_i . У разі використання пропонованого методу (згідно зі способом [108]) величина показника розширення δb_i задається початково (у прикладі, що розглядається, $\delta b_i = 0,2$), а розрахункові значення овальності калібрів λ_i забезпечують прокатки згідно з початково призначеними значеннями ε_i і δb_i .

Таблиця 5.1

Параметри формозміни при використанні відомого (формула 5.1) та пропонованого [109] методу розрахунку таблиць прокатки

Параметри	Номер кліті, i				
	1	2	3	4	5
Відомий метод					
q_i	1,5	1,5	1,5	1,5	1,5
ε_i	0,02	0,03	0,01	0,0086	0
D_i , мм	178,36	173,01	171,28	169,8	169,8
λ_i	1,0307	1,0467	1,0152	1,0131	1,0000
δb_i	-0,032	0,19	0,362	0,019	
Запропонований метод					
δb_i , мм	0,2	0,2	0,2	0,2	
ε_i	0,02	0,03	0,01	0,0086	0
D_i , мм	178,36	173,01	171,28	169,8	169,8
λ_i	1,0438	1,0480	1,0019	1,0178	1,0000

5.2. Апробація теорії наведення поперечної різнотовщинності та провадження на тривалкових станах з нарізанням калібрів в зборі в умовах ТПА 30-102 ВАТ «Інтерпайп Ніко Тюб»

Апробацію зазапропонованої методики розрахунку таблиць прокатки (калібрування валків) для станів з тривалковими клітьми і калібрами, нарізаними в зборі, здійснювали в умовах 24-клітьового редукційного і 12-клітьового калібрувального станів ТПА 30-102 прокатного цеху ВАТ «Інтерпайп Ніко-Тюб».

Аналіз параметрів прокатки у разі використанні існуючих калібрувань валків показав, що показники розширення δb_i в перших п'яти за ходом прокатки клітьх редукційного стану мають значення в межах

$\delta b_i = 30,2 \dots 66,2\%$, а в наступних клітках (окрім останніх двох)
 $\delta b_i = 9,4 \dots 18,4\%$ (рис. 5.1).

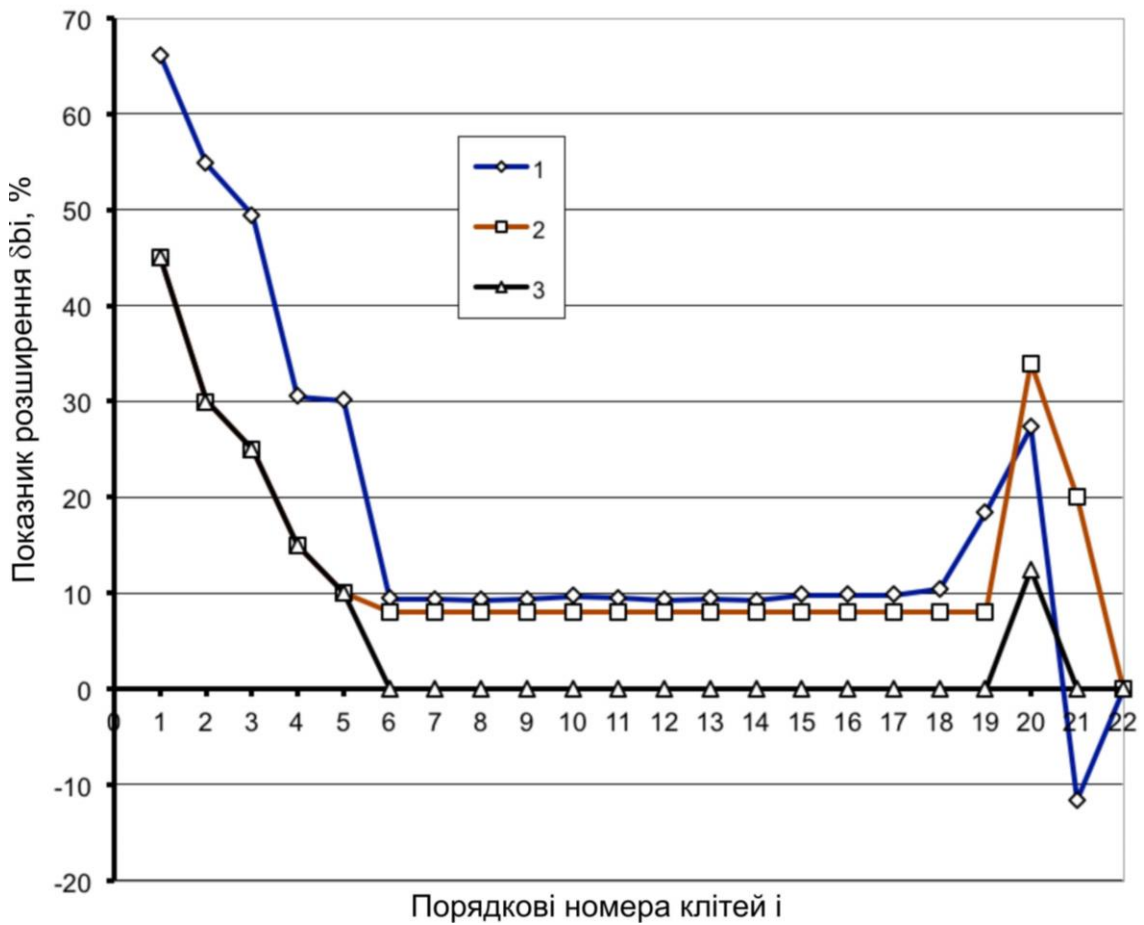


Рис. 5.1. Використовуваний раніше (1) та пропоновані (2, 3) режими розподілу показників розширення δb_i по клітках редукційного стану

ТПА 30-102 при прокатці за «базовим» маршрутом:

$$1 - D_0 \rightarrow D_t = 117 \rightarrow 42 \text{ мм}; 2 - \frac{S_t}{D_t} \leq 0,1; 3 - \frac{S_t}{D_t} > 0,1$$

На підставі зроблених вище висновків про доцільність зниження величини δb_i (див. рис. 3.7), а також враховуючи, що на ТПА 30-102 виготовляють як відносно тонкостінні ($\frac{S_t}{D_t} < 0,1$), так і відносно товстостінні ($\frac{S_t}{D_t} > 0,1$) труби, були запропоновані два режими розподілу показників

розширення по клітках редуційного стану, параметри яких наведені на рис. 5.1.

Як приклад в таблиці 5.2 показано зіставлення параметрів точності труб при прокатці труб на редуційному стані по маршруту $D_0 \times S_0 \rightarrow D_t \times S_t = 117,0 \times 3,50 \rightarrow 48,3 \times 3,25$ мм (стандарт DIN 2440) з використанням цехових таблиць прокатки і таблиць прокатки, розрахованих відповідно до запропонованого метода [109].

Із наведених даних випливає, що за показниками відносної поперечної різностінності та овальності труби, прокатаних з використанням запропонованого калібрування валків, є більш точними, ніж труби, прокатані з використанням цехового калібрування. У наведеному прикладі (див. табл. 5.2) фактичний розмах значень товщини стінки (абсолютна поперечна різностінність $\Delta S_t = S_{t_{\max}} - S_{t_{\min}}$) для труб, прокатаних із використанням запропонованого калібрування, приблизно на 25% менше, ніж у труб, прокатаних із використанням цехового калібрування валків (0,75 мм проти 1,05 мм відповідно); величина M_{B_t} математичного очікування (середнього значення) величини відносної поперечної різностінності B_t труб, прокатаних із використанням запропонованого калібрування, в 1,46 рази менше, ніж у труб, прокатаних із використанням цехового калібрування валків ($M_{B_t}'' = 9,6\%$ мм проти $M_{B_t}' = 14,1\%$ відповідно).

Узагальнюючи результати зіставлення показників точності труб різних типорозмірів, прокатаних на редуційному та калібрувальному станах з використанням запропонованих і цехових калібрувань валків, можна зробити висновок про те, що у разі використання запропонованих калібрувань спостерігається зниження відносної поперечної різностінності труб B_t (зафіксовані значення відносного зниження величини M_{B_t} коливаються в межах 1,12...2,45).

Таблиця 5.2

Зіставлення параметрів точності труб 48,3 x 3,25 мм по DIN 2440

Методика розрахунку параметрів прокатки	Відносна різно- стінність*	Оваль- ність*	Товщина стінки труби				Зовнішній діаметр труби			
			Номі- нальне значення	Фактич- не середнє значен- ня	Допускний розмах значень		Номі- нальне значенн я	Фак- тичне середнє значен- ня	Допускний розмах значень	
					за стандар- том	факт			за стандар- том	факт
	%	%	мм	мм	мм	мм	мм	мм	мм	мм
Цехова	7,9...19,8	0,06...0,52	3,25	3,37	1,19	1,05	48,3	48,21	0,9	0,42
Запропонована	5,0...14,3	0,04...0,29		3,29		0,75		48,26		0,25

Примітка. Таблиця складена за результатами замірів 30 труб (по кожній позиції); *без кінцевих ділянок труби

Особливо слід відзначити високу ефективність використання запропонованої методики для розрахунку таблиць прокатки (параметрів калібрування валків) товстостінних труб. Наприклад, у разі виготовлення труб розміром $57 \times 11 \dots 12$ мм із заготовок $117 \times 9 \div 12$ мм з використанням запропонованої таблиці прокатки їх абсолютна поперечна різностінність є приблизно в 2,0...2,5 рази нижчою (0,8-1,0 мм проти 1,8-2,4 мм), ніж у труб, прокатаних за цеховою таблицею прокатки

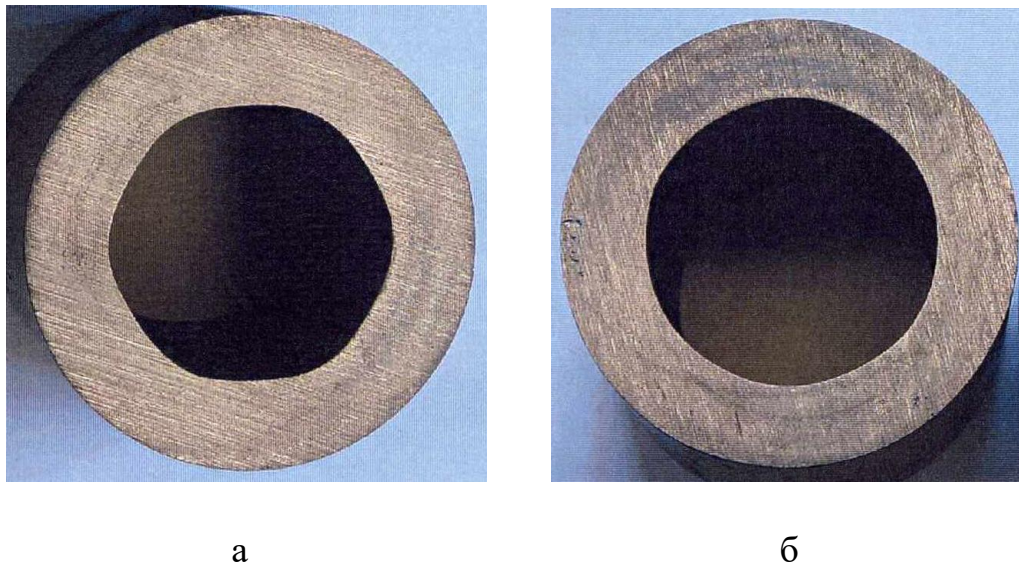


Рис. 5.2. Перерізи труб $D_t \times S_t = 57 \times 11$ мм, прокатаних із використанням цехової таблиці прокатки (а) і з використанням запропонованої таблиці прокатки (б)

Результати промислових випробувань стали підставою для впровадження у виробництво нових калібрувань валків, параметри яких були розраховані з використанням запропонованого методу (додаток 23).

5.3. Практична реалізація теорії наведення поперечної різнотовщинності та впровадження на двовалкових станах з нарізанням калібрів в зборі в умовах ВАТ «Інтерпайп НТЗ»

Апробацію запропонованої методики розрахунку таблиць прокатки (калібрування валків) для станів з двовалковими клітьми і калібрами, що

нарізають у зібраному стані, здійснювали в умовах 22-клітьового редуційного та 12-клітьового калібрувального станів ТПА 140 ВАТ «Інтерпайп НТЗ». Враховуючи, на ТПА 140 виготовляють лише відносно тонкостінні труби ($\frac{S_t}{D_t} < 0,1$), було вирішено використовувати на редуційному стані одне «базове» калібрування, на відміну від ТПА 30-102, де запровадили дві «базових» калібрування (див. рис. 5.1). Для запропонованого базового калібрування вибрали режим розподілу показників розширення δb_i по клітях стана, при якому величина δb_i в клітях середньої групи лежить в межах $\delta b_i = 6,8 \dots 15,4\%$ (на відміну від $\delta b_i = 10,8 \dots 19,7\%$ при цеховому калібруванні валків відповідно до нормалі Н-Т5-10-К-04 та Н-Т5-11-К-04 – додатки 14, 15). При цьому, виходячи з раніше встановленого факту про позитивний вплив попередньої овалізації заготовок на зниження поперечної різностінності труб (рис. 3.8), було запропоновано таке розставлення клітей, яке забезпечує додаткову овалізацію (без деформації по діаметру) в клітях головної групи стану [114].

Промислова апробація запропонованих калібрувань показала, що точність труб, виготовлених з їх використанням, за показниками відносної поперечної різнотовщинності та овальності перевершує точність труб, виготовлених з використанням цехового калібрування валків. Наприклад, зафіксовані в ході порівняльних експериментів значення відносного зниження величини M_{B_t} коливаються в межах $\overline{M}_{B_t} = 1,10 \dots 1,45$). Даний факт послужив підставою для промислового впровадження калібрувань (нормаль Н-Т5-К-04 від 10.04.06, додаток 16), розрахованих з використанням запропонованого методу в умовах редуційного стану ТПА 140.

5.4. Апробація теорії наведення поперечної різностінності і впровадження нових таблиць прокатки на двовалкових станах із індивідуальним нарізанням калібрів валків в умовах ВАТ «Інтерпайп Ніко Тьюб»

Апробацію запропонованих режимів розподілу частинних деформацій і методу розрахунку параметрів калібрувань валків для 5-клітьового калібрувального стану з двовалковими клітьями та калібрами, що нарізаються індивідуально, здійснювали в умовах ТПА 350 ВАТ «Інтерпайп Ніко Тьюб».

За цеховою таблицею прокатки (ТІ 70-2-99 від 15.07.99) передбачається використання в перших чотирьох клітьях овального калібрування валків, а в останній кліті – круглої зі закругленими випусками (кут випуску $\alpha_B = \frac{\pi}{6}$ рад.). Розподіл частинних деформацій ε_i по клітьях стану встановлюється відповідно з «падаючим» режимом ($\varepsilon_1 > \varepsilon_2 > \varepsilon_3 > \varepsilon_4 > \varepsilon_5$), і при цьому в останній кліті стану частинна деформація по діаметру $\varepsilon_5 = 0,10 \dots 1,37$ %. Для розрахунку нових таблиць прокатки і параметрів калібрування валків було запропоновано:

- змінити режим розподілу частинних деформацій і обирати ε_i з умови мінімізації розрахункових значень наведеної відносної поперечної різностінності B_i ;

- для зниження овальності готових труб використовувати в останній кліті стану кругле калібрування валків ($\lambda_5 = 0$).

Нові режими деформації та калібрування валків пройшли успішну апробацію у виробничих умовах.

Наприклад, під час прокатки дослідно-промислової партії обсадних труб за стандартом API Spec. 5CT номінальним розміром 244,48x11,99 мм (заготовка 255x12 мм, матеріал – сталь 32Г2, обсяг партії 1415,4 т) було зафіксовано зниження фактичного витратного коефіцієнта металу на 3,4% по

відношенню до величини, що має місце при виробництві труб того ж сортаменту з використанням цехової таблиці прокатки (додатки Р, С) .

Позитивні результати апробації стали підставою для промислового впровадження (нормаль НТК 70К-7-06 – додаток П) запропонованих таблиць прокатки і калібрувань валків для всього сортаменту труб, вироблених на ТПА 350.

5.5. Розширення технологічних можливостей ТПА 30-102 ВАТ «Інтерпайп Ніко Тьюб» на базі впровадження результатів теоретичного аналізу стаціонарного та нестаціонарного процесів безперервної безоправочної поздовжньої прокатки труб

У період 2004-05 р.р. низка причин кон'юнктурного і технічного характеру зумовила необхідність освоєння виробництва муфтової заготовки (труб розміром $D_t \times S_t = 57...114 \times 8,5...18,0$ мм з відношенням товщини стінки до зовнішнього діаметра $\frac{S_t}{D_t}$ рівним 0,15...0,25) для виробництва нарізних з'єднань типу UPJ [120] ВАТ «Інтерпайп Ніко Тьюб». Це зумовило розширення сортаменту труб, вироблених на ТПА 30-102 із безперервним станом, в бік більшої товщини стінок готових труб до $S_t = 18$ мм.

Як один із шляхів вирішення проблеми розширення сортаменту продукції в прокатному цеху ВАТ «Інтерпайп Ніко Тьюб» (колишній цех №7 Нікопольського Південнотрубного заводу), розглядається суттєва реконструкція ТВА, що передбачає виготовлення і встановлення нового оправочного прокатного стана оригінальної конструкції [121]. Альтернативним варіантом є освоєння випуску труб нового сортаменту на існуючому обладнанні.

Виходячи з того, що за проектом обладнання ТПА 30-102 (в тому числі – редуційний і калібрувальний стани) розраховане на виготовлення труб з товщиною стінки не більше $S_t = 8,0$ мм [76, табл. 1.9], очікуване

розширення номенклатури продукції вимагало оцінювання можливості її виготовлення без ризику зламу обладнання та пошкодження елементів приводу. Для вирішення цієї технічної задачі треба було виконати необхідні розрахунки для встановлення граничних (пікових) значень тиску металу на валки і моменту прокатки у разі виготовлення муфтової заготовки з використанням 24-клітьового редуційного і 12-клітьового калібрувального станів. Метою розрахунків був вибір такого деформаційно-швидкісного режиму прокатки, при якому граничні значення тиску ($P_{\max}$) та моменту ($M_{\max}$) не перевищували б допустимих за умови безпечної експлуатації обладнання значень: граничний тиск має не перевищувати 118 КН (12 т); граничний момент прокатки має не перевищувати 19,6 КН·м (2000 кг·м).

Розрахунки виконувалися відповідно до алгоритму, що має наступну структуру.

1. За методиками, наведеними в п.п. 4.1.4 і 4.4, виконується розрахунок матриць параметрів прокатки ($P_{i,n}$, $M_{i,n}$) для стаціонарної та нестаціонарної стадій прокатки. В результаті виконання розрахунків на цьому етапі отримуємо матриці параметрів прокатки, аналогічні наведеним в таблицях Г.1 – Г.6 (додаток Г).

2. З матриць вибирають частинні пікові значення тиску і моменту (максимальні значення тиску і моменту для кожної i – тої кліті). В результаті отримуємо таблиці прокатки, аналогічні наведеній для прикладу в таблиці 5.3, що включають часткові пікові значення тиску і моменту прокатки.

3. З частинних пікових тиску і моменту обираються максимальні значення, які є піковими для стану значеннями.

4. Здійснюється порівняння пікових для стану значень тиску і моменту з їхніми допустимими значеннями $P'_{i\max}$ і $M'_{i\max}$ і на підставі цього порівняння дається висновок про можливість (або неможливість) виготовлення конкретного типорозміру труби у разі використання конкретного деформаційно-швидкісного режиму прокатки. Так, наприклад,

на підставі даних, наведених у додатку Д, можна зробити висновок про неприпустимість прокатки труби розміром 83 x 16,0 мм через перевищення допустимих значень тиску металу на валки.

В результаті проведення розрахунків [126] були рекомендовані до впровадження й прийняті для практичного використання наступні параметри можливого для виготовлення на ТПА 30-102 сортаменту муфтової заготовки: для труб діаметром D_t – 57,0 мм, виготовлених із використанням редуційного стана, максимальна товщина стінки S_t повинна не перевищувати 8,5 мм; для труб діаметром $D_t = 73,0 \dots 114,1$ мм, вироблюваних із використанням калібрувального стану, максимальна товщина стінки S_t має не перевищувати 14,0 мм. Зазначені рекомендації впроваджені в виробництво.

5.6. Висновки по розділу 5

1. Розроблено і захищено патентами України метод розрахунку таблиць прокатки, який враховує особливості технології нарізування калібрів на валках (індивідуальне нарізування на кожному валку – патент [108]; одночасне нарізування на валках, установлених в кліть, – патент [109]), де початково заданим параметром процесу є закон розподілу розширення δb_i по клітях стана.

2. Запропонована методика розрахунку таблиць прокатки була апробована і впроваджена на всьому сортаменті прокатаних труб в умовах калібрувального та редуційного стана ТПА 30-102 ВАТ «Інтерпайп Ніко Тьюб», редуційного стана ТВА 140 ВАТ «Інтерпайп НТЗ» та калібрувального стана ТВА 350 ВАТ «Інтерпайп Ніко Тьюб». У використанні таблиць прокатки, розрахованих із застосуванням запропонованої методики, відносна поперечна різностінність труб знижується (в залежності від типорозмірів прокатаних труб) в 1,12... 2,45 рази на ТПА 30-102 та в 1,10...1,45 рази на ТПА 140; відносне зниження витратного коефіцієнта

металу на ТВА 350 становить 3,4%; очікуваний річний економічний ефект в умовах ВАТ «Інтерпайп Ніко–Тьюб» становить 1211210 грн. (додатки 8, 16, 17).

3. У результаті розрахунку енергосилових параметрів деформації на станах безправочної прокатки ТПА 30-102 ВАТ «Інтерпайп Ніко Тьюб» зроблено висновок про можливість розширення сортаменту труб, виготовлених, в бік більшої товщини стінок до 8,5 мм на редуційному стані і до 14,0 мм на калібрувальному стані, що послужило підставою для промислового освоєння випуску труб нового сортаменту (додаток Д).

ВИСНОВКИ ПО РОБОТІ

У дисертаційній роботі приведені теоретичні узагальнення та нове розв'язання науково-технічної проблеми, яка полягає у розвитку теорії та технології, та науковому обґрунтуванні розробки нових методів комплексного визначення параметрів деформації труби в станах поздовжньої безоправочної прокатки труб різної конструкції з врахуванням впливу стадій процесу, типів калібрів, температури деформації, реологічних властивостей матеріалу та інших факторів, а також у розробці та впровадженні раціональних деформаційно-швидкісних режимів, які забезпечують зростання ефективності технології за рахунок розширення сортаменту продукції, підвищення точності геометричних розмірів та їх якості та зниження витрат металу.

1. На базі аналізу науково-технічної літератури та патентних джерел показано, що дослідження, спрямовані на теоретичне обґрунтування, розробку та впровадження деформаційно-швидкісних режимів безперервної поздовжньої безоправочної прокатки труб, що забезпечують підвищення ефективності технології за рахунок підвищення точності та розширення сортаменту продукції, є актуальними.

2. Виконаний математичний опис закономірностей взаємозв'язку параметрів деформації (відносне обтиснення по діаметру ε , показник розширення δb) та калібрування інструменту (середній діаметр калібру D_{cp} , висота калібру h , ширина калібру b , овальність калібру λ) для різних технологій нарізання калібрів (індивідуальне нарізання на кожному валку та одночасне нарізання на валках, встановлених у кліть).

На базі встановлених закономірностей обґрунтована ефективність способів безперервної поздовжньої безоправочної прокатки труб, в яких розрахунок деформаційних режимів здійснюється залежно від технології нарізування калібрів (патент України № 73440 та патент України № 77138).

3. Розроблена математична модель безперервної безоправочної поздовжньої прокатки труб в N -клітьовому стані з *індивідуальним* приводом валків, яка встановлює взаємозв'язок параметрів в кожній i -тій кліті стана (числа обертів валків n_{Bi} , коефіцієнти випередження K_i^+ , коефіцієнти переднього пластичного натягу Z_{ni} , товщини стінок S_i) з врахуванням можливості пробуксування валків по поверхні металу на сталій та несталіх стадіях процесу.

Це дозволило підвищити достовірність розрахункових даних про швидкісні режими безперервної прокатки та визначити граничні значення середніх по стану значень коефіцієнтів пластичного натягу Z_{cp} , при яких прокатка здійснюється без пробуксування валків по поверхні металу.

4. Удосконалена методика аналітичного вивчення закономірностей формування поперечної різнотовщинності труб при безперервній поздовжній безоправочній прокатці.

Це дозволило розробити математичну модель, результати реалізації якої показали, що можливим шляхом зниження наведеної поперечної різнотовщинності труб є розрахунок параметрів калібрувань валків за методом, в якому як початково заданий параметр використовується закон розподілу показників розширення δb_i по клітях стана. При використанні таблиць прокатки, розрахованих із застосуванням розробленого методу, відносна поперечна різнотовщинність труб знижується (залежно від типорозмірів прокатаних труб) в 1,12...2,45 рази на ТПА «30-102» та в 1,10...1,45 рази на ТПА 140; відносне зниження витратного коефіцієнта металу на ТПА 350 становить 3,4%.

5. Удосконалений метод аналітичного визначення величини зміни середньої товщини стінки заготовки ΔS при безоправочному обтисненні труб по діаметру.

Використання удосконаленого методу визначення величини ΔS дозволило підвищити достовірність прогнозованого за допомогою

розроблених математичних моделей рівня відносної поперечної різнотовщинності труб B_t .

6. Уточнена методика аналітичного визначення площі контакту металу з валком F_{II} , що дозволило розробити математичну модель для розрахунку тиску металу на валки P_i та моментів прокатки M_i з достатнім для практичного використання рівнем адекватності реальному процесу.

Використання розробленої математичної моделі дало можливість теоретично обґрунтувати розширення сортаменту ТПА 30-102 в область типорозмірів труб з товщиною стінки $S_t \leq 14,0$ мм (проти проектного значення $S_t \leq 8,0$ мм).

7. Розроблені нові закономірності процесу поздовжньої безоправочної прокатки труб, які мають універсальний характер і можуть бути використані для дослідження процесу деформації на діючих калібрувальних та редуційних станах різного типу при різних температурах деформації з метою визначення раціональних параметрів процесу, розширення сортаменту, підвищення точності та зниження металоємності труб.

8. Результати роботи апробовані та впроваджені на всьому сортаменті прокатаних труб в умовах калібрувального та редуційного станів ТПА 30–102 та калібрувального стана ТПА 350 ВАТ «Інтерпайп Ніко Тюб» та редуційного стана ТПА 140 ВАТ «Інтерпайп Нижньодніпровський трубопрокатний завод». При використанні таблиць прокатки, розрахованих із застосуванням запропонованого методу, відносна поперекова різнотовщинність труб знижується (залежно від типорозмірів прокатаних труб) в 1,12...2,45 рази на ТПА 30-102 та в 1,10...1,45 рази на ТПА 140; відносне зниження витратного коефіцієнта металу на ТПА 350 становить 3,4%.

9. На базі отриманих фактичних результатів з підвищення точності труб та зниження витратного коефіцієнта металу від впровадження розроблених нових та удосконалених відомих закономірностей процесу

поздовжньої безправочної прокатки для станів різного типу, можна зробити обґрунтований прогноз, що на діючих ТПА можна реально підвищити точність труб по діаметру, овальності і товщині стінки до рівня сучасних вимог споживачів і покращити металовикористання на 6...8 кг/т.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Технология непрерывной безоправочной прокатки труб / [Г.И. Гуляев, П.Н. Ившин, И.Н. Ерохин и др.]: под ред. Г.И. Гуляева. – М.: Металлургия, 1975. – 264 с.
2. Шевченко А.А. Непрерывная прокатка труб / А.А. Шевченко. – Харьков: Metallurgizdat, 1954. – 268 с.
3. Шевченко А.А. Элементы теории процессов обработки давлением тел круглого сечения на агрегатах непрерывного действия: дис. ...докт. техн. наук / Шевченко Александр Андреевич. – М., 1952. – 495 с.
4. Шевченко А.А. Элементы теории процесса непрерывной прокатки труб без оправки / А.А. Шевченко // В сб. «Обработка металлов давлением». – Вып. III. – М.: Metallurgizdat, 1954. – С. 164-189.
5. Шевченко А.А. Определение утолщения стенки трубы при редуцировании / А.А. Шевченко // Сталь. – 1948. – №8. – С. 722-726.
6. Звягинцев А.М. Калибровка редуционного стана без натяжения / А.М. Звягинцев // Сталь. – 1947. – №4. – С. 328-331.
7. Данилов Ф.А. Производство стальных труб горячей прокаткой / Ф.А. Данилов, А.З. Глейберг, В.Г. Балакин. – М.: Metallurgizdat, 1954. – 615 с.
8. Данилов Ф.А. Горячая прокатка труб / Ф.А. Данилов, А.З. Глейберг, В.Г. Балакин. – М.: Metallurgizdat, 1962. – 591 с.
9. Данилов Ф.А. Горячая прокатка и прессование труб / Ф.А. Данилов, А.З. Глейберг, В.Г. Балакин. – М.: Металлургия, 1972. – 576 с.
10. Глейберг А.З. Определение изменения толщины стенки при редуцировании труб / А.З. Глейберг // Бюллетень ЦИИНМП. – 1950. – №5. – С. 26-27.
11. Шевакин Ю.Ф. Производство труб / Ю.Ф. Шевакин, А.З. Глейберг. – М.: Металлургия, 1968. – 440 с.

12. Швейкин В.В. Деформация трубы при прокатке без оправки / В.В. Швейкин // В сб. «Обработка металлов давлением». – Вып. III. – М.: Metallurgizdat, 1954. – С. 190-202.

13. Краев С.И. Изменение стенки трубы при редуцировании / С.И. Краев // В сб. «Обработка металлов давлением». – Вып. III. – М.: Metallurgizdat, 1954. – С. 218-231.

14. Чекмарев А.П. Критическое отношение толщины стенки к диаметру при непрерывной безоправочной прокатке труб без натяжения / А.П. Чекмарев, Г.И. Гуляев // В сб. Труды УкрНТО ЧМ. – Т. XIII. – Днепропетровск: УкрНТО ЧМ, 1958. – С. 103-119.

15. Гуляев Г.И. Влияние формы калибров непрерывных безоправочных станов на качество труб: дис. ... канд. техн. наук: 05.03.05 / Гуляев Григорий Иванович. – Днепропетровск, 1955. – 156 с.

16. Шевченко А.А. Редуцирование с натяжением сварных газопроводных труб без последующей обрезки утолщенных концов / А.А. Шевченко, Г.И. Гуляев, В.А. Юргеленас. // Бюллетень НТИ ВНИТИ. – Вып. 4–5. – Харьков: Metallurgizdat, 1958. – С. 5-16.

17. Редуцирование тонкостенных труб с натяжением / [А.А. Шевченко, Г.И. Гуляев, В.А. Юргеленас и др.] // Бюллетень ЦИИНЧМ. – 1958. – №4. – С. 31–33.

18. Технология редуцирования труб с натяжением / [А.А. Шевченко, Г.И. Гуляев, В.А. Юргеленас и др.] // Бюллетень НТИ УкрНИТИ. – 1959. – Вып. 6–7. – С. 31-33.

19. Работа двухвалкового редукционного стана с индивидуальным приводом / [А.А. Шевченко, Г.И. Гуляев, В.П. Анисифоров и др.] // Сталь. – 1961. – №3. – С. 251-256.

20. Шевченко А.А. Влияние температуры нагрева и химического состава металла на изменение толщины стенки труб при редуцировании / А.А. Шевченко, Г.И. Гуляев, А.К. Зимин // Сталь. – 1962. – №7. – С. 632-633.

21. Юргеленас В.А. Влияние режима натяжения на напряжения и изменение толщины стенки при непрерывной безоправочной прокатке: дис. ... канд. техн. наук: 05.03.05. Юргеленас В.А. – Днепропетровск, 1960. – 139 с.

22. Шевченко А.А. Непрерывная прокатка труб без оправки в условиях предельных значений натяжения / А.А. Шевченко, В.А. Юргеленас // В сб. Труды УкрНТО ЧМ. – Т. XIII. – Днепропетровск: УкрНТО ЧМ, 1958. – С. 77-86.

23. Зимин А.К. Исследование влияния числа валков и некоторых других факторов на деформацию труб при редуцировании: дис. ... канд. техн. наук: 05.03.05. / Зимин А.К. – Днепропетровск, 1963. – 146 с.

24. Колмогоров В.Л. Деформация стенки трубы при редуцировании / В.Л. Колмогоров, А.З. Глейберг // Прокатное и трубное производство (приложение к журналу «Сталь»). – М.: Metallurgizdat, 1959. – С. 172-179.

25. Теория обработки металлов давлением / [И.Я. Тарновский, А.А. Поздеев, О.А. Ганаго и др.]. – М.: Metallurgizdat, 1963. – 672 с.

26. Швейкин В.В. Об изменении толщины стенки трубы при редуцировании / В.В. Швейкин, Г.Я. Гун // Научные доклады высшей школы. – 1958. – №1. – С.140-145.

27. Пластическое формоизменение металлов / [Г.Я. Гун, П.И. Полухин, В.П. Полухин и др.]. – М.: Metallurgiya, 1968. – 416 с.

28. Влияние режима обжатий на уменьшение толщины стенки при редуцировании / [В.П. Анисифоров, Л.С. Зельдович, Э.О. Нодев и др.]. // Бюллетень ин-та «Черметинформация». – 1966. – №14. – С. 32-34.

29. Швейкин В.В. Зависимость изменения толщины стенки трубы при редуцировании от вязкопластических свойств (упрочнения) металла / В.В. Швейкин, П.Н. Ившин // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 1964. – №6. – С. 92-96.

30. Blair J.S. Tube-reducing mills // Iron and Coal Trades Review. – 1950. – Vol. 160, №4270. – P. 63–71; №4272. – P. 191–197; №4274. – P. 305–313; №4276. – P. 423–434.

31. Neumann F., Hanke D. Verformungstheoretische Betrachtungen zum Rohrreduziervverfahren // Stahl und Eisen. – 1955. – №22. – S. 1452–1460.

32. Гуляев Ю.Г. Математическое моделирование процессов обработки металлов давлением / Ю.Г. Гуляев, С.А. Чукмасов, А.В. Губинский. – Киев: Наукова думка, 1986. – 240 с.

33. Редукционные станы / [В.П. Анисифоров, Л.С. Зельдович, В.Д.Курганов и др.]. – М.: Metallurgiya, 1971. – 255 с.

34. Определение некоторых параметров процесса редуцирования труб с натяжением на станах с индивидуальным приводом / Я.С. Финкельштейн, А.К. Зимин, И.П. Макаров, М.Т. Дудников // В сб. «Производство сварных и бесшовных труб». – Вып. II – М.: Metallurgiya, 1964 – С. 14–21.

35. Гуляев Г.И. Влияние технологических параметров на качество труб при непрерывной безопрывочной прокатке: дис. ... докт. техн. наук: 05.03.05. / Гуляев Григорий Иванович. – М., 1977. – 487 с.

36. Gorol P. Die Kalibrierung der Reduzierwalzen fur hahtlose Rohre // Stahl und Eisen. – 1931. – №2. – S. 33–37.

37. Gocal J., Kotrbatov I., Valasec P. Moznosti zkaraceni delek zesilenych koncu trub pri tahovem redukovani / J. Gocal., I. Kotrbatov, P. Valasec // Ocelove trubky. – 1977, 24. – № 3. – S.170–185.

38. Безклубенко Н.П. Производство стальных труб / Н.П. Безклубенко. – М.–Л.: ОНТИ НКТП СССР, 1935. – 270 с.

39. Данченко В.Н. Непрерывная прокатка труб / Непрерывная прокатка. Коллективная монография: под научн. ред. В.Н.Данченко // Днепропетровск: Днепр–ВАЛ, 2002. – 403–496.

40. Медведев М.И. Бесшовные трубы / М.И. Медведев, П.А. Лоскутов, А.Г. Ратнер. – М.: Metallurgiya, 1980. – 154 с.

41. Гуляев Ю.Г. Теоретические основы разработки и внедрение математических моделей формирования точности и качества труб при прессовании и редуцировании: дис. ... докт. техн. наук: 05.16.05. / Гуляев Юрий Григорьевич. – Днепропетровск, 1987. – 471 с.

42. Теория редуцирования труб / [В.В. Ериклинцев, Ю.И. Блинов, Д.С. Фридман, Л.М. Грабарник: под научн. ред. В.В. Ериклинцева]. – Свердловск: Средне-Уральское книжное издательство, 1970. – 230 с.

43. Тшаска А. Причины возникновения поперечной разностенности при редуцировании труб / А. Тшаска // Hutnik. – 1971. – №6. – С. 282-289.

44. Biller H. Reduzierwalzen von dickwandigen Rohren // Technische Metallurgen. – 1967. – №10. – S. 418-422.

45. Ратнер А.Г. Исследование внутренней граненности труб при горячем редуцировании: дис. ... канд. техн. наук: 05.16.05. / Ратнер Александр Григорьевич. – Днепропетровск, 1975. – 212 с.

46. Анисифоров В.П. Расчет скоростных режимов редуцирования труб с натяжением / В.П. Анисифоров, А.С. Зельдович. // Бюллетень Центрального института информации черной металлургии. – 1966. – № 19. – С.48-50.

47. Теоретическое исследование редукионных станов на ЭВМ для определения требований стабилизации режимов редуцирования: Отчет о НИР / Всесоюзный научно-исследовательский и проектно-конструкторский институт металлургического машиностроения. – № 661.19.201–3 н/з 20/470; Инв. № НР–2527. – М., 1969. – 245 с.

48. Исследование редукионного стана ТЭС 20–114 Новосибирского металлургического завода: Отчет о НИР / Всесоюзный научно-исследовательский и проектно-конструкторский институт металлургического машиностроения. – № н/з 20/3315; Инв. № НР–1942. – М., 1966. – 72 с.

49. Ивоботенко В.А. Исследование процесса редуцирования труб и многодвигательного электропривода непрерывных редукионных станов: Автореф. дис. ... канд. техн. наук / Всесоюзный научно-исследовательский и

проектно–конструкторский институт металлургического машиностроения: 05.16.05 / Ивоботенко В.А. – М. 1963. – 26 с.

50. Методика расчета технологических и энергосиловых параметров редуцирования (калибрования) труб / ВНИТИ. – Днепропетровск: Ротапринт ВНИТИ, 1970. –12 с.

51. Технологическая часть технического проекта 19–ти клетового редуционного стана с дифференциально–секционным приводом трубопрокатной установки 30-102 Никопольского Южнотрубного завода: Отчет о НИР / Всесоюзный научно–исследовательский и проектно–конструкторский институт металлургического машиностроения, Всесоюзный научно-исследовательский и конструкторско–технологический институт трубной промышленности. – №15/66; Инв. № НР-1905. – М. – Днепропетровск, 1966. –71 с.

52. Технический проект редуционного стана установки с автоматическим станом 140 №2 Никопольского Южнотрубного завода: Отчет о НИР / Всесоюзный научно-исследовательский и проектно–конструкторский институт металлургического машиностроения, Всесоюзный научно–исследовательский и конструкторско–технологический институт трубной промышленности. – №14/67; Инв. № НР–2115. – М. – Днепропетровск, 1967. – 43 с.

53. Блинов Ю.И. Методы расчета скоростных режимов редуцирования труб с натяжением / Ю.И. Блинов // В сб. «Непрерывная прокатка». – Вып. XXIII. – М.: Металлургия, 1966. – С. 96-99.

54. Повышение точности и качества труб / [Ю.Г. Гуляев, М.З. Володарский, О.И. Лев и др.: под.ред Ю.Г. Гуляева]. – М.: Металлургия, 1992. – 238 с.

55. SMS Meer Technische Dokumentation / Verlag Nr. 276/00186602/50/22–176. – 92 S.

56. Гуляев Г.И. Определение некоторых основных технологических параметров редуцирования труб с натяжением / Г.И. Гуляев, В.А. Юргеленас

// В сб. Труды УкрНТО ЧМ. – Т.ХІІІ. – Днепропетровск: УкрНТО ЧМ, 1958. – С.120-137.

57. К расчету скоростных режимов при редуцировании труб / [В.Н. Данченко, И.Ю. Коробочкин, Г.Ш. Лебедь, А.Ф. Гринев] // В сб. «Обработка металлов давлением». – Вып. LІІХ. – М.: Металлургия, 1972. – С.266-270.

58. Технология редуцирования труб с максимальным натяжением / [Г.И. Гуляев, Ю.Г. Гуляев, В.Ф. Рычко, О.И. Лев] // В сб. «Развитие техники и технологии трубного производства». – М.: Металлургия, 1992. – С. 43-48.

59. Повышение точности толщины стенки труб при бесконечном редуцировании / [В.В. Ериклинцев, Д.С. Фридман, Ю.И. Блинов и др.] // Бюллетень ин-та «Черметинформация». – 1970. – №11. – С. 32-34.

60. Ериклинцев В.В. Опыт освоения непрерывного редуцирования труб с натяжением / Д.С. Фридман, Н.А. Богатов: под ред. В.В. Ериклинцева. – Свердловск: Средне-Уральское кн. Узд-во, 1966. – 43с.

61. Ившин П.Н. Исследование деформаций, энергосиловых и кинематических параметров при редуцировании труб: Автореф. дис. ... канд. техн. наук / Уральский политехнический институт им. С.М. Кирова. – Свердловск, 1965. – 17 с.

62. Колмогоров В.Л. Изменение поперечной разностенности труб при волочении и редуцировании / В.Л. Колмогоров, А.П. Потопаев. // Проблемы деформации металлов. – Т.6. – М.: Металлургия, 1968. – С.132-146.

63. Давыдов Ф.Д. Новый метод расчета скоростного режима редуцирования труб / Ф.Д. Данилов // Сталь. – 2004. – №6. – С.75-76.

64. Спосіб безоправочної прокатки труб: Патент 60957 Україна. 7 В21В 17/14. Ф.Д. Давыдов (Україна). – №2003077123; Заявл. 29.07.2003; Опубл. 15.10.2003. – 3 с.

65. Выдрин А.В. Проблемы математического моделирования процессов пластической деформации металлов / А.В. Выдрин // Бюллетень ин-та «Черметинформация». – 2005. – №12. – С.61-64.

66. Динник А.А. Истинные пределы текучести стали при горячей прокатке / А.А. Динник // В сб. «Теория прокатки». Материалы конференции по теоретическим вопросам прокатки в г. Днепропетровске. – М.: Металлургия, 1962. – С.157-174.

67. Машины и агрегаты трубного производства: Учебное пособие для вузов / [А.П. Коликов, В.П. Романенко, С.В. Самусев и др.: под ред. А.П. Коликова. – М.: МИСИС, 1998. – 536 с.

68. Fazan B., Blain P. Le Laminage des tubes sur Laminoirs reducteurs – etireurs // Revue de Metallurgie. – 1967. – №3. – S. 209-225.

69. Разработка технологических и энергосиловых параметров и технико-экономическое обоснование строительства непрерывной трубопрокатной установки для производства бесшовных труб диаметром 48...168 мм: Отчет о НИР / Государственный Союзный институт по проектированию металлургических заводов, Всесоюзный научно-исследовательский и конструкторско-технологический институт трубной промышленности. – №1/63; Инв. № НР-2018. – М. – Днепропетровск, 1966. – 148 с.

70. Исследование электроприводов редукционного стана при работе с натяжением: Отчет о НИР / Всесоюзный научно-исследовательский и проектно-конструкторский институт металлургического машиностроения. – №20-61-3; Инв. № н/з 40-343. – М., 1962. – 324 с.

71. Технологическая часть технического проекта 15-клетового редукционного стана с дифференциально-секционным приводом непрерывной установки завода им. Ленина: Отчет о НИР / Всесоюзный научно-исследовательский и проектно-конструкторский институт металлургического машиностроения, Всесоюзный научно-исследовательский и конструкторско-технологический институт трубной промышленности. – №16/66; Инв. № НР-1906. – М. – Днепропетровск, 1966. – 39 с.

72. Анисифоров В.П. Определение толщины стенки и коэффициента вытяжки при редуцировании труб с натяжением / В.П. Анисифоров // В сб. Труды ВНИИМЕТМАШ. – Вып.8.– М.: ОНТИ, 1963. – С.213-216.

73. Технологическая часть технико–рабочего проекта редуционного стана с дифференциально–групповым приводом агрегата 30–102 Первоуральского Новотрубного завода: Отчет о НИР / Всесоюзный научно–исследовательский и проектно–конструкторский институт металлургического машиностроения. – №145164; Инв. № НР–1461. – М., 1966. – 72 с.

74. Pehle Y.J. Process management system for stretch–reducing mills // Tube International. – 1995. – January. – P. 75–79.

75. Сергеев В.И., Калинин И.В. Трубная промышленность Украины: проблемы и пути развития / В.И. Сергеев, И.В. Калинин // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2003. – №4.– С.55-58.

76. Кириченко А.Н., Южаков А.П., Жуков А.И. Разработка и освоение новых скоростных режимов при редуцировании труб / А.Н. Кириченко, А.П. Южаков, А.И. Жуков // Сталь. – 1989.– №9. – С.64-68.

77. Гуляев Ю.Г. Стальные трубы. Изготовление, применение, сортамент: Справочник / Ю.Г. Гуляев, В.М. Друян, Е.И. Шифрин: под общ. ред. Ю.Г. Гуляева. – Днепропетровск: РИА «Днепр–ВАЛ», 2002. – 350 с.

78. Сергеев В.В. Производство труб в Украине: технический прогресс, рынок, экономика / В.В. Сергеев. – Днепропетровск: Січ, 1998. – 128 с.

79. Друян В.М. Повышение эксплуатационных характеристик стальных труб / В.М. Друян, С.А. Чукмасов, Н.Ю. Гуляева (Квитка) // Теория и практика металлургии. – 2001. – №6. – С. 32-40.

80. Друян В.М., Гуляев Ю.Г., Чукмасов С.А. Теория и технология трубного производства: Учебник; под ред. В.М. Друяна. – Днепропетровск: РИА «Днепр–ВАЛ», 2001. – 544с.

81. Технологическая часть технического проекта непрерывной трубопрокатной установки 30-102 Никопольского Южнотрубного завода:

Отчет о НИР / Всесоюзный научно–исследовательский и конструкторско–технологический институт трубной промышленности. – №11/65; Инв. № НР–1902. – Днепропетровск, 1965. – 164 с.

82. Разработка технологической части технического проекта трубоэлектросварочной установки 25–114 Кремниковского металлургического комбината Болгарской народной республики: Отчет о НИР / Всесоюзный научно–исследовательский и конструкторско–технологический институт трубной промышленности. – №38/64; Инв. № НР–1893. – Днепропетровск, 1964. – 71 с.

83. Ивоботенко В.А. Определение катающих диаметров и вращающих моментов на валках редуционного стана при редуцировании с натяжением / В.А. Ивоботенко // В сб. Труды ВНИИМЕТМАШ. – Вып.7. – М.: ОНТИ, 1963. – С.56-69.

84. Исследование процесса редуцирования труб с натяжением: Отчет о НИР / Всесоюзный научно-исследовательский и проектно-конструкторский институт металлургического машиностроения, Украинский научно–исследовательский и конструкторско–технологический институт трубной промышленности – №11–56–1; Инв. № НР–573. – М.–Днепропетровск, 1956. – 123 с.

85. Биллер Х. Редуцирование труб. Теория и практика / Х. Биллер // В сб. «Производство труб». Материалы конференции, проведенной Обществом немецких металлургов совместно с Домом техники г. Эссена: пер. с нем. – М.: Металлургия, 1980. – С.64-84.

86. Онищенко И.И. Теория непрерывной прокатки / И.И. Онищенко, П.И. Куценко, А.И. Куценко. – Запорожье: изд–во ЗГИА. – 470 с.

87. Гуляев Ю.Г. Изменение толщины стенки трубы по периметру калибра при редуцировании и калибровании / Ю.Г. Гуляев, В.М. Дрюян, Г.И. Гуляев // Теория и практика металлургии. – 2000. –№4. – С. 60-62.

88. Ериклинцев В.В., Фридман Д.С. Некоторые вопросы теории непрерывной прокатки / В.В. Ериклинцев, Д.С. Фридман // Проблемы деформации металлов. – Т.6. – М.: Металлургия, 1968. – С.103-109.

89. Участие в монтаже, наладка и исследование редуционного стана агрегата 30-102 НЮТЗ: Отчет о НИР / Всесоюзный научно-исследовательский и проектно-конструкторский институт металлургического машиностроения, Всесоюзный научно-исследовательский и конструкторско-технологический институт трубной промышленности, Никопольский Южнотрубный металлургический завод. – №67.1.19.209–22, н/з 20–4754; Инв. № НР–3145. – М. – Днепропетровск–Никополь, 1972. – 166 с.

90. Разработка, исследование и освоение технологического процесса прокатки труб на агрегатах горячей части установки 30-102: Отчет о НИР / Всесоюзный научно-исследовательский и проектно-конструкторский институт металлургического машиностроения, Всесоюзный научно-исследовательский и конструкторско-технологический институт трубной промышленности, Никопольский Южнотрубный металлургический завод. – № 22–У–2–507–69; Инв. № НР–2983. – М.–Днепропетровск–Никополь, 1972. – Раздел III: Редуционный и калибровочный стан. – С. 317-457.

91. Красников Ю.Г. Исследование процесса редуцирования на станах с дифференциально-групповым приводом при прокатке труб в поле минусового допуска по толщине стенки: дис.... канд. техн. наук: 05.16.05 / Красников Юрий. – Днепропетровск, 1972. – 147 с.

92. Никитин А.С. Исследование переходных процессов при редуцировании труб: Автореф. дис. ... канд. техн. наук: спец. № 324 / Московский институт стали и сплавов. – М., 1969. – 17 с.

93. Рукобратский В.П. Исследование процесса редуцирования труб на станах с жесткой кинематикой привода: дис ... канд. техн. наук: спец. №324 / Рукобратский В.П. – Днепропетровск, 1971. – 128 с.

94. Анисифоров В.П., Зельдович Л.С. Исследование натяжения и давления металла на валки при редуцировании труб / В.П. Анисифоров, Л.С. Зельдович // Бюллетень ин-та «Черметинформация». – 1967. – №10. – С. 49-51.

95. Гуляев Г.И., Ившин П.Н. Оценка точности формул для расчета изменения толщины стенки при редуцировании труб / Г.И. Гуляев, П.Н. Ившин // Сталь. – 1973. – №1. – С.55-58.

96. Gulyayev G.I., Gulyayev Yu.G. The mean and local wall thickness change in tubes during their reducing and sizing // 42nd Mechanical working and steel processing conference proceeding. Vol. XXXVIII. – Toronto (Ontario, Canada). – 2000. – P. 883-894.

97. Прочность, устойчивость, колебания: Справочник в 3-х томах / Под общ. ред. И.А. Бергмана и В.Г. Пановко. – М.: Машиностроение, 1968. – Т.1. – 833 с.

98. А. с. 1731309 СССР, МКИ В21В 17/14. Способ определения коэффициента внешнего трения при продольной безоправочной прокатке труб / Ю.Г. Гуляев, Г.И. Гуляев, В.М. Друян и др. (СССР). – №4709950/27: Заявл. 26.06.89; Оpubл. 07.05.92, Бюл. №17. – 4 с.

99. Анализ изменения средней толщины стенки при продольной безоправочной прокатке труб с натяжением и контактным трением / [Ю.Г. Гуляев, Г.И. Гуляев, В.М. Друян, Е.И. Шифрин, Н.Ю. Квитка, К. Савамипхакди] // Теория и практика металлургии. – 2004. №2. – С.30-36.

100. Analysis of Variation of the Mean Wall Thickness in Stretch Reduced Tubes / G.I. Gulyayev, Yu.G. Gulyayev, Ye.I. Shyfrin, N.Yu. Kvitka, K. Sawamiphakdi. – 46th Mechanical working and steel processing conference proceeding. Vol. «Modeling, Control and Optimization in Nonferrous and Ferrous Industry». – New Orleans (Louisiana, USA), 2004. – P. 255-272.

101. Математическая модель изменения средней толщины стенки при продольной безоправочной прокатке труб / [Е.И. Шифрин, С.А. Чукмасов,

Н.Ю. Квитка, Н.В. Гопайца] // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2005. – №5. – С. 38-43.

102. Данченко В.Н. Развитие теории процессов непрерывной продольной прокатки труб / В.Н. Данченко // В сб. «Развитие теории процессов производства труб». – Днепропетровск: Системные технологии, 2005. – С.94-133.

103. Фомичев И.А. Определение проекции поверхности соприкосновения заготовки с валком при прокатке в калибрах / И.А. Фомичев, А.Н. Кириченко // В сб. Труды УкрНИТИ. –Вып.2.– М.: Metallurgizdat, 1959. – С.114-130.

104. Швейкин В.В. Технологические параметры при редуцировании труб / В.В. Швейкин, П.Н. Ившин // Материалы конференции по теории и практике редуцирования труб. – Свердловск: ЦБТИ, 1965.. – С.60-89.

105. Грюнер П. Калибровка инструмента для производства бесшовных труб / П. Грюнер. – М.: Metallurgizdat, 1962. – 176 с.

106. Гуляев Г.И. Калибровка валков и вытяжка труб в двух-, трех- и четырехвалковых редуционных и калибровочных станах / Г.И. Гуляев, В.А. Юргеленас // В сб. научн. тр. «Сталь». – М.: Metallurgizdat, 1961. – С.335-354.

107. Комплексное исследование технологии редуцирования труб при различных величинах натяжения: Отчет о НИР / Всесоюзный научно–исследовательский и конструкторско–технологический институт трубной промышленности. – № 9–68; Инв. № 20–3782. – Днепропетровск, 1970. – 103 с.

108. Бронштейн И.Н. Справочник по математике: Справочник / И.Н. Бронштейн, К.А. Семендяев. – М.: Наука, 1986. – 544 с.

109. Спосіб безперервної безоправочної поздовжньої прокатки труб в багатоклітьовому стані з калібрами, що проточують роздільно, до встановлення валків в прокатну кліть: Патент по заявке № а 2005 11698 Украина с положительным решением Укрпатента о выдаче от 07.07.2006.

МПК (2006) 7 B21B 17/14. /А.И. Козловский, Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, Г.Н. Польский, Н.Ю. Квитка и др. (Украина). – № а 2005 11698; Заявл. 08.12.2005. – 8 с.

110. Патент 73440 Украина. МКИ 7 B21B 17/14. Спосіб безоправочної безперервної поздовжньої прокатки труб в багатоклітьовому стані: / А.И. Козловский, Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, С.И. Ивченков, А.И. Залесский, А.В. Чуев, Н.Ю. Квитка и др. (Украина). – № 20041008718; Заявл. 25.10.2004; Опубл. 15.07.2005. – 8 с.

111 Глейберг А.З. О форме калибра редукционного стана / А.З. Глейберг, Е.Д. Клемперт, М.В. Столетний // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 1966. – №5. – С. 128–130.

112. Беллман Р. Динамическое программирование: пер. с англ. / Р. Беллман. – М.: Иностранная литература, 1960. – 400 с.

113. Почтман Ю.М. Динамическое программирование в задачах строительной механики / Ю.М. Почтман, В.А. Бараненко. – М.: Стройиздат, 1975. – 110 с.

114. Бараненко В.А. Оптимизация поперечной разностенности при безоправочной прокатке труб / В.А. Бараненко, Ю.Г. Гуляев // Материалы научно–практической конференции «Роль передового опыта в борьбе за высокую производительность труда». – Днепропетровск: Приднепровский научн. центр АН УССР, 1983. – С. 68-71.

115. Спосіб безоправочної безперервної прокатки труб в багатоклітьовому стані: Патент 71668 Украина. МКИ 7 B21B 17/14. / А.В. Чуев, А.И. Козловский, С.И. Ивченков, Е.И. Шифрин, Ю.Г. Гуляев, В.М. Друян, В.К. Позументщиков, Н.Ю. Гуляева (Квитка) (Украина). – № 20020997505; Заявл. 17.09.2002; Опубл. 15.12.2004. – 4 с.

116. The Mathematical Model of Formation of the cross-sectional Wall Thickness Nonuniformity during Longitudinal Plugless Tube Rolling / G.I. Gulyayev, Yu.G. Gulyayev, Ye.I. Shyfrin, N.Yu. Kvitka, K. Sawamiphakdi. –

Material Science & Technology Conference Proceedings. AIST/TMS. – Pittsburgh (Pa., USA), 2005. – P. 15–25.

117. Optimization of the Roll Design Parameters and Deformation Schedules in the Continuous Plugless Tube Rolling Process / [G.I. Gulyayev, Yu.G. Gulyayev, Ye.I. Shyfrin, N.Yu. Kvitka, C.V. Darragh]. – Iron & Steel Technology Conference Proceedings (AISTech'06). – Cleveland (Ohio, USA), 2006. – P. 112–121.

118. Сопоставление результатов решения различными методами задачи о плоской осадке полосы шероховатыми плитами / [Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, С.А. Чукмасов, Н.Ю. Квитка и др.] // Наукові вісті. Сучасні проблеми металургії. Пластична деформація металів. – 2005. – Т. 8. – С. 110-113.

119. Гуляев Ю.Г. Математическая модель процесса непрерывной безоправочной продольной прокатки труб в стане с индивидуальным приводом / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, Н.Ю. Квитка // Теория и практика металлургии. – 2006. – №3. – С. 66–74.

120. Расчет усилия и момента при непрерывной продольной безоправочной прокатке труб / [Ю.Г. Гуляев, С.А. Чукмасов, Е.И. Шифрин, Н.Ю. Квитка и др.] // Теория и практика металлургии. – 2006. – №3. – С. 91–96.

121. Гуляев Ю.Г. Анализ путей уменьшения концевой обреза при редуцировании труб / [Ю.Г. Гуляев, И.А. Шапиро, А.Г. Польский и др.] // Теория и практика металлургии. – 2012. – № 1–2., с. 45–48.

122. Трубопрокатный агрегат: Патент 69899 А Украина. МКИ 7 B21B 23/00. Б.Г. Павловский, Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, Н.Ю. Квитка (Украина). – № 20031211566; Заявл. 15.12.2003; Оpubл. 15.09.2004. – 4 с.

123. Квитка Н.Ю. Современное состояние и перспективы развития способов горячей прокатки труб / Н.Ю. Квитка // Материалы молодежного научно–практического форума «Интерпайп – 2004». – Днепропетровск, НТЗ. – Электрон. оптич. диск.

124. Е.И. Шифрин. Теоретический анализ условий формирования поперечной разностенности труб при продольной безоправочной прокатке / Е.И. Шифрин, Н.Ю. Квитка, С.А. Чукмасов, Н.В. Гопайца // Теория и практика металлургии. – 2005. – №6. – С. 25–31.

125. Гуляев Ю.Г. Алгоритм статистичної обробки емпіричних даних / Ю.Г. Гуляев, Е.О. Максимова, М.З. Володарський, О.Г. Карпов // Доповіді АН УРСР, сер. А, 1985, № 5, с. 65-68.

126. Патент 75304 Украина. МПК (2006) G01N 3/00. Спосіб дослідження опору деформації твердих матеріалів / А.И. Козловский, Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, Н.А. Максимова–Гуляева, Н.Ю. Квитка и др. (Украина). – № а 2005 05812; Заявл. 13.06.2005; Опубл. 15.03.2006. – 12 с.

127. Разработка режимов деформации и калибровок валков редуционного и калибровочного стана ТПА 30–102, обеспечивающих прокатку труб в суженном поле допусков по диаметру и толщине стенки: Отчет о НИР / Украинский институт информационных технологий. – № 173; Инв. № 4/05. – Днепропетровск, 2005. – 102 с.

128. Швейкин В.В. Аналитический метод определения удельного давления при прокатке труб без оправки /В.В. Швейкин, Г.Я. Гун // В сб. «Обработка металлов давлением». – Т.V. – М.: Металлургиздат, 1969. – С. 42–46.

129. Павлов И.М. Теория прокатки / И.М. Павлов. – М.: Металлургиздат, 1950. – 428 с.

130. Ивоботенко В.А. Современные редуционные станы: Обзор / В.А. Ивоботенко. – М.: ЦНИИ информации машиностроения, 1962. – 89 с.

131. Блинов Ю.И. Совершенствование процесса редуцирования труб: Обзорная информация (серия 8, выпуск №3) / Ю.И. Блинов, А.Н. Ломаченко, В.К. Риспель. – М.: Черметинформация, 1973. – 17 с.

132. Шевченко А.А. Изменение толщины стенки при прокатке труб на двух- и трехвалковых редуционных станах / А.А. Шевченко, А.К. Зимин //

В сб. «Производство труб». – Вып. №7. – Харьков: Metallurgizdat, 1962. – С. 51-57.

133. Зимин А.К. Сравнение деформации труб в редуционных станах с различной конструкцией калибра / А.К. Зимин // Metallургическая и горнорудная промышленность. – 1962. – № 4. – С. 125-127.

134. Чекмарев А.П. Основы прокатки труб в круглых калибрах / А.П. Чекмарев, Я.Л. Ваткин. – М.: Metallurgizdat, 1962. – 222 с.

135. Гуляев Г.И. Основные направления повышения качества редуцируемых труб: Обзорная информация (серия 8, выпуск №5) / Г.И. Гуляев, А.К. Зимин. – М.: Черметинформация, 1974. – 21 с.

136. Пасечник Н.В. Калибровочный стан для термоотдела труб / Н.В. Пасечник, А.И. Целиков, А.И. Гриншпун и др. // Сталь. – 2007. – №6. – С. 50-52.

137. Расчет технологических и энергосиловых параметров калибрования термоупрочненных труб на калибровочном стане Выксунского металлургического завода: Отчет по НИР / Государственный трубный институт им. Я.Е. Осады. – № 2–01. – Днепропетровск, 2001. – 20 с.

138. Сорокин В.Г. Марочник сталей и сплавов / [В.Г. Сорокин, А.В. Волосникова, С.А. Вяткин и др. : под общ. ред. В.Г. Сорокина]. – М.: Машиностроение, 1989. – 640 с.

139. Марченко Л.Г. Математическая модель процесса безоправочной продольной прокатки труб / Л.Г. Марченко, Е.И. Шифрин, Ю.Г. Гуляев // Сталь. – 2007. – №8. – С. 84-87.

140. The Procedure of Determination of a Maximum Rolling Pressure in the Continuous Plugless Tube Rolling Process / [G.I. Gulyayev, Yu.G. Gulyayev, Ye.I. Shyfrin, N.Yu. Kvitka] // International Conference of New Developments in Long and Forged Products Proceedings. – Winter Park, Colorado (USA). – 2006. – P.127-132.

141. Шифрин Е.И. Методика расчета энергосиловых параметров непрерывной безоправочной прокатки труб / Е.И. Шифрин // Сталь. – 2007 – № 1. – С.60-61.

142. Ващенко А.К. Применение режима падающих обжатий при калибровке труб на многоклетьевом редуционно-калибровочном стане / А.К. Ващенко, Е.И. Шифрин, А.В. Белая, О.И. Дробич и др. // Черная металлургия. Ин-т Черметинформации. – Вып. НТИ. – № 22 (978). – 1984. – С. 54-55.

143. Кузнецов Е.Д. О проблеме повышения точности бесшовных труб, изготавливаемых на ОАО «НТЗ» / Е.Д. Кузнецов, Е.И. Шифрин, В.Л. Мережко, А.П. Тимощенко // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2004. – № 1. – С. 30-34.

144. Гуляев Ю.Г. Построение математических моделей процессов обработки металлов давлением с применением искусственных нейронных сетей / [Ю.Г. Гуляев, В.Н. Данченко, Е.И. Шифрин, Д.Ю. Гармашев и др.] // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2004. – № 1. – С. 53-59.

145. Гуляев Ю.Г. Анализ изменения средней толщины стенки при продольной безоправочной прокатке труб с натяжением и контактным трением / [Ю.Г. Гуляев, Г.И. Гуляев, В.М. Друян, Е.И. Шифрин и др.] // Теория и практика металлургии. – 2004. – № 2. – С. 30-36.

146. Сокуренок В.П. Пути снижения расходных коэффициентов металла горячедеформированных труб за счет управления точностью прокатки в цехах ОАО «НТЗ» / [В.П. Сокуренок, В.М. Фридман, Е.И. Шифрин, Ю.А. Гасис и др.] // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2004. – № 5. – С. 44-52.

147. Козловский А.И. Трубная промышленность Украины / А.И. Козловский, Е.И. Шифрин // В кн. «Металлургическая наука предприятиям Приднепровья»: Сборник научных трудов. –Днепропетровск: Системные технологии, 2004. – С. 89-94.

148. Козловский А.И., Шифрин Е.И., Гуляев Ю.Г. Некоторые проблемы повышения эффективности производства труб / А.И. Козловский, Е.И. Шифрин, Ю.Г. Гуляев // Теория и практика металлургии. – 2004. – № 5. – С. 38–41.

149. Шифрин Е.И. Развитие способов горячей прокатки труб/ Е.И. Шифрин // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2005. – №1. – С. 41–47, № 2. – С. 50–55.

150. Шифрин Е.И. Основные проблемы повышения эффективности производства / Е.И. Шифрин // В сб. «Сучасні проблеми металургії». Наукові вісті. Том 8. – Дніпропетровськ, 2005. – С. 372–374.

151. Патент України на винахід № 71677. Спосіб поздовжньої прокатки труб / А.І. Козловський, Ю.Г. Гуляєв, В.М. Дрюян, Є.І. Шифрін та інш. – 2004. – Бюл. № 12.

152. Патент України на винахід №77136. Спосіб поздовжньої прокатки труб в багатокільтовому редукційному стані / А.І. Козловський, Ю.Г. Гуляєв, Є.І. Шифрін та ін. – 2006. – Бюл. № 10.

153. Козловский А.И. Повышение эффективности производства труб / А.И. Козловский, Е.И. Шифрин, Ю.Г. Гуляев // В сб. трудов международной конференции «Стратегия качества в промышленности и образовании» 3-10 июня 2005, Варна, Болгария. – С. 78-80.

154. Гуляев Ю.Г. Теоретический анализ параметров непрерывной продольной безоправочной прокатки труб на станах с дифференциально–групповым приводом / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, Н.Ю. Квитка. // Теория и практика металлургии. – 2007. – № 4-5. – С. 115-123.

155. Гуляев Ю.Г. Методика расчета параметров безоправочной прокатки труб / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, Н.А. Максимова–Гуляева, Н.Ю. Квитка // Теория и практика металлургии. – 2008. – № 1. – С 46-48.

156. Шифрин Е.И. Анализ параметров продольной безоправочной прокатки труб на станах с дифференциально–групповым приводом / Е.И. Шифрин // Сталь. – 2008. – № 3. – С.62-65.

157. Гуляев Ю.Г. Анализ условий безоправочной прокатки труб на станах с дифференциально–групповым приводом / [Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, В.И. Лозовой и др.] // В сб. «Сучасні проблеми металургії». Наукові вісті. – Том 11, м. Нікополь, 2008. – С. 92-100.

158. Шифрин Е.И. Состояние и основные направления развития трубного производства России / Е.И. Шифрин. // В сб. «Сучасні проблеми металургії». Наукові вісті. – Том 11. м. Нікополь, 2008. – С. 228-235.

159. Гуляев Ю.Г. Методика расчета параметров безоправочной прокатки труб с учетом упругой деформации / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, Н.А. Максимова-Гуляева, Н.Ю. Квитка // Металлург. – 2008. – №3. – С.62-65.

160. Gulyayev Yu.G., Shyfrin Ye.I., Mamuzic Ilija. A Mathematical Model for the Stationary Process of Rolling of Tubes on A'Continuous Mill. Materials and technology 43 (2009) 2, 63–67.

161. Патент України на винахід № 92242, МКІ 7 В 21 В. Спосіб безперервної поздовжньої прокатки труб в багатоклітьовому стані на циліндричній оправці / Ю.Г. Гуляєв, Є.І. Шифрін, Н.О. Максимова-Гуляєва та ін. – 2009. – Бюл. №19. – С.6.

162. Гуляев Ю.Г. Современные тенденции развития трубного производства / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, И. Мамузич, Д.Ю. Гармашов // Теория и практика металлургии. 2009. – №4. – С.30-36.

163. Gulyayev Yu.G., Shyfrin Ye.I., Koryaka N.A. The future of the global tube and pipe industry put under microscope / Yu.G. Gulyayev, Ye.I. Shyfrin, N.A. Koryaka // Tube and Pipe Technology. – 2010. – Vol.23 – N1. –P.p.118-122.

164. The modern trends of development of the pipe and tube industry / Yu.G. Gulyayev, Ye.I. Shyfrin, Ilija Mamusic, D.Yu. Garmashev, N.A. Maximova // Metalurgija. – 2010. – N3 (49). – P.p. 187-190.

165. Гуляев Ю.Г. Актуальные проблемы и тенденции развития трубного производства / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, Н.А. Коряка // Черные металлы. – 2010. – №3. – С. 8-13.

166. Гуляев Ю.Г. К вопросу теоретического обоснования межклетьевого натяжения – подпора при непрерывной прокатке / Ю.Г. Гуляев, В.Н. Данченко, Е.И. Шифрин // Сталь. – 2011. – №4. – С.50-52.

167. Gulyayev YU.G. Perfection of Processes of Seamless Steel Tubes Production / Yu.G. Gulyayev, Ye.I. Shyfrin, I. Mamusic, M. Bursak, D.Yu. Garmashev // Metalurgija. – 2011. – N4 (50). – P.p.285-288.

168. Шифрин Е.И. Методика расчета скоростного режима при непрерывной прокатке труб / Е.И. Шифрин, Ю.Г. Гуляев // Metallurg. – 2013. – №10. – С.51-55.

169. Gulyayev Yu.G. Method of calculating the speed regime for continuous pipe rolling / Yu.G. Gulyayev, Ye.I. Shyfrin // Metalurgist. – 2014. – Vol.57. – Issue 9–10. – P.p.904-910.

170. Клячков А.А. Текущее состояние российской трубной отрасли. Развитие ПАО «ТМК» – ведущего производителя труб / А.А. Клячков, Е.И. Шифрин, И.И. Лубе // В Сб. Труды X Конгресса прокатчиков (Том II). – М.: ООО «Ваш формат». – 2015. – С.26-35.

171. Шифрин Е.И. Развитие технологий производства бесшовных горячедеформированных труб на ТПА с непрерывными станами на заводах Группы ТМК / Е.И. Шифрин, И.И. Лубе // В Сб. Труды X Конгресса прокатчиков. – М.: ООО «Ваш формат». – С.159-166.

172. Полухин П.И. Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов : Справочник / П.И. Полухин, Г.Я. Гун, А.М. Галкин. – М.: Metallurgiya, 1983. – 352 с.

173. Metallovedenie i termicheskaya obrabotka stali: Sправочник под редакцией М.Л. Бернштейна и А.Г. Рахштадта. – Т.1. – М.: Metallurgizdat, 1961. – 747 с.

174. Гуляев Ю.Г. Повышение эффективности процесса редуцирования за счет уменьшения длины утолщенных концов и концевой обрезки труб / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин // Пластична деформація металів: Колективна монографія під ред. проф. Я.В. Фролова. – Дніпро: ПП Акцент. – С.172-178.

175. Гуляев Ю.Г. Расчет изменения средней толщины стенки при продольной безоправочной прокатке труб. / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин // Теория и практика металлургии. – 2017. – №1–2. – С.114-119.
176. Губенко С.И. Деформация металлических материалов / С.И. Губенко, В.В. Парусов. – Днепропетровск: АРТ–ПРЕСС, 2006. – 316 с.
177. Дзугутов М.Я. Пластическая деформация высоколегированных сталей и сплавов / М.Я. Дзугутов. – М.: Металлургия, 1977. – 480 с.
178. Бернштейн М.Л. Термомеханическая обработка стали / М.Л. Бернштейн, В.А. Займовский, Л.М. Капуткина. – М.: Металлургия, 1983. – 480 с.
179. Гуляев Ю.Г. Интерпретация метода баланса работ при определении силовых параметров прокатки. /Ю.Г.Гуляев, Е.И.Шифрин, Я.В.Фролов, О.А.Ремез// Вісник НТУ «ХП», Серія: Іноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії. – Х.: «ХП», 2017, - № 43(1265). – С. 72-85.

ДОДАТКИ

Додаток А

Таблиця А.1. Порівняння вимог вітчизняних та закордонних стандартів щодо точності гарячекатаних безшовних труб

№ п.п.	Предельні відхилення	ГОСТ 8731, 8732 *)	ГОСТ 550	ГОСТ 632, 633	ТУ 14-3-1128	ТУ 14-3-460	API 5L	API 5CT	ASTM A106	DIN EN 17175	Вимоги специфікацій SHELL, SHEVRON Exxon Mobil, ADCO и др.	Примітки
1.	По товщині стінки	<u>Дн≤219мм</u>	<u>Дн≤219мм</u>	***)	<u>Дн≤219мм</u>	<u>Дн≤320мм</u>	***)	***)	***)	<u>Дн≤320мм</u>	<u>Дн≤219мм</u>	*)підвишен. точність
	S≤15 мм	±12,5%	+12,5%	-12,5%	+12,5%	+20,0%	+15,0%	-12,5%	-12,5%	+17,5%	+15,0%	
	S=15 - 30 мм	+10,0%	±12,5%	+ **)	-15,0%	-5,0%	-12,5%	+ **)	+ **)	-12,5%	-10,0%	**)огранич. допуском по масі
		-12,5%										
	S>30 мм	±10,0%	+10,0%		±12,5%	+15,0%				±12,5%	±10,0%	***) для всього сортамента
			-12,5%			-5,0%						
		<u>Дн>219мм</u>	<u>Дн>219мм</u>		<u>Дн>219мм</u>	<u>Дн>320мм</u>				<u>Дн>320мм</u>	<u>Дн>219мм</u>	
	S≤15 мм	+12,5%	+12,5%		+12,5%	+20,0%				+22,5%	+15,0%	
		-15,0%	-15,0%		-15,0%	-5,0%				-12,5%	-10,0%	
	S=15 - 30 мм	±12,5%	±12,5%		±12,5%	+17,5%				+15,0%	±10,0%	
2.	По наружному діаметру	<u>Дн≤219мм</u>	***)	***)	***)	<u>Дн≤320мм</u>	***)	***)	***)	***)	***)	****) для підводних трубопров.
		±0,8%	±1,0%	+1,0%	±1,0%	±0,9%	±0,75%	+1,0%	+1,59мм	±0,9%(±0,5%)	±0,5%, но не	
		<u>Дн>219мм</u>		-0,5%		<u>Дн>320мм</u>		-0,5%	-0,79мм	±1,0%(±0,6%)	более 1,25 мм	▽Двн:+1,59мм
		±1,0%				±1,0%					****)	-0,4мм
3.	По масі	-	-	+6,5%	-	-	+10,0%	+6,5%	+10,0%	+10,0%	+5,0%	
				-3,5%			-3,5%	-3,5%	-3,5%	-8,0%	-3,5%	

Додаток Б

Таблиця Б.1 – Рекомендовані уточнені значення кінцевої обрізі

N п/п	Діаметр чорнової труби, мм	Товщина стінки чорнової труби, мм	Діаметр готової труби, мм	Товщина стінки готової труби, мм	Деформація по діаметру	Zcp	Витяжка	Система CARTA		Обична прокатка		Система CARTA		Обична прокатка		Система CARTA		Обична прокатка	
								Передня обрізь по Ті, м	Задня обрізь по Ті, м	Передня обрізь по Ті, м	Задня обрізь по Ті, м	Рекомендована передня обрізь, м	Рекомендована задня обрізь, м	Рекомендована передня обрізь, м	Рекомендована задня обрізь, м	Розбіжність передня обрізь, м	Розбіжність задня обрізь, м	Розбіжність передня обрізь, м	Розбіжність задня обрізь, м
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
1	120	3,8	42	3,0	0,65	0,62	3,77	1,36	1,70	1,60	2,00	1,36	1,70	1,60	2,00	0,00	0,00	0,00	0,00
2	120	4,3	42	3,5	0,65	0,60	3,69	1,36	1,70	1,60	2,00	1,32	1,65	1,58	1,98	-0,04	-0,05	-0,02	-0,02
3	120	4,8	42	4,0	0,65	0,58	3,64	1,30	1,65	1,55	1,95	1,28	1,60	1,55	1,95	-0,02	-0,05	0,00	0,00
4	120	5,3	42	4,5	0,65	0,56	3,60	1,27	1,62	1,50	1,90	1,24	1,55	1,52	1,92	-0,03	-0,07	0,02	0,02
5	120	5,8	42	5,0	0,65	0,54	3,58	1,27	1,62	1,50	1,90	1,20	1,50	1,50	1,90	-0,07	-0,12	0,00	0,00
6	120	3,8	45	3,0	0,63	0,63	3,50	1,36	1,70	1,60	2,00	1,32	1,65	1,60	2,00	-0,04	-0,05	0,00	0,00
7	120	4,3	45	3,5	0,63	0,61	3,43	1,35	1,70	1,60	2,00	1,28	1,60	1,58	1,98	-0,07	-0,10	-0,02	-0,02
8	120	4,8	45	4,0	0,63	0,59	3,37	1,30	1,65	1,55	1,95	1,24	1,55	1,55	1,95	-0,06	-0,10	0,00	0,00
9	120	5,3	45	4,5	0,63	0,57	3,34	1,30	1,65	1,50	1,90	1,20	1,50	1,52	1,92	-0,10	-0,15	0,02	0,02
10	120	5,8	45	5,0	0,63	0,55	3,31	1,25	1,60	1,50	1,90	1,16	1,45	1,50	1,90	-0,09	-0,15	0,00	0,00
11	120	3,7	48	3,0	0,60	0,63	3,19	1,28	1,70	1,40	1,90	1,28	1,60	1,40	1,90	0,00	-0,10	0,00	0,00
12	120	4,2	48	3,5	0,60	0,60	3,12	1,20	1,65	1,40	1,90	1,24	1,55	1,36	1,85	0,04	-0,10	-0,04	-0,05
13	120	4,7	48	4,0	0,60	0,58	3,08	1,20	1,55	1,40	1,90	1,20	1,50	1,32	1,80	0,00	-0,05	-0,08	-0,10
14	120	5,2	48	4,5	0,60	0,56	3,05	1,20	1,55	1,35	1,80	1,16	1,45	1,27	1,74	-0,04	-0,10	-0,08	-0,06
15	120	5,7	48	5,0	0,60	0,55	3,03	1,10	1,50	1,20	1,70	1,12	1,40	1,25	1,70	0,02	-0,10	0,05	0,00
16	120	3,1	50	2,5	0,58	0,64	3,05	1,40	2,00	1,40	2,20	1,40	2,00	1,40	2,20	0,00	0,00	0,00	0,00
17	120	3,7	50	3,0	0,58	0,64	3,05	1,30	1,80	1,40	1,90	1,25	1,56	1,36	1,85	-0,05	-0,24	-0,04	-0,05

Продовження таблиці Б.1

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
18	120	4,2	50	3,5	0,58	0,61	2,99	1,25	1,65	1,40	1,90	1,21	1,51	1,32	1,80	-0,04	-0,14	-0,08	-0,10
19	120	4,7	50	4,0	0,58	0,59	2,95	1,25	1,65	1,40	1,90	1,17	1,46	1,28	1,74	-0,08	-0,19	-0,12	-0,16
20	120	5,2	50	4,5	0,58	0,57	2,92	1,25	1,65	1,35	1,80	1,13	1,41	1,24	1,71	-0,12	-0,24	-0,11	-0,09
21	120	5,8	50	5,0	0,58	0,57	2,94	1,20	1,40	1,20	1,70	1,09	1,36	1,20	1,67	-0,11	-0,04	0,00	-0,03
22	120	4,1	57	3,5	0,53	0,62	2,54	0,85	1,20	0,95	1,40	0,85	1,20	0,95	1,40	0,00	0,00	0,00	0,00
23	120	4,6	57	4,0	0,53	0,60	2,50	0,75	1,10	0,95	1,40	0,75	1,10	0,92	1,36	0,00	0,00	-0,03	-0,04
24	120	5,1	57	4,5	0,53	0,58	2,48	0,75	1,10	0,95	1,40	0,71	1,05	0,89	1,32	-0,04	-0,05	-0,06	-0,08
25	120	5,7	57	5,0	0,53	0,58	2,51	0,70	1,00	0,85	1,20	0,70	1,00	0,86	1,28	0,00	0,00	0,01	0,08
26	120	6,2	57	5,5	0,53	0,56	2,49	0,70	1,00	0,85	1,20	0,67	0,96	0,83	1,24	-0,03	-0,04	-0,02	0,04
27	120	6,7	57	6,0	0,53	0,55	2,48	0,70	1,00	0,85	1,20	0,64	0,92	0,80	1,20	-0,06	-0,08	-0,05	0,00
28	120	4,0	60	3,5	0,50	0,60	2,35	0,65	0,90	0,75	1,20	0,65	0,90	0,75	1,20	0,00	0,00	0,00	0,00
29	120	4,5	60	4,0	0,50	0,59	2,32	0,65	0,90	0,75	1,20	0,62	0,86	0,72	1,16	-0,03	-0,04	-0,03	-0,04
30	120	5,0	60	4,5	0,50	0,57	2,30	0,65	0,90	0,65	1,10	0,59	0,82	0,69	1,12	-0,06	-0,08	0,04	0,02
31	120	5,7	60	5,0	0,50	0,59	2,37	0,60	0,85	0,65	1,10	0,56	0,79	0,66	1,08	-0,04	-0,06	0,01	-0,02
32	120	6,2	60	5,5	0,50	0,57	2,35	0,60	0,85	0,60	1,05	0,53	0,75	0,63	1,04	-0,07	-0,10	0,03	-0,01
33	120	6,7	60	6,0	0,50	0,56	2,34	0,60	0,85	0,60	1,05	0,50	0,71	0,60	1,00	-0,10	-0,14	0,00	-0,05
34	120	3,9	63,5	3,5	0,47	0,59	2,16	0,70	0,80	0,75	1,10	0,62	0,86	0,72	1,16	-0,08	0,06	-0,03	0,06
35	120	4,4	63,5	4,0	0,47	0,57	2,14	0,65	0,80	0,75	1,10	0,59	0,82	0,70	1,13	-0,06	0,02	-0,05	0,03
36	120	4,9	63,5	4,5	0,47	0,56	2,12	0,60	0,80	0,65	1,00	0,56	0,79	0,68	1,11	-0,04	-0,01	0,03	0,11
37	120	5,5	63,5	5,0	0,47	0,56	2,15	0,55	0,80	0,65	1,00	0,53	0,75	0,66	1,09	-0,02	-0,05	0,01	0,09
38	120	6,0	63,5	5,5	0,47	0,55	2,14	0,55	0,80	0,65	1,00	0,50	0,71	0,64	1,06	-0,05	-0,09	-0,01	0,06
39	120	6,5	63,5	6,0	0,47	0,54	2,14	0,55	0,80	0,65	1,00	0,47	0,68	0,62	1,03	-0,08	-0,12	-0,03	0,03
40	120	3,8	70	3,5	0,42	0,58	1,90	0,65	0,75	0,75	1,05	0,57	0,75	0,70	1,05	-0,08	0,00	-0,05	0,00
41	120	4,3	70	4,0	0,42	0,57	1,88	0,60	0,75	0,65	0,95	0,53	0,73	0,68	1,02	-0,07	-0,02	0,03	0,07
42	120	4,8	70	4,5	0,42	0,55	1,88	0,60	0,75	0,65	0,95	0,51	0,70	0,66	0,99	-0,09	-0,05	0,01	0,04
43	120	5,4	70	5,0	0,42	0,56	1,90	0,60	0,70	0,65	0,95	0,50	0,68	0,64	0,96	-0,10	-0,02	-0,01	0,01
44	120	6,4	70	6,0	0,42	0,54	1,89	0,60	0,70	0,65	0,95	0,49	0,67	0,61	0,93	-0,11	-0,03	-0,04	-0,02
45	120	3,7	73	3,5	0,39	0,56	1,77	0,60	0,75	0,75	1,05	0,53	0,73	0,68	1,02	-0,07	-0,02	-0,07	-0,03
46	120	4,2	73	4,0	0,39	0,54	1,76	0,60	0,75	0,75	1,05	0,51	0,70	0,66	0,99	-0,09	-0,05	-0,09	-0,06
47	120	4,7	73	4,5	0,39	0,53	1,76	0,60	0,75	0,75	1,05	0,50	0,68	0,64	0,96	-0,10	-0,07	-0,11	-0,09
48	120	5,3	73	5,0	0,39	0,55	1,79	0,60	0,75	0,65	0,95	0,49	0,67	0,62	0,93	-0,11	-0,08	-0,03	-0,02
49	120	6,3	73	6,0	0,39	0,52	1,78	0,55	0,70	0,65	0,95	0,45	0,62	0,59	0,89	-0,10	-0,08	-0,06	-0,06

Продовження таблиці Б.1

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
50	120	9,4	73	9,0	0,39	0,48	1,80	0,50	0,70	0,65	0,95	0,40	0,55	0,56	0,85	-0,10	-0,15	-0,09	-0,10
51	120	3,7	76	3,5	0,37	0,56	1,70	0,60	0,75	0,75	1,00	0,51	0,73	0,66	0,99	-0,09	-0,02	-0,09	-0,01
52	120	4,2	76	4,0	0,37	0,55	1,69	0,60	0,75	0,75	1,00	0,50	0,68	0,64	0,96	-0,10	-0,07	-0,11	-0,04
53	120	4,7	76	4,5	0,37	0,54	1,68	0,55	0,70	0,75	1,00	0,49	0,67	0,62	0,93	-0,06	-0,03	-0,13	-0,07
54	120	5,3	76	5,0	0,37	0,55	1,71	0,55	0,70	0,65	0,90	0,47	0,64	0,60	0,90	-0,08	-0,06	-0,05	0,00
55	120	5,8	76	5,5	0,37	0,54	1,71	0,50	0,60	0,65	0,90	0,45	0,62	0,58	0,87	-0,05	0,02	-0,07	-0,03
56	120	6,3	76	6,0	0,37	0,53	1,71	0,45	0,60	0,60	0,80	0,43	0,58	0,56	0,84	-0,02	-0,02	-0,04	0,04
57	120	3,3	83	3,5	0,31	0,35	1,38	0,30	0,40	0,50	0,85	0,30	0,40	0,50	0,85	0,00	0,00	0,00	0,00
58	120	3,8	83	4,0	0,31	0,36	1,40	0,30	0,40	0,50	0,85	0,28	0,38	0,48	0,82	-0,02	-0,02	-0,02	-0,03
59	120	4,3	83	4,5	0,31	0,37	1,41	0,30	0,40	0,50	0,85	0,26	0,36	0,46	0,79	-0,04	-0,04	-0,04	-0,06
60	120	4,8	83	5,0	0,31	0,38	1,42	0,30	0,40	0,45	0,70	0,24	0,34	0,44	0,76	-0,06	-0,06	-0,01	0,06
61	120	5,3	83	5,5	0,31	0,38	1,43	0,25	0,30	0,45	0,70	0,22	0,32	0,42	0,73	-0,03	0,02	-0,03	0,03
62	120	5,8	83	6,0	0,31	0,38	1,43	0,25	0,30	0,45	0,70	0,20	0,30	0,40	0,70	-0,05	0,00	-0,05	0,00
63	120	3,3	89	3,5	0,26	0,32	1,29	0,30	0,40	0,50	0,85	0,30	0,40	0,50	0,85	0,00	0,00	0,00	0,00
64	120	3,8	89	4,0	0,26	0,34	1,30	0,30	0,40	0,50	0,85	0,30	0,40	0,50	0,85	0,00	0,00	0,00	0,00
65	120	4,3	89	4,5	0,26	0,35	1,31	0,30	0,40	0,50	0,85	0,30	0,40	0,50	0,85	0,00	0,00	0,00	0,00
66	120	4,8	89	5,0	0,26	0,36	1,32	0,30	0,40	0,45	0,70	0,30	0,40	0,45	0,70	0,00	0,00	0,00	0,00
67	120	5,3	89	5,5	0,26	0,36	1,32	0,25	0,30	0,45	0,70	0,25	0,30	0,45	0,70	0,00	0,00	0,00	0,00
68	120	5,8	89	6,0	0,26	0,37	1,33	0,25	0,30	0,45	0,70	0,25	0,30	0,45	0,70	0,00	0,00	0,00	0,00
69	120	3,8	95	4,0	0,21	0,29	1,21	0,30	0,40	0,55	0,70	0,30	0,40	0,55	0,70	0,00	0,00	0,00	0,00
70	120	4,3	95	4,5	0,21	0,31	1,22	0,30	0,40	0,55	0,70	0,30	0,40	0,55	0,70	0,00	0,00	0,00	0,00
71	120	4,8	95	5,0	0,21	0,33	1,23	0,25	0,35	0,35	0,50	0,25	0,35	0,35	0,50	0,00	0,00	0,00	0,00
72	120	5,3	95	5,5	0,21	0,34	1,23	0,25	0,35	0,35	0,50	0,25	0,35	0,35	0,50	0,00	0,00	0,00	0,00
73	120	6,3	95	6,5	0,21	0,35	1,25	0,20	0,20	0,30	0,30	0,20	0,20	0,30	0,30	0,00	0,00	0,00	0,00
74	120	7,6	95	8,0	0,21	0,26	1,23	0,20	0,20	0,30	0,30	0,20	0,20	0,30	0,30	0,00	0,00	0,00	0,00
75	120	3,9	102	4,0	0,15	0,35	1,16	0,25	0,30	0,30	0,30	0,25	0,30	0,30	0,30	0,00	0,00	0,00	0,00
76	120	7,8	102	8,0	0,15	0,32	1,16	0,25	0,30	0,30	0,30	0,25	0,30	0,30	0,30	0,00	0,00	0,00	0,00
77	120	6,0	108	6,0	0,10	0,46	1,12	0,20	0,25	0,20	0,20	0,20	0,25	0,20	0,20	0,00	0,00	0,00	0,00
78	120	8,0	108	8,0	0,10	0,45	1,12	0,20	0,25	0,20	0,20	0,20	0,25	0,20	0,20	0,00	0,00	0,00	0,00
79	120	4,0	114	4,0	0,05	0,48	1,05	0,15	0,15	0,18	0,18	0,15	0,15	0,18	0,18	0,00	0,00	0,00	0,00
80	120	14,0	114	14,0	0,05	0,39	1,06	0,15	0,15	0,18	0,18	0,15	0,15	0,18	0,18	0,00	0,00	0,00	0,00
81	95	3,7	31,8	2,9	0,67	0,61	4,03	2,00	2,30	2,30	2,60	2,00	2,30	2,30	2,60	0,00	0,00	0,00	0,00

Продовження таблиці Б.1

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
82	95	4,8	31,8	4,0	0,67	0,55	3,89	2,00	2,30	2,30	2,60	1,90	2,20	2,20	2,50	-0,10	-0,10	-0,10	-0,10
83	95	3,8	38	3,0	0,60	0,64	3,30	1,80	2,10	1,80	2,40	1,80	2,10	1,90	2,40	0,00	0,00	0,10	0,00
84	95	4,4	38	3,6	0,60	0,60	3,22	1,80	2,10	1,80	2,40	1,75	2,05	1,85	2,35	-0,05	-0,05	0,05	-0,05
85	95	4,8	38	4,0	0,60	0,58	3,18	1,70	2,10	1,70	2,30	1,70	2,00	1,80	2,30	0,00	-0,10	0,10	0,00
86	95	3,8	42	3,0	0,56	0,66	2,96	1,30	1,50	1,40	1,80	1,30	1,50	1,40	1,80	0,00	0,00	0,00	0,00
87	95	4,4	42	3,6	0,56	0,62	2,88	1,30	1,50	1,40	1,80	1,27	1,43	1,37	1,71	-0,03	-0,07	-0,03	-0,09
88	95	4,8	42	4,0	0,56	0,60	2,85	1,20	1,30	1,30	1,70	1,23	1,36	1,33	1,65	0,03	0,06	0,03	-0,05
89	95	5,3	42	4,5	0,56	0,58	2,82	1,20	1,30	1,30	1,70	1,20	1,30	1,30	1,62	0,00	0,00	0,00	-0,08
90	95	3,8	45	3,0	0,53	0,68	2,75	1,30	1,50	1,40	1,80	1,28	1,44	1,38	1,72	-0,02	-0,06	-0,02	-0,08
91	95	4,3	45	3,5	0,53	0,65	2,69	1,30	1,50	1,40	1,80	1,24	1,37	1,33	1,65	-0,06	-0,13	-0,07	-0,15
92	95	4,8	45	4,0	0,53	0,62	2,64	1,20	1,30	1,40	1,80	1,20	1,30	1,30	1,62	0,00	0,00	-0,10	-0,18
93	95	5,3	45	4,5	0,53	0,60	2,61	1,20	1,30	1,40	1,80	1,16	1,25	1,27	1,59	-0,04	-0,05	-0,13	-0,21
94	95	3,7	48,3	3,0	0,49	0,67	2,49	1,20	1,50	1,30	1,70	1,24	1,37	1,33	1,65	0,04	-0,13	0,03	-0,05
95	95	4,2	48,3	3,5	0,49	0,64	2,43	1,20	1,50	1,30	1,70	1,20	1,30	1,30	1,62	0,00	-0,20	0,00	-0,08
96	95	4,7	48,3	4,0	0,49	0,62	2,40	1,10	1,30	1,30	1,50	1,16	1,25	1,27	1,59	0,06	-0,05	-0,03	0,09
97	95	5,2	48,3	4,5	0,49	0,60	2,37	1,10	1,30	1,30	1,50	1,12	1,20	1,24	1,56	0,02	-0,10	-0,06	0,06
98	95	3,1	51	2,5	0,46	0,70	2,35	1,40	1,70	1,50	1,80	1,30	1,70	1,30	1,80	-0,10	0,00	-0,20	0,00
99	95	3,9	51	3,2	0,46	0,68	2,32	1,40	1,70	1,50	1,80	1,20	1,35	1,21	1,62	-0,20	-0,35	-0,29	-0,18
100	95	4,2	51	3,5	0,46	0,66	2,29	1,10	1,30	1,30	1,70	1,15	1,32	1,15	1,58	0,05	0,02	-0,15	-0,12
101	95	5,2	51	4,5	0,46	0,61	2,23	1,10	1,30	1,30	1,70	1,05	1,25	1,12	1,51	-0,05	-0,05	-0,18	-0,19
102	95	5,8	51	5,0	0,46	0,61	2,25	0,90	1,10	1,00	1,20	1,10	1,18	1,07	1,40	0,20	0,08	0,07	0,20
103	95	6,8	51	6,0	0,46	0,57	2,22	0,90	1,10	1,00	1,20	0,85	1,05	0,95	1,20	-0,05	-0,05	-0,05	0,00
104	100	3,7	31,8	2,9	0,68	0,60	4,25	2,00	2,30	2,30	2,60	2,10	2,40	2,40	2,65	0,10	0,10	0,10	0,05
105	100	4,8	31,8	4,0	0,68	0,55	4,11	2,00	2,30	2,30	2,60	2,00	2,25	2,25	2,55	0,00	-0,05	-0,05	-0,05
106	100	3,8	38	3,0	0,62	0,63	3,48	1,80	2,10	1,80	2,40	1,90	2,15	1,95	2,40	0,10	0,05	0,15	0,00
107	100	4,4	38	3,6	0,62	0,60	3,40	1,80	2,10	1,80	2,40	1,80	2,15	1,90	2,40	0,00	0,05	0,10	0,00
108	100	4,8	38	4,0	0,62	0,58	3,36	1,70	2,10	1,70	2,30	1,75	2,05	1,85	2,35	0,05	-0,05	0,15	0,05
109	100	3,8	42	3,0	0,58	0,65	3,12	1,30	1,50	1,40	1,80	1,35	1,60	1,45	1,85	0,05	0,10	0,05	0,05
110	100	4,4	42	3,6	0,58	0,62	3,04	1,30	1,50	1,40	1,80	1,32	2,48	1,42	1,76	0,02	0,98	0,02	-0,04
111	100	4,8	42	4,0	0,58	0,60	3,01	1,20	1,30	1,30	1,70	1,28	1,45	1,38	1,73	0,08	0,15	0,08	0,03

Продовження таблиці Б.1

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
112	100	5,3	42	4,5	0,58	0,57	2,97	1,20	1,30	1,30	1,70	1,25	1,40	1,35	1,67	0,05	0,10	0,05	-0,03
113	100	3,8	45	3,0	0,55	0,66	2,90	1,30	1,50	1,40	1,80	1,33	1,50	1,43	1,78	0,03	0,00	0,03	-0,02
114	100	4,3	45	3,5	0,55	0,64	2,83	1,30	1,50	1,40	1,80	1,29	1,42	1,38	1,70	-0,01	-0,08	-0,02	-0,10
115	100	4,8	45	4,0	0,55	0,61	2,79	1,20	1,30	1,40	1,80	1,25	1,35	1,35	1,67	0,05	0,05	-0,05	-0,13
116	100	5,3	45	4,5	0,55	0,59	2,75	1,20	1,30	1,40	1,80	1,21	1,30	1,31	1,64	0,01	0,00	-0,09	-0,16
117	100	3,7	48,3	3,0	0,52	0,66	2,62	1,20	1,50	1,30	1,70	1,29	1,42	1,38	1,70	0,09	-0,08	0,08	0,00
118	100	4,2	48,3	3,5	0,52	0,63	2,57	1,20	1,50	1,30	1,70	1,25	1,35	1,35	1,67	0,05	-0,15	0,05	-0,03
119	100	4,7	48,3	4,0	0,52	0,61	2,53	1,10	1,30	1,30	1,50	1,21	1,30	1,32	1,64	0,11	0,00	0,02	0,14
120	100	5,2	48,3	4,5	0,52	0,59	2,50	1,10	1,30	1,30	1,50	1,17	1,25	1,29	1,61	0,07	-0,05	-0,01	0,11
121	100	3,1	51	2,5	0,49	0,69	2,48	1,40	1,70	1,50	1,80	1,35	1,75	1,40	1,85	-0,05	0,05	-0,10	0,05
122	100	3,9	51	3,2	0,49	0,66	2,45	1,40	1,70	1,50	1,80	1,25	1,40	1,26	1,67	-0,15	-0,30	-0,24	-0,13
123	100	4,2	51	3,5	0,49	0,65	2,42	1,10	1,30	1,30	1,70	1,20	1,37	1,22	1,63	0,10	0,07	-0,08	-0,07
124	100	5,2	51	4,5	0,49	0,60	2,36	1,10	1,30	1,30	1,70	1,10	1,30	1,17	1,56	0,00	0,00	-0,13	-0,14
125	100	5,8	51	5,0	0,49	0,60	2,38	0,90	1,10	1,00	1,20	1,15	1,23	1,07	1,40	0,25	0,13	0,07	0,20
126	100	6,8	51	6,0	0,49	0,56	2,35	0,90	1,10	1,00	1,20	0,90	1,10	0,95	1,20	0,00	0,00	-0,05	0,00

Середнє значення, м	0,919	1,133	1,051	1,393	0,899	1,101	1,030	1,375	-0,020	-0,032	-0,022	-0,018
---------------------	-------	-------	-------	-------	-------	-------	-------	-------	--------	--------	--------	--------

Розбіжність, %	-2,228	-2,822	-2,061	-1,259
----------------	--------	--------	--------	--------

Додаток В

Таблиця В.1 - Розрахункові значення швидкості обертів валків і товщини стінки при різних значеннях коефіцієнтів пластичного натягу для труби 57х4,0 мм

Номер кліті або міжклітьового проміжка, і	Варіант 1			Варіант 2			Варіант 3			Варіант 4		
	Коеф. передн. пластич. натягу Z_i	Товщина стінки S_i , мм	Число обертів валків n_{Bi} , об/мін.	Коеф. передн. пластич. натягу Z_i	Товщина стінки S_i , мм	Число обертів валків n_{Bi} , об/мін.	Коеф. передн. пластич. натягу Z_i	Товщина стінки S_i , мм	Число обертів валків n_{Bi} , об/мін.	Коеф. передн. пластич. натягу Z_i	Товщина стінки S_i , мм	Число обертів валків n_{Bi} , об/хв.
		2,92			3,59			3,97			4,23	
1	0	2,96	207,5	0,10	3,63	200,5	0,20	4,02	191,9	0,25	4,28	187,3
2	0	3,03	209,6	0,20	3,69	205,4	0,40	4,06	198,1	0,45	4,31	198,0
3	0	3,16	213,8	0,35	3,77	214,1	0,60	4,05	216,0	0,65	4,27	217,5
4	0	3,30	218,0	0,40	3,81	230,8	0,60	3,98	249,0	0,65	4,17	254,1
5	0	3,44	222,9	0,40	3,84	246,2	0,60	3,92	268,6	0,65	4,08	275,8
6	0	3,58	228,8	0,40	3,86	260,9	0,50	3,88	291,6	0,65	3,98	300,1
7	0	3,73	235,7	0,35	3,90	278,2	0,40	3,89	310,2	0,55	3,92	328,6
8	0	3,88	243,6	0,35	3,94	293,7	0,30	3,93	328,0	0,30	3,93	351,3
9	0	3,97	247,6	0,25	3,97	304,9	0,20	3,97	336,5	0,20	3,97	357,2
10	0	4,00	249,0	0,00	4,00	310,5	0,00	4,00	342,0	0,00	4,00	363,0

Додаток Г

Таблиця Г.1 - Матриці розрахункових значень технологічних параметрів прокатки труби 325х16,000 мм з заготовки 340х15,753 мм (середній по стану коефіцієнт пластичного натягу в усталеному процесі прокатки $Z_{cp}^{уст} = 0$)

D_i , мм	337,28	333,91	331,24	329,95
m_i , %	0,80	1,00	0,80	0,39
n_{Bi} , об. / мин.	29,511	29,649	29,634	29,113
i n	1	2	3	4
Тиск на валок $P_i = P_{i,n}$, тон				
Уст. пр. ¹⁾	26,956	29,283 ^{м,п)}	27,167	20,067
Момент прокатки $M_i = M_{i,n}$, т·м				
Уст. пр.	2,947	3,321 ^{м,п)}	2,936	1,913
Товщина стінки труби на виході з кліті $S_i = S_{i,n}$, мм				
Уст. пр.	15,819	15,902	15,968	16,000
Коефіцієнт переднього пластичного натягу $(Z_n)_{i,n}$				
Уст. пр.	0	0	0	0
Коефіцієнт випередження $K_i^+ = K_{i,n}^+$				
Уст. пр.	0,440	0,443	0,440	0,458
Відносна швидкість прокатки $V_i^{омн} = V_{i,n}^{омн}$				
Уст. пр.	1,205 / 0,636	1,195 / 0,637	1,198 / 0,643	1,213 / 0,653

Примітки.

¹⁾ Значення параметрів в усталеному процесі прокатки.

^{м,п)} Максимальні значення параметрів, рівні їх граничним значенням

Таблиця Г.2 – Матриці розрахункових значень технологічних параметрів прокатки труби 325x16,000 мм з заготовки 340x15,776 мм ($Z_{cp}^{уст} = 0,055$)

D_i , мм		337,28	333,91	331,24	329,95
m_i , %		0,80	1,00	0,80	0,39
n_{Bi} , об. / мин.		27,068	27,299	31,934	31,777
$i \backslash n$		1	2	3	4
Тиск на валок $P_{i,n}$, тонн					
Заповнення	1	26,724	–	–	–
	2	26,719	29,013 ^{м,п)}	–	–
	3	26,596	27,819	25,814	–
	4	26,551	27,354	24,904	19,414
Уст. Пр.		26,551	27,359 ^{м)}	24,913	19,402
Звільнення	2	–	28,755 ^{м)}	25,742	19,689
	3	–	–	27,455	20,264
	4	–	–	–	20,307
Момент прокатки $M_{i,n}$, т·м					
Заповнення	1	2,921	–	–	–
	2	2,872	3,340	–	–
	3	1,401	1,632	5,571 ^{м,п)}	–
	4	0,788	0,960	4,643	3,546
Уст. Пр.		0,796	0,968	4,653 ^{м)}	3,528
Звільнення	2	–	0,312	4,109 ^{м)}	3,047
	3	–	–	2,869	2,017
	4	–	–	–	2,912
Товщина стінки труби на виході з кліті $S_{i,n}$, мм					
Заповнення	1	15,842	–	–	–
	2	15,842	15,924	–	–
	3	15,840	15,915	15,987	–
	4	15,839	15,911	15,969	16,018
Уст. Пр.		15,839	15,911	15,969	16,000
Звільнення	2	–	15,917	15,978	16,009
	3	–	–	15,983	16,015
	4	–	–	–	16,016

Продовження таблиці Г.2

$\begin{matrix} i \\ n \end{matrix}$		1	2	3	4
Коефіцієнт переднього пластичного натягу $(Z_n)_{i,n}$					
Заповнення	1	0	—	—	—
	2	0,001	0	—	—
	3	0,036	0,072	0	—
	4	0,050	0,100	0,051	0
Уст. пр.		0,050	0,100	0,050	0
Звільнення	2	—	0,068	0,034	0
	3	—	—	0,002	0
	4	—	—	—	0
Коефіцієнт випередження $K_{i,n}^+$					
Заповнення	1	0,440	—	—	—
	2	0,442	0,431	—	—
	3	0,520	0,511	0,276	—
	4	0,551	0,543	0,323	0,329
Уст. пр.		0,551	0,542	0,322	0,330
Звільнення	2	—	0,575	0,364	0,371
	3	—	—	0,446	0,452
	4	—	—	—	0,458
Відносні швидкості прокатки $V_{i,n}^{отн} / V_{i,n}^{отнR}$					
Заповнення	1	1,205 / 0,636	—	—	—
	2	1,207 / 0,638	1,193 / 0,636	—	—
	3	1,282 / 0,677	1,267 / 0,675	1,080 / 0,580	—
	4	1,314 / 0,694	1,299 / 0,693	1,109 / 0,595	1,112 / 0,599
Уст. пр.		1,314 / 0,694	1,299 / 0,692	1,108 / 0,595	1,113 / 0,599
Звільнення	2	—	1,333 / 0,711	1,137 / 0,610	1,142 / 0,615
	3	—	—	1,203 / 0,646	1,207 / 0,650
	4	—	—	—	1,213 / 0,653

Примітки.

м,п) максимальні значення параметрів, рівні їх граничним значенням

м) максимальні значення параметрів

Таблиця Г.3 – Матриці розрахункових значень технологічних параметрів прокатки труби 325x16,000 мм з заготовки 340x15,817 мм ($Z_{cp}^{уст} = 0,152$)

D_i , мм		337,28	333,91	331,24	329,95
m_i , %		0,80	1,00	0,80	0,39
n_{Bi} , об. / мін.		22,298	24,403	34,431	35,368
$i \backslash n$		1	2	3	4
Тиск на валок $P_{i,n}$, тон					
Заповнення	1	26,189	—	—	—
	2	26,094	28,084 ^{м)}	—	—
	3	25,790	24,666	23,322	—
	4	25,727	23,959	21,229	18,042
Уст. пр.		25,730 ^{м)}	23,985	21,305	18,070
Звільнення	2	—	28,159 ^{м,п)}	23,991	19,113
	3	—	—	27,736	20,408
	4	—	—	—	20,624
Момент прокатки $M_{i,n}$, т·м					
Заповнення	1	2,863	—	—	—
	2	1,758	4,263	—	—
	3	–3,022	–0,793	8,865 ^{м,п)}	—
	4	–4,222	–1,819	5,911	6,570
Уст. пр.		–4,178	–1,783	6,072	6,411 ^{м)}
Звільнення	2	—	–3,692	4,984 ^{м)}	4,619
	3	—	—	2,505	2,365
	4	—	—	—	2,341
Товщина стінки труби на виході з кліті $S_{i,n}$, мм					
Заповнення	1	15,883	—	—	—
	2	15,881	15,964	—	—
	3	15,876	15,934	16,019	—
	4	15,875	15,928	15,971	16,043
Уст. пр.		15,875	15,929	15,972	16,000
Звільнення	2	—	15,948	16,001	16,031
	3	—	—	16,013	16,045
	4	—	—	—	16,046

Продовження таблиці Г.3

$\begin{matrix} i \\ n \end{matrix}$		1	2	3	4
Коефіцієнт переднього пластичного натягу $(Z_n)_{i,n}$					
Заповнення	1	0	—	—	—
	2	0,027	0	—	—
	3	0,129	0,211	0	—
	4	0,151	0,251	0,156	0
Уст. пр.		0,150	0,250	0,150	0
Звільнення	2	—	0,146	0,085	0
	3	—	—	0,012	0
	4	—	—	—	0
Коефіцієнт випередження $K_{i,n}^+$					
Заповнення	1	0,440	—	—	—
	2	0,500	0,376	—	—
	3	0,733	0,630	0	—
	4	0,785	0,683	0,174	0,029
Уст. пр.		0,784	0,681	0,163	0,045
Звільнення	2	—	0,747	0,289	0,235
	3	—	—	0,466	0,429
	4	—	—	—	0,458
Відносна швидкість прокатки $V_{i,n}^{отн}$					
Заповнення	1	1,205 / 0,636	—	—	—
	2	1,261 / 0,666	1,149 / 0,612	—	—
	3	1,529 / 0,808	1,395 / 0,743	0,985 / 0,529 ^{в)}	—
	4	1,598 / 0,844	1,458 / 0,777	1,032 / 0,554	1,001 / 0,539
Уст. пр.		1,595 / 0,843	1,455 / 0,776	1,028 / 0,552	1,002 / 0,540
Звільнення	2	—	1,537 / 0,819	1,088 / 0,584	1,058 / 0,570
	3	—	—	1,221 / 0,655	1,187 / 0,639
	4	—	—	—	1,213 / 0,653

Примітки.

^{м,п)} максимальні значення параметрів, рівні їх граничним значенням^{м)} максимальні значення параметрів^{в)} пробуксування вперед

Таблиця Г.4 – Матриці розрахункових значень технологічних параметрів прокатки труби 325х16,000 мм з заготовки 340х15,835 мм ($Z_{cp}^{уст} = 0,191$)

D_i , мм		337,28	333,91	331,24	329,95
m_i , %		0,80	1,00	0,80	0,39
n_{Bi} , об. / мін.		19,421	25,148	35,472	35,474
$i \backslash n$		1	2	3	4
Тиск на валок $P_{i,n}$, тон					
Заповнення	1	25,792	–	–	–
	2	25,534	26,966 ^{м)}	–	–
	3	25,252	23,436	22,959	–
	4	25,126	22,117	20,223	17,910
Уст. пр.		25,129 ^{м)}	22,138	20,313	17,939
Звільнення	2	–	28,312 ^{м,п)}	24,292	19,360
	3	–	–	27,901	20,585
	4	–	–	–	20,656
Момент прокатки $M_{i,n}$, т·м					
Заповнення	1	2,820	–	–	–
	2	–0,603	6,123	–	–
	3	–5,815	0,724	8,727 ^{м,п)}	–
	4	–8,360	–1,028	7,129	6,819
Уст. пр.		–8,319	–1,001	7,329 ^{м)}	6,687
Звільнення	2	–	–3,423	5,313 ^{м)}	4,251
	3	–	–	2,854	2,102
	4	–	–	–	2,326
Товщина стінки труби на виході з кліті $S_{i,n}$, мм					
Заповнення	1	15,901	–	–	–
	2	15,897	15,978	–	–
	3	15,891	15,944	16,032	–
	4	15,899	15,932	15,971	16,060
Уст. пр.		15,889	15,933	15,972	16,000
Звільнення	2	–	15,962	16,017	16,047
	3	–	–	16,028	16,060
	4	–	–	–	16,061

Продовження таблиці Г.4

$n \backslash i$		1	2	3	4
Коефіцієнт переднього пластичного натягу $(Z_n)_{i,n}$					
Заповнення	1	0	—	—	—
	2	0,081	0	—	—
	3	0,180	0,226	0	—
	4	0,221	0,301	0,167	0
Уст. пр.		0,220	0,30	0,160	0
Звільнення	2	—	0,141	0,072	0
	3	—	—	0,004	0
	4	—	—	—	0
Коефіцієнт випередження $K_{i,n}^+$					
Заповнення	1	0,440	—	—	—
	2	0,620	0,258	—	—
	3	0,856	0,548	0	—
	4	0,958	0,647	0,048	0
Уст. пр.		0,957	0,646	0,033	0,014
Звільнення	2	—	0,736	0,272	0,271
	3	—	—	0,449	0,449
	4	—	—	—	0,458
Відносні швидкості прокатки $V_{i,n}^{omn} / V_{i,n}^{omnR}$					
Заповнення	1	1,205 / 0,636	—	—	—
	2	1,391 / 0,735	1,071 / 0,571	—	—
	3	1,693 / 0,894	1,305 / 0,696	0,922 / 0,495 ^{в)}	—
	4	1,834 / 0,969	1,415 / 0,754	1,002 / 0,538	0,998 / 0,537 ^{в)}
Уст. пр.		1,832 / 0,968	1,413 / 0,753	1,001 / 0,537	1,000 / 0,539
Звільнення	2	—	1,523 / 0,812	1,077 / 0,578	1,076 / 0,580
	3	—	—	1,206 / 0,647	1,204 / 0,649
	4	—	—	—	1,213 / 0,653

Примітки.

м,п) максимальні значення параметрів, рівні їх граничним значенням

м) максимальні значення параметрів

в) пробуксування вперед

Таблиця Г.5 – Матриці розрахункових значень технологічних параметрів прокатки труби 325x16,000 мм із заготовки 340x15,884 мм ($Z_{cp}^{уст} = 0,29$)

D_i , мм		337,28	333,91	331,24	329,95
m_i , %		0,80	1,00	0,80	0,39
n_{Bi} , об. / мін.		18,70	45,00	50,00	51,00
$n \backslash i$	i				
	n	1	2	3	4
Тискна валок $P_{i,n}$, тон					
Заповнення	1	25,775	–	–	–
	2	25,217	25,574	–	–
	3	26,057 ^{м)}	23,964	25,028	–
	4	25,755	22,277	22,014	18,876
Уст. пр.		22,999 ^{м)}	16,939	19,089	17,355
Звільнення	2	–	30,828 ^{м,п)}	27,756	20,999
	3	–	–	29,162	21,474
	4	–	–	–	21,661
Момент прокатки $M_{i,n}$, т·м					
Заповнення	1	2,818	–	–	–
	2	–6,159	9,688 ^{м,п)}	–	–
	3	–9,829	5,065	9,513	–
	4	–9,715	3,552	6,404	7,031
Уст. пр.		–8,675	6,417	7,256 ^{м)}	6,607
Звільнення	2	–	1,116	3,751 ^{м)}	3,256
	3	–	–	2,726	2,411
	4	–	–	–	2,065
Товщина стінки труби на виході з кліті $S_{i,n}$, мм					
Заповнення	1	15,950	–	–	–
	2	15,940	16,020	–	–
	3	15,937	15,989	16,077	–
	4	15,934	15,976	16,017	16,105
Уст. пр.		15,923	15,940	15,973	16,000
Звільнення	2	–	16,004	16,066	16,097
	3	–	–	16,070	16,102
	4	–	–	–	16,103

Продовження таблиці Г.5

$\begin{matrix} i \\ n \end{matrix}$		1	2	3	4
Коефіцієнт переднього пластичного натягу $(Z_n)_{i,n}$					
Заповнення	1	0	—	—	—
	2	0,186	0	—	—
	3	0,237	0,182	0	—
	4	0,285	0,263	0,161	0
Уст. пр.		0,464	0,346	0,204	0
Звільнення	2	—	0,052	0,034	0
	3	—	—	0,01	0
	4	—	—	—	0
Коефіцієнт випередження $K_{i,n}^+$					
Заповнення	1	0,440	—	—	—
	2	0,870	0	—	—
	3	1,000	0,283	0	—
	4	1,000	0,365	0,153	0,014
Уст. пр.		1,000	0	0	0
Звільнення	2	—	0,541	0,401	0,371
	3	—	—	0,461	0,434
	4	—	—	—	0,458
Відносні швидкості прокатки $V_{i,n}^{omn} / V_{i,n}^{omnR}$					
Заповнення	1	1,205 / 0,636	—	—	—
	2	1,713 / 0,905	0,709 / 0,378	—	—
	3	2,616 / 1,382 ^{н)}	1,085 / 0,578	0,973 / 0,522 ^{в)}	—
	4	2,745 / 1,450 ^{н)}	1,140 / 0,608	1,025 / 0,550	1,000 / 0,539
Уст. пр.		1,905 / 1,000	0,792 / 0,422 ^{в)}	0,712 / 0,382 ^{в)}	0,698 / 0,376 ^{в)}
Звільнення	2	—	1,298 / 0,692	1,166 / 0,629	1,141 / 0,615
	3	—	—	1,217 / 0,653	1,192 / 0,642
	4	—	—	—	1,213 / 0,653

Примітки.

м,п) максимальні значення параметрів, рівні їх граничним значенням

м) максимальні значення параметрів

н) пробуксування назад

в) пробуксування вперед

Таблиця Г.6 – Матриці розрахункових значень технологічних параметрів прокатки труби 325х16,000 мм з заготовки 340х15,653 мм ($Z_{cp}^{уст} = -0,292$)

D_i , мм		337,28	333,91	331,24	329,95
m_i , %		0,80	1,00	0,80	0,39
n_{Bi} , об. / мін.		35,50	25,00	22,00	22,00
$i \backslash n$		1	2	3	4
Тиск на валок $P_{i,n}$, тон					
Заповнення	1	27,343	–	–	–
	2	28,014	31,720	–	–
	3	29,629	37,231	30,428	–
	4	30,869	41,473 ^{М)}	34,461	21,796
Уст. пр.		31,403	42,861 ^{М,П)}	35,188	22,092
Звільнення	2	–	28,766 ^{М)}	27,336	19,638
	3	–	–	26,047	19,213
	4	–	–	–	19,278
Момент прокатки $M_{i,n}$, т·м					
Заповнення	1	2,989	–	–	–
	2	7,914	–2,403	–	–
	3	11,176	–1,673	–5,651	–
	4	11,644 ^{М)}	–0,933	–5,441	–3,589
Уст. пр.		11,850 ^{М,П)}	–1,874	–6,358	–4,037
Звільнення	2	–	5,302 ^{М)}	1,637	1,165
	3	–	–	2,665	1,961
	4	–	–	–	1,838
Товщина стінки труби на виході з кліті $S_{i,n}$, мм					
Заповнення	1	15,718	–	–	–
	2	15,725	15,809	–	–
	3	15,734	15,846	15,884	–
	4	15,653	15,740	15,867	15,920
Уст. пр.		15,742	15,873	15,964	16,000
Звільнення	2	–	15,828	15,898	15,930
	3	–	–	15,894	15,926
	4	–	–	–	15,926

Продовження таблиці Г.6

$\begin{matrix} i \\ n \end{matrix}$		1	2	3	4
Коефіцієнт переднього пластичного натягу $(Z_n)_{i,n}$					
Заповнення	1	0	—	—	—
	2	−0,131	0	—	—
	3	−0,322	−0,191	0	—
	4	−0,468	−0,340	−0,142	0
Уст. пр.		−0,519	−0,369	−0,153	0
Звільнення	2	—	−0,053	−0,020	0
	3	—	—	0,004	0
	4	—	—	—	0
Коефіцієнт випередження $K_{i,n}^+$					
Заповнення	1	0,440	—	—	—
	2	0,165	0,683	—	—
	3	0	0,645	0,806	—
	4	0	0,619	0,776	0,783
Уст. пр.		0	0,644	0,801	0,802
Звільнення	2	—	0,326	0,508	0,509
	3	—	—	0,449	0,449
	4	—	—	—	0,458
Відносні швидкості прокатки $V_{i,n}^{omn} / V_{i,n}^{omnR}$					
Заповнення	1	1,205 / 0,636	—	—	—
	2	1,030 / 0,544	1,457 / 0,777	—	—
	3	1,000 / 0,528	1,413 / 0,753	1,604 / 0,861	—
	4	0,980 / 0,517 ^{в)}	1,383 / 0,737	1,565 / 0,84	1,570 / 0,845
Уст. пр.		1,000 / 0,528	1,411 / 0,752	1,597 / 0,857	1,595 / 0,859
Звільнення	2	—	1,112 / 0,593	1,261 / 0,677	1,259 / 0,678
	3	—	—	1,206 / 0,647	1,204 / 0,649
	4	—	—	—	1,213 / 0,653

Примітки.

м,п) максимальні значення параметрів, рівні їх граничним значенням

м) максимальні значення параметрів

в) пробуксовування вперед

Додаток Д

Таблиця Д.1 - Таблиця прокатки, калібрування інструменту, пікові тиски та моменти для труб 83х16,0 мм із заготовки 117х14,2 мм, швидкість на вході до стана 0,7 м/с, температура прокатки 950°С

Номинальний діаметр труби D _t , мм	№ кліті	Дійсний середній діаметр d _{ср} , мм	Дійсна часна деформація mі, %	Ширина калібру b, мм	Висота калібру h, мм	Розширення □В, %	Овальність калібру □	Радіус утворюваний калібру R, мм	Ексцентриситет калібру е, мм	Діаметр ріжучого інструменту Dф, мм	Зміщення ріжучого інструмента х, мм	Часний піковий тиск (Сталь 45) Р _{тах} , т	Часний піковий момент (Сталь 45) М _{тах} , кгм
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
83 х 16,0		117		58,5	58,5								
	1	114,66	2,00	59,06	56,28	25,00	1,049	62,26	5,99	122,08	31,83	10,71	406,07
	2	111,22	3,00	56,69	54,96	10,00	1,032	58,59	3,63	115,82	25,32	12,94	554,48
	3	107,55	3,30	55,14	52,95	5,00	1,041	57,62	4,67	113,49	28,92	13,68	599,46
	4	103,68	3,60	52,95	51,17	0,00	1,035	54,92	3,74	108,51	26,31	14,43	644,56
	5	99,84	3,70	51,17	49,18	0,00	1,041	53,43	4,25	105,37	28,31	14,78	659,01
	6	96,05	3,80	49,18	47,34	0,00	1,039	51,23	3,89	101,17	27,42	15,14	672,86 пс
	7	92,40	3,80	47,34	45,53	0,00	1,040	49,39	3,86	97,53	27,63	15,28 пс	670,67
	8	88,98	3,70	45,53	43,88	0,00	1,037	47,36	3,48	93,65	26,54	15,20	652,47
	9	85,95	3,40	43,88	42,45	0,00	1,034	45,47	3,02	90,05	24,99	14,68	603,45
	10	84,41	1,80	42,60	41,97	7,99	1,015	43,26	1,29	86,18	16,55	11,09	361,37
	11	83,90	0,60	41,95	41,95	-3,07	1,000	41,95	0,00	83,90	0,00	7,57	173,85
	12	83,90	0,00	41,95	41,95	0,00	1,000	41,95	0,00	83,90	0,00	0,00	0,00

Примітка: пс - пікове по стану значення параметра

Додаток Е

ИНТЕРПАЙП



Д.А. Богдан

09 2017 г.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

При выполнении работ по тематическому плану ИНСТИТУТА РАЗВИТИЯ ОАО «ИНТЕРПАЙП НИЖНЕДНЕПРОВСКИЙ ТРУБОПРОКАТНЫЙ ЗАВОД», связанных с совершенствованием технологии производства и повышением качества горячедеформированных бесшовных труб на ТПА 140 были использованы следующие результаты диссертационной работы на соискание ученой степени доктора технических наук Шифрина Евгения Исаевича.

1. На 12-ти клетьевом калибровочном и 24-х клетьевом редуционном станах ТПА 140 использована разработанная новая концепция расчета таблицы прокатки, в основу которой заложены закономерности изменения показателя уширения.
2. На основании проведенных теоретических и экспериментальных исследований предложена новая схема расстановки клеток калибровочного стана, предусматривающая наведение в первых 3-х клетях овальности без редуцирования.
3. Проведенные теоретические и экспериментальные исследования подтвердили адекватность математических моделей экспериментальным данным.
4. На основании выполненных исследований Шифриным Е.И. с соавторами были получены патенты Украины на изобретения № 71668 и № 73440, на основании которых были разработаны и внедрены нормали Н-Т5-10-К-04 «Калибровка валков, схема расстановки клеток при прокатке в калибровочном стане с повышенной точностью диаметра», Н-Т5-11-К-04 «Калибровка валков, схема расстановки клеток при прокатке в редуционном стане с повышенной точностью диаметра» и Н-Т5-15-К-04 «Калибровка клеток, параметры расточки клеток редуционного стана».
5. Освоение данных разработок позволило освоить выпуск обсадных труб по американским стандартам API 5CT, API 5L, тройному стандарту ASTM A53/ASTM A106/API 5L без дополнительной калибровки концов труб на прессах, повысить стойкость прокатных валков и снизить расходный коэффициент металла в среднем по сортаменту на 21 кг/т. Снижение поперечной разностенности в зависимости от сортамента составило 10 – 43% в сравнении с утвержденными нормами (на основании служебной записки финансово-экономической дирекции №99-2 от 08.01.2008 г)

Начальник ЦЗЛ

И.В. Донской

ПУБЛИЧНОЕ АКЦИОНЕРНОЕ ОБЩЕСТВО «ИНТЕРПАЙП НИЖНЕДНЕПРОВСКИЙ ТРУБОПРОКАТНЫЙ ЗАВОД»

Украина, г. Днепро, ул. Столетова, дом 21, 49081. Тел.: +38 (0562) 35 92 50, Факс: +38 (0562) 35 83 89
 www.interpipe.biz e-mail: info@ntrp.interpipe.biz
 Р/с 2600930000321 в ПАО «БАНК КРЕДИТ ДНЕПР», г. Днепро, МФО 305749, ОКПО 05393116

Додаток Ж

**Расчет эффективности внедрения в ТПЦ № 5 ОАО "ИНТЕРПАЙП НТЗ"
технологии прокатки труб с диаметром повышенной точности,
разработанной специалистами Института развития и ТПЦ-5
(патент № 71668)**

Появление в ТПЦ-5 заказов по стандартам API 5CT, API 5 L, по комплексу стандартов ASTM A53/ASTM A106/API 5L (тройной стандарт) потребовало решения вопроса повышения точности диаметра прокатываемых труб, особенно повышения точности диаметра концевых участков труб из-за особых требований к ним по допускам. Это привело к необходимости решения проблемы холодной калибровки концов труб.

При выполнении первых заказов обеспечение требований этих стандартов решалось с помощью повышения точности изготовления клетей, особенно обработки галтелей на выпускной части калибра валков, прикаткой новых клетей путем прокатки в них 40-60 тонн другой продукции. Требуемая точность концевых участков обеспечивалась за счет применения калибровки концов труб в ТПЦ-4 по кооперации вследствие отсутствия соответствующего оборудования в ТПЦ-5.

Для этого была разработана техническая документация и изготовлены комплекты оснастки для калибровочных прессов ТПЦ-4 под сортамент ТПЦ-5 (зажимные губки, кольца, оправки).

При выполнении первых заказов основными проблемами были следующие:

1. Отсутствие попутных заказов для обкатки клетей.
2. Непригодность части клетей из-за неточной нарезки выпускной зоны калибра и необеспечения требуемой точности нарезки на существующем оборудовании. Это потребовало решения проблемы изготовления специальных профильных резцов с привлечением для этого специализированных организаций.
3. Повышенный расход клетей из-за быстрой потери точности вследствие малейшего износа чистовых клетей и пониженный их ресурс по этой причине.
4. Невозможность обработки требуемого количества труб мелкого сортамента ТПЦ-5 калибровочными прессами ТПЦ-4, предназначенными для обработки труб большого диаметра, из-за загруженности их заказами ТПЦ-4.

Это существенно ограничило возможности выполнения заказов на указанные трубы и расширение рынков сбыта за счет производства на экспорт высококачественной востребованной продукции.

Для обеспечения возможности производства труб по американским стандартам была разработана новая технология их проката в калибровочном стане, с новым способом формирования диаметра трубы.

Эта технология была опробована в условиях ТПЦ-5 и использована для выполнения заказов на трубы по стандарту API 5L.

Результаты работы по новой технологии показали, что на калибровочном стане с двухвалковыми клетями можно получать трубы с точностью диаметра, позволяющей обойтись без калибрования концов, что снимает ограничения по объемам экспортных заказов на эти трубы сортамента ТПЦ-5.

После испытаний нового способа для доказательства эффективности разработанной и применяемой для экспортных заказов новой технологии по заданию Главного инженера была проведена опытная прокатка, которая подтвердила ее высокую эффективность (Акт от 05.08.2002 г. прилагается).

Разработанный специалистами Института развития и ТПЦ-5 способ прокатки признан изобретением, что подтверждено патентом № 71688 от 17.09.02 г. (патентовладелец - ОАО «Нижеднепровский трубопрокатный завод»).

В отличие от существующего способа калибрования труб с падающим режимом обжатия в овальных клетях калибровочного или редукционного станков и применением круглых клетей только на завершающей стадии формирования диаметра, данный способ предусматривает изменение режима обжатий с дополнительной овализацией трубы до и после придания ей окончательных размеров, а затем повторное ее округление. Благодаря такому технологическому приему устраняется накопленный в выпусках дефект формы трубы в виде неисправимых следов переполнения калибров различной степени, имеющий место при прокатке с падающим режимом обжатия по известному способу и не устраняемый при последующей правке труб.

Введение операции овализации трубы с размерами, близкими к конечным, и повторного ее округления привело к предотвращению переполнения последнего чистового калибра в течение всей кампании валков и исключению, связанного с этим, влияния выпускных зон калибров при окончательном формировании профиля трубы.

Это позволило:

1. Отказаться от обкатки калибров и получать годные трубы, начиная с первой прокатанной трубы.
2. Повысить длительность кампании чистовых групп клетей вследствие снижения их износа на позиции окончательной формовки из-за малых нагрузок при овализации и округлении, а также за счет повторного цикла использования этих клетей без переточки на местах предварительного формирования диаметра труб.
3. Снизить отклонение диаметра труб с $\pm 1\%$ до $\pm 0,3\%$ и менее, что позволило выполнять заказы по американским стандартам с повышенной точностью, одновременно удовлетворяющей требованиям к диаметру как средней части труб, так и их концевых участков, без калибровки концов.

Выполнение заказов без калибровки концов, являющейся узким местом в технологии, позволил нарастить объем производства данных труб в ТПЦ-5, что было бы невозможно, в связи с полной загрузкой калибровочных прессов ТПЦ-4 своими заказами.

После внедрения данного способа на размере 139,7 мм при производстве гладких труб по стандартам API 5L, API 5CT, комплексу стандартов ASTM A53/ASTM A106/API 5L и получения хороших точностных показателей было освоено производство труб 114,3 мм. В декабре 2002 года данная технология применена для выполнения заказа на трубы диаметром 167,8 мм по стандарту API 5L длиной до 12 мм. К началу 2003 года данный способ прокатки был применен к обсадным трубам диаметра 168 мм для повышения точности концевых участков. Оказалось, что уровень точности диаметра концевых участков труб не только обеспечивает уменьшение «черноты» при нарезке, но и обеспечивает для труб с соединением ОТТМ возможность уменьшения обрезки переднего и заднего концов с 700 мм и 350 мм до 550 мм и 300 мм соответственно. Этому техническому эффекту было отдано предпочтение, и все обсадные трубы этого размера стали производить по данной технологии. Это привело к снижению расходного коэффициента металла на данных трубах с 1,149 до 1,128 кг/т.

При оценке снижения расходного коэффициента металла необходимо отметить, что параллельно в ТПЦ-5 имело место внедрение мероприятия по установке новой нарезной линии, которое позволило увеличить объем производства обсадных труб, но к существенному улучшению металлоиспользования не привело. Другие мероприятия, влияющие на металлоиспользование с 2002 года в ТПЦ-5 не внедрялись. Вместе с тем на экономию металла оказывали влияние организационные меры, выполняемые цехом по контролю геометрических параметров труб и адекватного снижения величины обрезки, поэтому долевое участие разработанной технологии в образовании прибыли по этой статье принимается 50%.

Затратная часть на внедрение данного способа производства отсутствует. Внедрение нового способа привело к введению дополнительной клетки на овализацию готовых труб, но повышение стойкости всей чистовой группы клетей в целом компенсировало введение дополнительной клетки, и общий расход валков при прокате экспортных заказов не увеличился, а снизился.

Положительный опыт (увеличение стойкости валков, улучшение металлоиспользования и хорошие точностные показатели) при производстве обсадных труб диаметром 168 мм создали

условия для распространения способа прокатки труб по патенту патент № 71668 на весь сортамент нарезных труб ТПЦ-5.

На разных стадиях расширения применения способа прокатки труб с диаметром повышенной точности по итогам промышленного применения были разработаны и внедрены нормалн Н-Т5-10-К-04 «Калибровка валков, схема расстановки клетей при прокатке в калибровочном стане труб с повышенной точностью диаметра», Н-Т5-11-К-04 «Калибровка валков, схема расстановки клетей при прокатке в редуционном стане труб с повышенной точностью диаметра», Н-Т5-15-К-04 «Калибровка рабочих клетей, параметры расточки клетей редуционного стана. При разработке нормалн Н-Т5-15-К-04 применены также расчеты по другому патенту №73440.

Расчет экономической эффективности от применения данного способа прокатки.

1. Экономия от применения данного способа при производстве гладких труб по стандартам API 5CT, API 5 L, по комплексу стандартов ASTM A53/ASTM A106/API 5L (тройной стандарт) достигается за счет изготовления труб без калибровки концов и увеличения объема производства труб при этом.

Исходные данные для расчета представлены в *таблице 2*.

Стоимость калибровки концов труб на калибровочных прессах в ТПЦ-4 по годам приведена в *таблице 1*.

Таблица 1

	2002г.	2003г.	2004г.	2005г.	2006г.	9 мес. 2007г.
Производственная себестоимость труб (код 7637), грн/т	1439,88	1793,29	2591,21	2694,17	3207,71	3562,53
Доля стоимости калибровки концов труб от производственной себестоимости труб, %	0,25	0,25	0,25	0,22	0,25	0,27
Стоимость калибровки концов труб на калибровочных прессах, грн/т	3,6	4,48	6,48	5,96	8,02	9,66

Калькуляция стоимости калибровки за 2005г. и 2007г. приведена в справках (Справки прилагаются).

Ввиду отсутствия необходимости калькулирования стоимости калибровки концов труб в другие периоды и отсутствия данных, для расчета экономической эффективности принято, что цена калибровки изменялась пропорционально изменению производственной себестоимости труб, так как данная динамика показывает общую тенденцию изменения уровня цен (для расчета используется код 7637, так как данные по этому коду есть за весь период 2002-2007 гг.). В соответствии с калькуляциями за 2005 и 2007 год доля стоимости калибровки составляет в среднем 0,25% от производственной себестоимости труб, это соотношение и принято для определения стоимости калибровки концов труб в периоды, когда ее калькуляция не производилась.

1.1. Экономический эффект от производства труб без калибровки концов на калибровочных прессах за период с 2002 г. по октябрь 2007 г. составляет:

$$\mathcal{E} = V_{\text{пр}} * C,$$

где: $V_{\text{пр}}$ - объем производства труб по годам;
 C - стоимость операции калибровки концов труб.

$$\Xi = 2\,498 * 3,6 + 9\,650 * 4,48 + 10\,833 * 6,48 + 31\,149 * 5,96 + 35\,336 * 8,02 + 17\,806 * 9,66 = 763,45 \text{ тыс.грн},$$

где: 2 498т, 9 650т, 10 833т, 31 149т, 35 336т, 17 806т – объемы производства труб по годам (см. табл. 2)

1.2. Экономический эффект от обеспечения возможности производства труб по указанным американским стандартам возникает вследствие увеличением объема продаж.

В условиях неполной загрузки в период 2002-2007 гг. производственных мощностей ТПЦ-5 производством труб по отечественным и европейским стандартам все производство по указанным американским стандартам, как не вытеснявшее другие заказы, является прямым увеличением объема продаж.

Маржинальная прибыль от выполнения дополнительных заказов за период с 2002 г по октябрь 2007 г. составляет:

$$\Pi_{\text{марж}} = (\Pi - \text{Зпер}) * V_{\text{пр}}$$

где: Π – оптовая цена по годам, грн/т;

Зпер – переменные затраты по годам, грн/т;

$V_{\text{пр}}$ – объем производства труб по годам.

$$\Pi_{\text{марж}} = 751,8 + 4\,607,2 + 7\,513,7 + 43\,804,2 + 37\,486,1 + 12\,122,3 = 106\,285,5 \text{ тыс.грн},$$

где: -1 147,1грн; 4 607,2грн; 7 513,7грн; 43 804,2грн; 37 486,1грн; 12 122,3грн – данные по маржинальной прибыли по годам (см. табл.2)

Результаты расчета эффективности применения разработанной технологии при производстве гладких труб по стандартам API 5CT, API 5L, по комплексу стандартов ASTM A53/ASTM A106/API 5L (тройной стандарт)

Показатель, (тыс.грн)	2002г.	2003г.	2004г.	2005г.	2006г.	9 мес. 2007г.	Всего, тыс.грн
Экономия от производства труб без калибровки концов	8,99	43,26	70,18	185,65	283,37	172,01	763,45
Маржинальная прибыль от выполнения дополнительных заказов	751,8	4 607,2	7 513,7	43 804,2	37 486,1	12 122,3	106 285,5

2. Экономический эффект от применения данного способа при производстве гладких труб с соединением "Батресс" достигается за счет увеличения объема производства труб и изготовления их без калибровки концов на калибровочных прессах в ТПЦ-4.

Исходные данные для расчета представлены в *таблице 3.*

Стоимость калибровки концов труб на калибровочных прессах ТПЦ-4 по годам приведена в *таблице 1.*

2.1. Экономия от производства труб без калибровки концов на калибровочных прессах перед нарезкой резьбы за период с 2003г. по октябрь 2007г. составляет:

$$\Xi = V_{\text{пр}} * C,$$

где: $V_{\text{пр}}$ – объем производства труб по годам;

C – стоимость операции калибровки концов

$$\Xi = 1199 * 4,48 + 5114 * 6,48 + 9398 * 5,96 + 5862 * 8,02 + 305 * 9,66 = 144,47 \text{ тыс.грн},$$

где: 1199т, 5114т, 9398т, 5862т, 305т – объемы производства труб по годам (см. табл.3)

2.2. Экономический эффект от обеспечения производства труб с соединением Батресс обусловлен объемами производства в ТПЦ-5 труб этого вида. Это объясняется тем, что без

Таблица 3

Код стан- дарт	Наименование изделия	2003 г.					2004 г.					2005 г.					2006 г.					9 мес. 2007 г.					
		Выпуск факт тыс. тн	Действ. от цен- ны грн/т	Продажа объектн. грн/т	Среднее перемеш- ное загрузки, грн/т	Марме- нальная крат- ность, тыс. тн	Выпуск факт тыс. тн	Действ. от цен- ны грн/т	Продажа объектн. грн/т	Среднее перемеш- ное загрузки, грн/т	Марме- нальная крат- ность, тыс. тн	Выпуск факт тыс. тн	Действ. от цен- ны грн/т	Продажа объектн. грн/т	Среднее перемеш- ное загрузки, грн/т	Марме- нальная крат- ность, тыс. тн	Выпуск факт тыс. тн	Действ. от цен- ны грн/т	Продажа объектн. грн/т	Среднее перемеш- ное загрузки, грн/т	Марме- нальная крат- ность, тыс. тн	Выпуск факт тыс. тн	Действ. от цен- ны грн/т	Продажа объектн. грн/т	Среднее перемеш- ное загрузки, грн/т	Марме- нальная крат- ность, тыс. тн	
Трубы с резьбой Баррелес																											
1200	Трубы обсадные N 800 мм, L/C из полимера	0,777	2713,58	2515,03	2012,50	544,7	4,745	2991,44	3480,21	2791,37	949,34	3,881	4862,64	3620,58	2856,48	7 031,51	1,802	5337,03	4710,76	3775,81	2 907,20	0,305	6487,06	5001,71	4001,37	758,41	
1600	Тр. обс. д.б.5, м.б.5 Баррелес мерные экспорт						0,154	3021,00	3960,58	2322,85	657,52	1,615	4426,98	3213,19	2672,19	2 993,29											
1608	Тр. обс. д.б.5 Баррелес мерные	0,422	4164,91	1769,61	1416,69	1 160,2	0,214	2918,45	2653,57	2122,86	570,26	2,641	3727,07	2858,34	2286,57	2 928,85	2,720	3683,04	2601,40	2337,52	3 730,7						
1700	Тр. обс. д.б.5 резьба 51С мерные экспорт											0,118	5221,57	3388,15	2711,30	296,21											
1714	Тр. обс. д.б.5 А55 с резьбой L/C из API 5CT эксл. мерные											0,485	4781,80	3030,60	2424,48	1 096,15	0,416	4373,90	3868,50	3174,30	498,83						
1808	Тр. обс. Баррелес R-110 м.б.эксп											0,483	9101,62	3658,07	2824,80	980,07											
1810	Тр. обс. Баррелес L80 м.б.эксп											0,182	5953,48	3257,86	2656,28	809,19	0,447	7640,81	4245,59	3296,07	1 048,10						
1812	Тр. обс. Баррелес N80 м.б.эксп											0,508	4395,82	3484,71	2787,77	818,89	0,152	8903,79	4129,58	3303,50	355,22						
1888	Тр. обс. тр. на N80 в Баррелес по станд. API 5CT											0,130	5665,90	3430,36	2751,49	393,40	0,011	5605,91	4245,64	3296,51	26,50						
1888	Тр. обс. тр. на X-55 в Баррелес API																0,204	4847,38	3318,80	2655,14	447,34						
итого:		1,199				1754,9	5,114				1227,3	6,368				17782,6	5,862				8053,7	0,305				758,4	

использования данной технологии эти трубы можно было производить только по кооперации с ТПЦ-4, возможности которой полностью реализуются помимо этих заказов.

Маржинальная прибыль за период с 2003г. по октябрь 2007г. от выполнения дополнительных заказов на обсадные трубы с соединением Батресс составляет:

$$\text{Пмарж} = (\text{Ц} - \text{Зпер}) * \text{Vпр},$$

где: Ц – оптовая цена по годам, грн/т;
Зпер – переменные затраты по годам, грн/т;
Vпр – объем производства труб по годам.

Пмарж = 1 704,9 + 1 227,3 + 17 762,6 + 9 053,7 + 758,4 = **30 506,87 тыс.грн**,
где: 1 704,9грн; 1 227,3грн; 17 762,6грн; 9 053,7грн; 758,4грн – данные по маржинальной прибыли по годам (см. табл.3)

Результаты расчета эффективности применения разработанной технологии при производстве обсадных труб с соединением Батресс

Показатель, (тыс.грн)	2003г.	2004г.	2005г.	2006г.	9 мес. 2007г.	Всего, тыс.грн
Экономия от производства труб без калибровки концов на калибровочных прессах	5,38	33,13	56,01	47,01	2,95	144,47
Маржинальная прибыль от выполнения дополнительных заказов	1 704,9	1 227,3	17 762,6	9053,7	758,4	30 506,87

3. Экономический эффект от применения данного способа при производстве обсадных труб ОТТМ и ОТТГ диаметром 168 мм достигается за счет обеспечения уменьшения длины обреза концов вследствие увеличения точности диаметра труб.

Год	Выпуск факт., тн	до внедрения		после внедрения		Экономия		доп-но получе- но годной продук- ции, т	действ.ц ена грн/т	товар. прод. в дейст- в. ценах, тыс.гр н	перем. затраты грн/т	перем. затраты, тыс. грн	эконом. эффект тыс.грн
		РКМ, т/т	Задано на весь объем , тонн	РКМ, т/т	Задано на весь объем , тонн	т/т	Задано на весь объем , тонн						
2003	9 820	1,1497	11 290	1,1268	11 084	-0,02096	-206	182	2 077,19	379	1 473,89	269	110
2004	6 926	1,1497	7 963	1,1271	7 806	-0,02258	-156	139	2 792,60	387	2 209,89	307	81
2005	17 015	1,1497	19 562	1,1270	19 177	-0,02266	-385	342	3 731,28	1 276	2 354,99	806	470
2006	21 244	1,1497	24 424	1,1268	23 937	-0,02293	-487	432	4 968,71	2 148	2 829,58	1 223	925
2007	3 502	1,1497	4 026	1,1250	3 940	-0,02466	-86	77	5 348,73	411	3 476,78	267	144
Всего	58 507	1,150	67 266	1,12712	65 944	-0,0226	-1 321	1 172	3 925,20	4 601	2,45	2 871	1 730

Учитывая влияние организационных мер, выполняемых цехом по контролю геометрии диаметра трубы и адекватного снижения величины обреза, и принимаемое долевое участие разработанной технологии 50% экономический эффект равен 865 тыс.грн.

Таблица 4

Год	Выпуск факт., т	до внедрения		после внедрения		Экономия		Дополнительно получено годной продукцией, т	Действ. опт. цена, грн/т	Товарная продукция в действующих ценах, грн	Переменные затраты, грн/т	Переменные затраты, грн	Цена возвратных отходов (обрезь), грн/т	Потери за счет исключения обреза, грн	Маржинальная прибыль, тыс. грн	
		РКМ, т/т	Задано на весь объем, т	РКМ, т/т	Задано на весь объем, т	т/т	Задано на весь объем, т									
Обсадные трубы ОТТМ и ОТТГ диаметром 168 мм																
2003	9 820	1,1497	11 290	1,1288	11 084	-0,02096	-206	182	2 077,19	378 775	1 473,89	268 763	250,0	45 587	64,4	
2004	6 928	1,1497	7 963	1,1271	7 806	-0,02258	-156	139	2 792,60	387 476	2 209,89	306 625	493,2	68 432	12,4	
2005	17 015	1,1497	19 562	1,1270	19 177	-0,02266	-386	342	3 731,28	1 276 469	2 354,99	805 641	525,1	179 626	291,2	
2006	21 244	1,1497	24 424	1,1268	23 937	-0,02293	-487	432	4 968,71	2 148 071	2 829,58	1 223 283	479,0	207 081	717,7	
2007	3 502	1,1497	4 026	1,1250	3 940	-0,02466	-86	77	5 349,73	410 651	3 476,78	266 881	479,0	36 769	107,0	
Всего	58 507	1,1497	67 266	1,1271	65 944	-0,0226	-1 321	1 172	3 825,20	4 601 443	2 449,24	2 871 194	458,50	537 495	1 192,8	

Общая экономия от применения данного способа при производстве труб по стандартам API 5CT, API 5 L , по комплексу стандартов ASTM A53/ASTM A106/API 5L (тройной стандарт), труб с резьбой "Батресс", обсадных труб ОТТМ и ОТТГ диаметром 168 мм составляет:

Показатель (тыс.грн)	2002г.	2003г.	2004г.	2005г.	2006г.	9 мес. 2007г.	Всего, тыс.грн
Экономия от производства труб без калибровки концов на калибровочных прессах	8,99	48,64	103,31	241,66	330,38	174,95	907,93
Маржинальная прибыль от выполнения дополнительных заказов	751,8	6 312,1	8 741,1	61 566,8	46 539,8	12 880,7	136 792,3
Экономия за счет сокращения величины обреза концов труб		55	40	235	463	72	865
ИТОГО:	760,79	6 415,74	8 884,41	62 043,46	47 333,18	13 127,65	138 565,23

Начальник ТПЦ-5

Залесский А.И.

Начальник отдела экономики производства

Марченко Я.В.

Зам.начальника технического отдела –
начальник бюро нормирования

Махотин Г.А.

Додаток К

Н-Т5-10-К-04. Калібрування інструменту, схема розташування клітей у калібрувальному стані при прокатці труб з підвищеною точністю діаметра (розроблено відповідно до патенту України №71668)

ОАО "Нижнеднепровский трубопрокатный завод"			Трубопрокатный цех № 5				Лист 1		Листов 2		Номер нормали Н-Т5-10-К-04			
Диаметр готовых труб, стандарты	Диаметр исходной трубы	Параметры	Калибровка валков, схема расстановки клетей при прокатке в калибровочном стане труб с повышенной точностью диаметра											
		Места уст. клетей	1	2	3	4	5	6	7	8	9			
114,3 API 5L	132-130	Шифр	1K98	2K98	3K98	3K98	4K114	K114,3 5L	4K114	K114,3 5L	TP *			
		Ср. диам., мм.	128,6	124,1	119,7	119,7	116,3	115,2	116,3	115,2	>=115,2			
		Высота, мм	124,5	120,2	115,9	115,9	114,8	115,2	114,8	115,2	>=115,2			
		Ширина, мм	132,6	128	123,5	123,5	117,8	115,2	117,8	115,2	>=115,2			
114,3 API 5CT	132-130	Шифр	1K98	2K98	3K98	3K98	4K114,3	K114,3 5CT	4K114,3	K114,3 5CT	TP *			
		Ср. диам., мм.	128,6	124,1	119,7	119,7	116,8	115,7	116,8	115,7	>=115,7			
		Высота, мм	124,5	120,2	115,9	115,9	115,1	115,7	115,1	115,7	>=115,7			
		Ширина, мм	132,6	128	123,5	123,5	118,5	115,7	118,5	115,7	>=115,7			
114,3 API 5CT Термообраб. (P110, L80)	132-130	Шифр	1K98	2K98	3K98	3K98	4K114,3	K114,3 5CT	4K114,3	K114,3 5CT	TP *			
		Ср. диам., мм.	128,6	124,1	119,7	119,7	116,8	115,5	116,8	115,5	>=115,5			
		Высота, мм	124,5	120,2	115,9	115,9	115,1	115,5	115,1	115,5	>=115,5			
		Ширина, мм	132,6	128	123,5	123,5	118,5	115,5	118,5	115,5	>=115,5			
127 API 5CT ГОСТ 632	150-152	Шифр	2K121	3K121	4K121	5K121	5K121	6K127	Ko127	6K127	Ko127			
		Ср. диам., мм.	149,5	144,2	138,8	133,5	133,5	129,7	128,5	129,7	128,5			
		Высота, мм	145,1	140	134,8	129,6	129,6	127,6	128,5	127,6	128,5			
		Ширина, мм	153,8	148,4	142,8	137,4	137,4	131,8	128,5	131,8	128,5			
127 API 5CT Термообраб. (P110, L80)	150-152	Шифр	2K121	3K121	4K121	5K121	5K121	6K127	Ko127	6K127	Ko127			
		Ср. диам., мм.	149,5	144,2	138,8	133,5	133,5	129,7	128,3	129,7	128,3			
		Высота, мм	145,1	140	134,8	129,6	129,6	127,6	128,3	127,6	128,3			
		Ширина, мм	153,8	148,4	142,8	137,4	137,4	131,8	128,3	131,8	128,3			
139,7 API 5CT ГОСТ 632	154-156	Шифр	1K121	2K121	3K121	3K121	4K140	K139,7	4K140	K139,7	TP *			
		Ср. диам., мм.	154,4	149,5	144,2	144,2	142,5	141,8	142,5	141,8	>=141,8			
		Высота, мм	150,4	145,1	140	140	141	141,8	141	141,8	>=141,8			
		Ширина, мм	159,4	153,8	148,4	148,4	144	141,8	144	141,8	>=141,8			
139,7 API 5CT Термообраб. (P110, L80)	154-156	Шифр	1K121	2K121	3K121	3K121	4K140	K139,7	4K140	K139,7	TP *			
		Ср. диам., мм.	154,4	149,5	144,2	144,2	142,5	141,5	142,5	141,5	>=141,5			
		Высота, мм	150,4	145,1	140	140	141	141,5	141	141,5	>=141,5			
		Ширина, мм	159,4	153,8	148,4	148,4	144	141,5	144	141,5	>=141,5			
Согласовал			Проверил			Разработчик			Утверждаю					
Начальник ТПЦ-5 А.И. Залеский			Зам. главного инженера Ю.А. Гасис			Зам. начальника ТУ ПТЦ А.В. Чуев			Главный инженер Н.П. Польский					
Подпись: _____			Подпись: _____			Подпись: _____			Подпись: _____					
Дата: _____			Дата: _____			Дата: _____			Дата: _____					

ОАО "Нижнеднепровский трубопрокатный завод"			Трубопрокатный цех № 5					Лист	Листов	Номер нормали Н-Т5-10-К-04	
								2	2		
Диаметр готовых труб, стандарты	Диаметр исходной трубы	Параметры	Калибровка валков, схема расстановки клетей при прокатке в калибровочном стане труб с повышенной точностью диаметра								
			Места уст. клетей								
141,3	154-156	Шифр	1K121	2K121	3K121	3K121	4K141,3	K141,3	4K141,3	K141,3	TP *
API 5L		Ср. диам. мм	154,4	149,5	144,2	144,2	143,3	142,5	143,3	142,5	>=142,5
		Высота, мм	150,4	145,1	140	140	141,9	142,5	141,9	142,5	>=142,5
		Ширина, мм	159,4	153,8	148,4	148,4	144,7	142,5	144,7	142,5	>=142,5
146,1	154-156	Шифр	1K146	2K146	2K146	3K0146	K0146	3K0146	-	-	K0146
ГОСТ 632		Ср. диам. мм	156	152,5	152,5	149,5	148,2	149,5	-	-	148,2
		Высота, мм	152	150	150	147,8	148,2	147,8	-	-	148,2
		Ширина, мм	160	155	155	151,2	148,2	151,2	-	-	148,2
168,3	176-178	Шифр	0K168 **	1K159	1K159	2K168	K168	2K168	-	-	K168
API 5L		Ср. диам. мм	180,9	176,4	176,4	171,5	169,7	171,5	-	-	169,7
		Высота, мм	176,7	171,3	171,3	169	169,7	169	-	-	169,7
		Ширина, мм	185,2	181,5	181,5	174	169,7	174	-	-	169,7
168,3	176-178	Шифр	0K168 **	1K159	1K159	2K0168	K0168	2K0168	-	-	K0168
API 5CT		Ср. диам. мм	180,9	176,4	176,4	172,1	170,4	172,1	-	-	170,4
ГОСТ 632		Высота, мм	176,7	171,3	171,3	169,6	170,4	169,6	-	-	170,4
		Ширина, мм	185,2	181,5	181,5	174,6	170,4	174,6	-	-	170,4

Примечание: * - транспортная клеть

** - при прокатке труб со стенкой 8 мм и более установка не обязательна

Разработано в соответствии с заявкой на патент № 20020697505 от 17 сент-2002 г. патентом Украины № 71668

Согласовал		Проверил		Разработчик		Утверждаю	
Начальник ТРЦ-5		Зам. главного инженера		Зам. начальника ТУ ПТЦ		Главный инженер	
И.И. Запесский		Ю.А. Гасис		А.В. Чуев		Н.Н. Польский	
15.06.04		17.06.04		15.06.04		17.06.04	
Подпись		Подпись		Подпись		Подпись	
Дата		Дата		Дата		Дата	

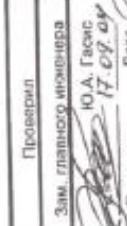
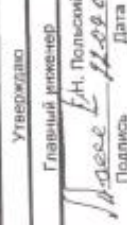
С.В. С.В.

Додаток Л

Н-Т5-11-К-04. Калібрування інструменту, схема розташування клітей у
редукційному стані при прокатці труб з підвищеною точністю діаметра
(розроблено відповідно до патенту України № 71668)

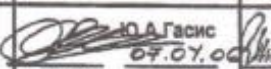
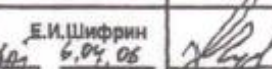
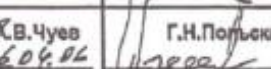
ОАО "Навладнепротекторский трубопрокатный завод"		Трубопрокатный цех № 5																			Лист		Листов		Номер норматива Н-Т5-11-К-04	
																					1	2				
Диаметр готовых труб, стандарты	Диа- метр исход- ной трубы	Каллибровка валков, схема расстановки клетей при прокатке в редукционном стане труб с повышенной точностью диаметра																								
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20					
73 API 5CT ГОСТ 633	130- 135	Места уст. клетей																								
		Шифр																								
		Ср. диам. мм.																								
		Высота, мм																								
88,9 API 5L	130- 135	Ширина, мм																								
		Шифр																								
		Ср. диам. мм.																								
		Высота, мм																								
88,9 API 5CT ГОСТ 633	130- 135	Ширина, мм																								
		Шифр																								
		Ср. диам. мм.																								
		Высота, мм																								
101,6 API 5L	130- 135	Ширина, мм																								
		Шифр																								
		Ср. диам. мм.																								
		Высота, мм																								
101,6 API 5CT	130- 135	Ширина, мм																								
		Шифр																								
		Ср. диам. мм.																								
		Высота, мм																								

Согласован		Проектант		Разработчик		Утверждаю	
Начальник ТПЦ-5		Зам. главного инженера		Зам. начальника ТУ ТПЦ		Главный инженер	
Подпись		Подпись		Подпись		Подпись	
Дата		Дата		Дата		Дата	
17.09.04		17.09.04		17.09.04		17.09.04	
Ю.А. Гасар		Ю.А. Гасар		Ю.А. Гасар		Ю.А. Гасар	
Подпись		Подпись		Подпись		Подпись	
Дата		Дата		Дата		Дата	
17.09.04		17.09.04		17.09.04		17.09.04	
И.Н. Польский		И.Н. Польский		И.Н. Польский		И.Н. Польский	
Подпись		Подпись		Подпись		Подпись	
Дата		Дата		Дата		Дата	
17.09.04		17.09.04		17.09.04		17.09.04	

Согласовал		Проверил		Разработчик		Утверждаю	
Начальник ППЦ-5		Зам. главного инженера		Зам. начальника ТУ ППЦ		Главный инженер	
							
Подпись		Подпись		Подпись		Подпись	
Дата		Дата		Дата		Дата	

Додаток М

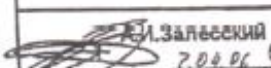
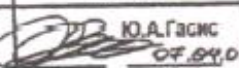
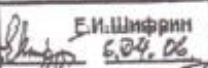
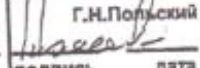
Н-Т5-15-К-04. Калібрування інструменту, схема розташування клітей у редукційному стані при прокатці труб з підвищеною точністю діаметра (розроблено відповідно до патенту України №71668 та №73440)

ОАО "Нижнеднепровский трубопрокатный завод"		Трубопрокатный цех №5. Калибровка рабочих клетей, параметры расточки клетей редукционного стана				Лист	Листов	Номер нормал Н-Т5-15-К-04	
Типоразмер	Тип клетки	Шифр клетки	Параметры калибра				Частная деформаци я m, %	Диаметр режущего инструмент а D, мм	Установка режущего инструмент а X, мм
			Средний диаметр Dcp, мм	Высота H, мм	Ширина B, мм	Овальни ция			
			135,00						
Черновая группа клетей		0P63	131,00	127,92	135,00	1,055	2,96	135,07	25,64
		1P63	127,30	124,91	130,44	1,044	2,82	130,49	23,76
		2P63	121,70	118,39	126,11	1,065	4,40	126,21	28,50
		3P63	116,40	113,54	120,27	1,059	4,35	120,36	28,96
		4P63	111,40	108,56	115,29	1,062	4,30	115,38	27,27
		5P63	106,60	103,96	110,26	1,061	4,31	110,34	26,66
		6P63	102,20	99,83	106,53	1,057	4,13	105,60	25,82
		7P63	98,00	95,86	101,94	1,054	4,11	101,11	24,65
		8P63	94,14	91,33	96,99	1,062	3,94	97,08	28,04
		9P63	90,02	88,32	92,56	1,048	4,38	92,61	22,67
		10P63	86,50	84,69	89,14	1,053	3,91	89,20	23,42
		11P63	83,10	81,50	85,45	1,049	3,93	85,51	22,22
		12P63	80,00	78,20	82,19	1,051	3,73	82,25	22,48
		13P63	76,60	74,40	78,94	1,061	4,25	79,02	24,19
		14P63	73,80	72,52	75,72	1,044	3,66	75,77	20,38
		15P63	71,20	69,99	73,03	1,043	3,52	73,07	19,93
		16P63	68,65	66,98	70,46	1,052	3,58	70,52	21,50
		17P63	66,40	65,19	67,81	1,037	3,28	67,84	17,93
114,0 ГОСТ 8732	1 п/ч	3P114	118,00	116,26	119,75	1,030	3,04	119,77	19,29
	2 п/ч	4P114	116,20	114,48	117,91	1,030	1,53	117,94	19,22
	чист.	P114	115,00	115,00	115,00	1,000	1,03	115,00	0,00
114,3 API 5L	1 п/ч	3P114	118,00	116,26	119,75	1,030	3,04	119,77	19,29
	2 п/ч	4P114	116,20	114,48	117,91	1,030	1,53	117,94	19,22
	чист.	P114,3(5L)	115,20	115,20	115,20	1,000	0,86	115,20	0,00
114,3 API 5CT	1 п/ч	3P114	118,00	116,26	119,75	1,030	3,04	119,77	19,29
	2 п/ч	4P114(5CT)	116,72	115,00	118,45	1,030	1,08	118,47	19,24
	чист.	P114,3(5CT)	115,70	115,70	115,70	1,000	0,87	115,70	0,00
	чист. (ТО)	P114,3(ТО)	115,50	115,50	115,50	1,000	1,05	115,50	0,00
108,0	п/ч	5P108	109,62	108,00	111,24	1,030	1,60	111,26	18,96
	чист.	P108	108,60	108,60	108,60	1,000	0,93	108,60	0,00
102,0 ГОСТ	п/ч	6P102	103,80	102,27	105,33	1,030	2,63	105,36	18,69
	чист.	P102	103,00	103,00	103,00	1,000	0,77	103,00	0,00
101,6 DIN, EN, API 5L	п/ч	6P101,6	103,30	101,77	104,83	1,030	3,10	104,85	18,67
	чист.	P101,6(5L)	102,40	102,40	102,40	1,000	1,36	102,40	0,00
101,6 API 5CT	п/ч	6P102	103,80	102,27	105,33	1,030	2,63	105,36	18,69
	чист.	P101,6(5CT)	102,70	102,70	102,70	1,000	1,08	102,70	0,00
95,0	п/ч	8P95	96,70	95,27	98,13	1,030	1,33	98,15	18,33
	чист.	P95	95,80	95,80	95,80	1,000	0,93	95,80	0,00
91,0	1 п/ч	8P91	94,80	93,24	97,02	1,041	3,27	97,06	21,19
	2 п/ч	9P91	92,48	91,34	94,08	1,030	2,46	94,10	18,10
	чист.	P91	91,90	91,90	91,90	1,000	0,83	91,90	0,00
89,0 (88,9) ГОСТ, DIN, EN, API 5L	п/ч	9P89	90,28	89,10	91,96	1,032	4,10	91,98	18,56
	чист.	P89	89,70	89,70	89,70	1,000	0,64	89,70	0,00
88,9 API 5CT	п/ч	9P88,9	90,59	89,40	92,26	1,032	3,77	92,28	18,57
	чист.	P88,9	90,00	90,00	90,00	1,000	0,65	90,00	0,00
Согласовал		Проверил		Разработчики			Утверждаю		
Начальник ТПЦ-5		Зам. главного инженера		Технический директор Института развития		И.о. начальника ЦЗЛ	Главный инженер		
									
подпись		подпись		подпись		подпись	подпись		
2.04.06		07.07.06		6.04.06		6.04.06	6.04.06		
дата		дата		дата		дата	дата		

ОАО "Нижнеднепровский трубопрокатный завод"		Трубопрокатный цех №5. Калибровка рабочих клетей, параметры расточки клетей редукционного стана					Лист	Листов	Номер нормали Н-Т5-15-К-04	
							2	2		
Типоразмер	Тип клетей	Шифр клетей	Параметры калибра				Частная деформация в %, %	Диаметр режущего инструмент в D _н , мм	Установка режущего инструмент в X _н , мм	
			Средний диаметр D _{ср} , мм	Высота H, мм	Ширина B, мм	Овальни- ция				
83,0 ГОСТ	п/ч	11P83	84,19	83,10	85,76	1,032	2,67	85,78	18,15	
	чист.	P83	83,80	83,80	83,80	1,000	0,46	83,80	0,00	
82,5 DIN, EN	п/ч	11P83	84,19	83,10	85,76	1,032	2,67	85,78	18,15	
	чист.	P82.53	83,40	83,40	83,40	1,000	0,94	83,40	0,00	
76,0	1 п/ч	13P76	78,50	77,34	79,66	1,030	1,88	79,68	17,15	
	2 п/ч	14P76	77,17	76,26	78,54	1,030	1,69	78,56	17,07	
	чист.	P76	76,70	76,70	76,70	1,000	0,61	76,70	0,00	
73,0 ГОСТ 633	п/ч	14P73	74,48	73,60	75,80	1,030	2,77	75,82	16,86	
	чист.	HK73	74,00	74,00	74,00	1,000	0,64	74,00	0,00	
73,0 ГОСТ 8732	п/ч	14P73T	74,08	73,20	75,40	1,030	3,29	75,42	16,83	
	чист.	P73T	73,60	73,60	73,60	1,000	1,18	73,60	0,00	
70,0	п/ч	16P70	71,41	70,29	73,11	1,040	3,23	73,14	19,17	
	чист.	P70	70,60	70,60	70,60	1,000	1,14	70,60	0,00	
68,0	п/ч	16P68	69,09	68,28	70,32	1,030	2,97	70,34	16,42	
	чист.	P68	68,60	68,60	68,60	1,000	0,71	68,60	0,00	
65,0	п/ч	17P65	68,09	65,32	67,28	1,030	3,72	67,30	16,15	
	чист.	P65	65,60	65,60	65,60	1,000	0,75	65,60	0,00	
63,0	п/ч	18P63	64,16	63,30	65,52	1,035	3,37	65,54	17,25	
	чист.	P63	63,60	63,60	63,60	1,000	0,87	63,60	0,00	

Примечание:

Разработано в соответствии с патентом Украины №71658
Разработано в соответствии с патентом Украины №73440

Согласовал		Проверил		Разработчики		Утверждаю	
Начальник ТПЦ-5		Зам. главного инженера		Технический директор Института развития	И.о. начальника ЦЗЛ	Главный инженер	
							
подпись		подпись		подпись	подпись	подпись	
20.06		07.04.06		04.06	04.06	04.06	
дата		дата		дата	дата	дата	

Додаток Н

Акт ТОВ «Інтерпайп Ніко Тьюб» від 17.07.2017 р.

Утверждаю:

 Генеральный директор
 ООО «Интерпайп Нико Тьюб»
 В.А. Карпюк
 «17» 07 2017г.

Акт

внедрения результатов диссертационной работы Шифрина Е.И.
 на ООО «Интерпайп Нико Тьюб»

г. Никополь

В результате выполнения работ по тематическим планам Института развития ПАО «Интерпайп НТЗ» и Института информационных технологий по совершенствованию технологии производства и повышением качества горячедеформированных бесшовных труб на ТПА 30-102 и ТПА 350 ООО «Интерпайп Нико Тьюб» были использованы следующие результаты диссертационной работы на соискание ученой степени доктора технических наук Шифрина Евгения Исаевича.

1. На 12-ти клетьевом калибровочном и 24-х клетьевом редукционном станках ТПА 30-102 и ТПА 350 использована разработанная новая концепция расчета таблицы прокатки, в основу которой заложены закономерности изменения показателя уширения.
2. Использована методика расчета энергосиловых параметров безоправочной прокатки труб на ТПА 30-102. Проведенные теоретические исследования и результаты их апробации явились основанием для предложения о расширении сортамента производимых труб в область толщин стенок 8,0 – 8,5 мм на редукционном стане и 10,0 – 14,0 мм на калибровочном стане (при проектных толщинах стенки 8,0 мм). Изменение производимого на ТПА 30-102 сортамента труб зафиксировано внесением изменений в технологическую инструкцию ТИ НЗБТ 79-1-2003 (изменение 1) и ТИ 79-1-2010.
3. Расчет энергосиловых параметров прокатки осуществлялся с использованием данных о реологических свойствах прокатываемых сталей, полученных с применением способа определения сопротивления деформации.

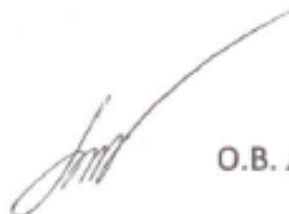
ции по патенту Украины на изобретение № 75304, соавтором которого является Е.И.Шифрин.

4. На основании выполненных исследований была разработана и прошла промышленные испытания новая схема расчета таблиц прокатки на ТПА 30-102 и ТПА 350. Шифриным Е.И. с соавторами были получены патенты Украины на изобретения № 71668 и № 73440, на основании которых были разработаны и приняты к внедрению нормали НТК 70К-7-06 «Параметры калибровки валков» для калибровочного стана ТПА 350.

Освоение данных разработок позволило освоить выпуск обсадных труб по американским стандартам API 5CT, API 5L, тройному стандарту ASTM A53/ASTM A106/API 5L, повысить стойкость прокатных валков и снизить расходный коэффициент металла в среднем по сортаменту на 3,4%. Снижение поперечной разностенности, в зависимости от сортамента, составило 14-43% в сравнении с утвержденными нормами.

5. В результате проведенных исследований образования утолщенных концов на редуцированных трубах применительно к условиям редуционного стана ТПА 30-102 были выданы рекомендации по снижению норм концевой обрезки (в среднем на 1,68%).

Начальник технологической лаборатории
ООО «ИНТЕРПАЙП НИКО ТЬЮБ»



О.В. Луценко

Додаток Р

Висновок про використання патентів України №73440 та №77136 (лист ЗАТ
НЗБТ від 19.01.2007 № 02/194)



ЗАТ "Нікопольський завод безшовних труб"

№ 02/194 від 19.01.07
на № _____

Техническому директору
Института развития
Чуеву А.В.
49081, г. Днепропетровск,
ул. Столетова, 21
Факс: (0562) 358-972

На Ваш № 48/121 от 21.12.06 г

Уважаемый Анатолий Васильевич!

В соответствии с Вашим за просом об экономической эффективности
использования на нашем заводе изобретений по патентам №№ 73440 и 77136 со-
общаю следующее:

Изобретение по патенту № 73440 «Способ безоправочной непрерывной
продольной прокатки труб в многоклетьевом стане» внедрено и фактически ис-
пользуется с 26.08.2005г. Доход за фактический год использования патента со-
ставил 131 000грн.

Дата начала фактического использования изобретения по патенту
№ 77136 «Способ прокатки труб в многоклетьевом редуционном стане»—
01.01.2007 года. Ожидаемый годовой доход от внедрения изобретения
1 211 231,65грн.

С уважением,

Главный инженер ЗАО "Нико Тьюб"

Исп. Олейник В.С., тел. 9- 13-88

 В.И. Лозовой

Додаток С

Висновок про використання патенту України №77138 (лист ЗАТ НТК від
08.02.2007)

Техническому директору
Института развития ОАО «НДТЗ»
г-ну Чуву А.В.

факс (22) 35-89-72

Уважаемый Анатолий Васильевич!

По расчетным данным использование калибровок в соответствии с Патентом Украины № 77138 при производстве труб обсадных передельных по сравнительному расчету за 2005-2006 гг. увеличивает фактически выход годного на 0,65%, что эквивалентно 204 тн труб или 531 770,68 грн. в год.

Главный инженер
ЗАО «НТК»



Ю.Г. Шишо

Коломийцев Г.Л., 05662 91227

Додаток Т

Розрахунок очікуваного економічного ефекту від використання на
ТПА 30-102 ЗАТ «Ніко Тьюб» патенту України №73440



Расчет ожидаемого экономического эффекта от внедрения
новой калибровки валков редукционного и калибровочного
станов для производства толстостенных труб (муфтовой
заготовки) разработанной институтом развития НИПИГ
« Интерпайп » совместно с ЗАО « Нико Тьюб » по
патенту Украины № 73440.

Положительный эффект получен за счет освоения технологии производ-
ства муфтовой заготовки на ТПА «30-102» и исключения приобретения муфто-
вой заготовки на стороне, размерами 89 x 13 – 13,5 мм, 93 x 13 – 13,5 мм,
114 x 13 – 13,5 мм.

Исходные данные :

- 1) V – объём закупаемой муфтовой заготовки по плану на 2006г (т) - 1300
- 2) C – покупная цена муфтовой заготовки м/с 36Г2С со стороны (гр/т) - 4967
- 3) C₁ – себестоимость муфтовой заготовки по ТПЦ м/с.36Г2С (гр/т) - 4035,3

Расчет эффекта :

$$\mathcal{E} = (C - C_1) V$$

$$\mathcal{E} = (4967 - 4035,3) \times 1300 = 1211210 \text{ гр.}$$

Нач. управления по экономике

О.И.Длугач

Нач.ИЦ

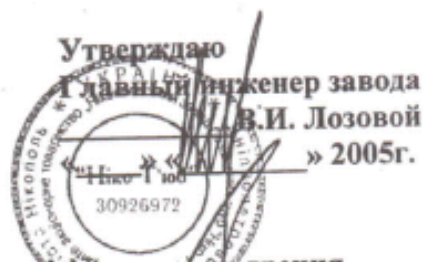
В.В.Юрковский

Нач. ЦЗЛ

Е.Ф.Чудаков

Додаток У

Розрахунок очікуваного економічного ефекту від використання на ТПА 30-102 ЗАТ «Ніко Тьюб» патенту України № 77136 (заявка №2005 09720)



Расчет ожидаемого экономического эффекта от внедрения новой калибровки валков редукционного и калибровочного станков для прокатки труб с толщиной стенок до 8мм включительно на ТПА «30-102» разработанной институтом развития НПИГ «Интерпайп» совместно с ЗАО «Нико Тьюб» по заявке на патент Украины № 2005 09720.

Эффект получен за счет использования новой калибровки при производстве всех типоразмеров труб на ТПА «30-102» с толщиной стенок до 8мм.

Исходные данные :

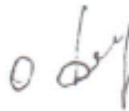
- | | |
|--|----------|
| 1) V- годовой плановый объем производства на 2006г рассматриваемых типоразмеров (тонн) | -194400 |
| 2) РК - фактический расходный коэффициент на металл | -1,172 |
| 3) РК ₁ -ожидаемый расходный коэффициент на металл | -1,169 |
| 4) Ц - цена заготовки (гр/тонна) | -1907,07 |
| 5) Ц _о - цена отходов (гр/тонна) | -667 |

Расчет эффекта :

$$\mathcal{E} = (РК - РК_1) V (Ц - Ц_o)$$

$$\mathcal{E} = (1,172 - 1,169) 194400 (1907,07 - 667) = 723208,8 \text{ гр}$$

Нач. управления по экономике

 О.И.Длугач

Нач.ИЦ



В.В.Юрковский

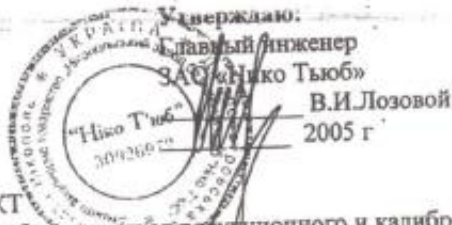
Нач. ЦЗЛ



Е.Ф.Чудаков

Додаток Ф

**Акт за результатами промислових випробувань калібрувань валків
редукційного та калібрувального станів ТПА 30-102, розроблених за участю
Інституту розвитку НППГ «Інтерпайп»**



 Утверждаю: _____
 Главный инженер
 ЗАО «Нико Тьюб» _____
 В.И. Лозовой
 2005 г.

АКТ

по результатам промышленных испытаний калибровок валков редукционного и калибровочного станов ТПА 30-102, разработанных с участием Института развития НППГ «Интерпайп»

В 2005 году, заводом, совместно с Институтом развития НППГ «Интерпайп» проведена совместная работа по усовершенствованию технологии прокатки и повышению качества труб на ТПА 30-102. Разработаны новые калибровки валков редукционного и калибровочного станов для прокатки труб с соотношением стенки к диаметру ($S/D \leq 0,1$), а также труб с повышенной толстостенностью ($S/D \geq 0,1$), в том числе муфтовой заготовки. Разработанные калибровки прошли промышленное опробование при прокатке следующих видов труб:

Трубы размером 48,3x3,25 мм, DIN 2440, (дата прокатки 20.09.05)

Объем опытной партии 58,3 тонны. При первичном контроле (исправимый брак) отбраковано по геометрическим параметрам 4,2 % труб.

Трубы опытной партии отличаются достаточно высокими показателями точности. Так, максимальное отклонение по диаметру в партии из 30 труб составило 0,25 мм (по стандарту 0,9 мм), при средне-квадратичном отклонении равном 0,05 мм.

Максимальное отклонение по толщине стенки, в этой же партии труб составило 0,75 мм, при допуском 1,19 мм. Средне-квадратичное отклонение, при этом, составило 0,15 мм. Результаты замеров приведены в Приложении 1.

Трубы размером 42,0x3,0 мм, ГОСТ 8731-74, (26.09.05).

Объем опытной партии 75 тонн. Прокатка труб осуществлялась согласно действующей технологии. Трубы соответствуют требованиям стандарта. При первичном контроле (исправимый брак) контроле отбраковано по геометрическим размерам 3,2 % к годному. Результаты замеров диаметра и толщины стенки по длине отдельно взятой трубе, а также утолщенных концов, представлены в Приложении 2.

Трубы размером 57,0x10...14 мм, ГОСТ 8731-74, (01.06.05).

Объем опытной партии 9,2 тн. Калибровка рассчитана на 24-е клетки. Максимальные частные обжатия в клетях - 3,5%. Прокатаны трубы со средней стенкой 9,43; 10,51 и 11,50 мм. При прокатке труб наблюдалось повышение нагрузок на главный привод редукционного стана. При прокатке первой трубы размером 57x11,50 мм, произошло срабатывание защиты и остановка редукционного стана с торможением прокатываемой трубы в стане. Все трубы по своим геометрическим параметрам полностью соответствуют требованиям НТД. Результаты замеров диаметра и толщины стенки по длине труб приведены в Приложении 3.

Учитывая результаты опытной прокатки, а также ограничения по летучим ножницам для резки трубы после выхода из редукционного стана, принято решение ограничиться возможностью прокатки труб размером 57x8,5 мм. Сделано соответствующее изменение в НТД.

Трубы размером 93,2x13,0 и 88,9x13,5 мм (муфтовая заготовка для НКГ)

Рассчитаны калибровки валков для прокатки труб размером 93,2x13,0 и 88,9x13,5 мм. из расчета использования полного комплекта (12) клеток калибровочного стана и максимальных частных обжатий в клетях 2,4 и 2,9 % соответственно.

Изготовлена опытная партия муфтовой заготовки 93,2x13,0, м/с 35Г2Ф в количестве 8,3 тонны. Прокатка труб осуществлялась по действующей технологии. Существенного повышения нагрузок по отдельным станам не наблюдалось.

На трубах исследовали характер и величину изменения средней стенки, поперечной и продольной разностенности. Результаты замеров приведены в Приложении 4.

ВЫВОДЫ:

1. Разработана технология прокатки на ТПА 30-102 толстостенных труб и изготовлены опытные партии труб размером 93,2х13 мм и 88,9х13,5мм (муфтовая заготовка для НКТ), а также труб диаметром 57 мм с толщиной стенки до 11,5 мм. Трубы отвечают требованиям стандартов.

2. Технология внедрена в производство (Изменение № 10 к ТИ 79-1-2003, изменения № 7 и №8 к чертежу 10-7-02).

3. Разработана калибровка валков редукционного (калибровочного) станок ТПА 30-102, обеспечивающая прокатку труб в суженом поле допусков, изготовлены опытно-промышленные партии труб размером 42,0х3,0мм (ГОСТ 8731-74) и 48,3х3,25 мм (DIN 2440). Качество труб по геометрическим параметрам выше требований стандартов. Технология находится в стадии внедрения.

Начальник инженерного центра

Начальник ЦЗЛ



В.В. Юрковский

Е.Ф. Чудаков

Додаток Х

ТІ НЗБТ 79-1 2003, зміна №10. Виробництво труб на трубопрокатному агрегаті 30-102 з безперервним станом

 НИКО ТЬЮБ	ТЕХНОЛОГИЧЕСКАЯ ИНСТРУКЦИЯ ТИ НЗБТ 79-1-2003	Взамен: ТИ ПТЗ 7-1-2000 Редакция: 0	
	Изменение №10	Лист 1	Листов 4

УЧЕТНЫЙ № 35

Наименование: Производство труб на трубопрокатном агрегате «30-102» с непрерывным станом

Введена в действие: 05.07.05

Назначение: Устанавливает требования к технологическим операциям, выполняемым при изготовлении бесшовных горячекатаных труб на трубопрокатном агрегате «30-102» с непрерывным станом.

Цель: Регламентирование технологических процессов при подготовке металла к прокату, горячей прокатке труб на агрегате «30-102», отделке труб, техническом контроле, сдаче и отгрузке труб. Соблюдение норм охраны труда и экологии при производстве труб.

Держатель подлинника: ЦЗЛ

Инструкция разослана: ЦЗЛ, ОТК, ТПЦ, УПБТиЭ, отдел метрологии, отдел сбыта, ПРО, техотдел, сервисная служба

Разработчик:	Проверил:	Утверждаю:
Начальник ЦЗЛ Чудаков Е.Ф. <u>22.06.05</u>	Начальник ИЦ Юрковский В.В. <u>25.06.05</u>	Главный инженер Лозовой В.И. <u>29.06.05</u>

 НИКО ТЮБ	ТЕХНОЛОГИЧЕСКАЯ ИНСТРУКЦИЯ ТИ НЗБТ 79-1-2003		Взамен: ТИ ПТЗ 7-1-2000 Редакция: 0	
	Изменение №10		Лист 2	Листов 4

1. Таблицу 4.2 «Технические характеристики стана» изложить в новой редакции:

Таблица 4.2. Технические характеристики стана

№ п/п	Наименование параметров	Размерность	Величина
1	2	3	4
1.	Наружный диаметр черновых труб после непрерывного стана	мм	110,120
2.	Толщина стенки черновых труб	мм	3,0-14,5
3.	Длина черновых труб	м	15,0-31,5
4.	Количество рабочих клеток	шт.	9
5.	Диаметр рабочих валков	мм	550
6.	Длина бочек рабочих валков	мм	230
9.	Диаметр оправок	мм	88-112
10.	Расстояние между осями клеток	мм	1150
11.	Скорость прокатки в I клет	м/с	0,89-1,58
	IX клет	м/с	4,50-6,01
12.	Наибольшее давление металла на валки: при установившемся процессе при неустановившемся процессе	кН/тс кН/тс	2548/260/ 3430/350/
13.	Мощность электродвигателя I-IX клетки	кВт	1400
14.	Скорость вращения электродвигателей	об./мин.	355-710

2. Подпункт 4.3.4.6.

Последнее предложение п/пункта, начиная со слов «Диаметр трубы должен быть... и далее по тексту»-исключить.

3. Подпункт 4.3.4.9.

Второй абзац п/пункта, начиная со слов «Контроль температуры ...и далее по тексту» - исключить.

4. Пункт 6.1.1. Изложить в новой редакции:

6.1.1. Операция редуцирования (калибрования) труб предназначена для получения заданного диаметра и толщины стенки готовых труб.

6.1.1.1. Прокатку труб диаметром от 32 до 76 мм с толщиной стенки от 2,5 мм до 8,5 мм осуществлять на 24-х клетьевом редуциционно-растяжном стане. При этом максимальная толщина стенки для труб различного типоразмера ограничивается техническими возможностями летучих ножиц для порезки труб и не должна превышать для труб диаметром:

-57,0 мм и менее	8,5 мм;
-60,0 (60,3) мм	8,0 мм;
-63,5 мм	7,5 мм;
-70,0 мм	6,5 мм;
-73, 0 мм	6,3 мм;
-76, (76,1) мм	6,0 мм

6.1.1.2. Прокатку труб диаметром от 73 до 114,3 мм с толщиной стенки до 14,0 мм осуществлять на 12-и клетьевом калибровочном стане.

3. Таблица 6.1. Изложить в новой редакции:

 НИКО ТЬЮБ	ТЕХНОЛОГИЧЕСКАЯ ИНСТРУКЦИЯ ТИ НЗБТ 79-1-2003	Взамен: ТИ ПТЗ 7-1-2006 Редакция: 0	
	Изменение №10	Лист 3	Листов 4

Таблица 6.1. Основные технические характеристики редуционно-растяжного калибровочного станка

№ п/п	Наименование параметров	Редуционно-растяжной стан	Калибровочный стан
1	2	3	4
1.	Количество клеток	24	12
2.	Наружный диаметр готовых труб, мм	32÷76	76÷102
3.	Толщина стенки готовых труб, мм	2,5÷8,5	3,5÷14,0
4.	Длина труб, максимальная, м	111	45
5.	Скорость прокатки (максимальная), м/с	9	4,7
6.	Количество черновых клеток, шт.	22	10
7.	Количество чистовых клеток, шт.	2	2
8.	Межклетьевое расстояние, мм	300	300
9.	Диаметр рабочих валков, мм	330	330
10.	Наибольшее допустимое давление металла на валок: - пиковое, кгс - установившееся, кгс	12000 5000	12000 5000
11.	Вес рабочей клетки, кг	820	820
12.	Тип привода	Дифференциально-групповой привод	Дифференциально-групповой привод

4. Таблица 9.1. Изложить в новой редакции:

Таблица 9.1. Технические характеристики правильного стана

№ п/п	Наименование параметра	Размерность	Значения
1.	Количество рабочих валков	шт.	7
2.	Диаметр труб	мм	20 – 114,3
3.	Толщина стенки	мм	2 – 8,5*
4.	Длина труб	м	6,0 – 25,0
5.	Скорость транспортировки труб при правке	м/сек	1,0 – 3,0
6.	Поворот валков относительно оси	градусов	26 – 30

*Правку труб с толщиной стенки более 8,5 мм, при необходимости, осуществлять на кулачковом прессе модели К104 в соответствии с ТИ НЗБТ 79-51-2003.

 НИКО ТЬЮБ	ТЕХНОЛОГИЧЕСКАЯ ИНСТРУКЦИЯ ТИ НЗБТ 79-1-2003		Взамен: ТИ ПТЗ 7-1-2000 Редакция: 0	
	Изменение №10		Лист 4	Листов 4

СОГЛАСОВАНО:
И.О.начальника ТПЦ

В.С.Рап
« 28 » 06. 2005 г.

Начальник управления по качеству

В.И. Масляный
« 25 » 06. 2005 г.

Начальник метрологического отдела ИЦ

С.П. Кекух
« 25 » 06. 2005 г.

Начальник УПБГТ и Э

А.В. Верниченко
« 26 » 06. 2005 г.

РАЗРАБОТАЛ:

Начальник
прокатной лаборатории
В.С.Олейник
« 12 » 06. 2005 г.

ЗАРЕГИСТРИРОВАНО:

Инженер
прокатной лаборатории
Г.С. Вишневская
« 30 » 06. 2005 г.

Основний зміст дисертації опублікований у роботах:

1. Гуляев Ю.Г. Стальные трубы. Изготовление, применение, сортамент. Справочник / Ю.Г. Гуляев, В.М. Друян, Е.И. Шифрин. – Днепропетровск: Днепр-Вал, 2002. – 350 с.
2. Gulyayev Yu.G. The modern trends of development of the pipe and tube industry / Yu.G. Gulyayev, Ye.I. Shyfrin, Ilija Mamuzic, D.Yu. Garmashev, N.A. Maximova // Metalurgija. – 2010. – № 3(49). – P. 187-190.
3. Гуляев Ю.Г. Актуальные проблемы и тенденции развития трубного производства / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, Н.А. Коряка // Черные металлы. – 2010. – №3. – С.8-13.
4. Шифрин Е.И. Анализ параметров продольной безоправочной прокатки труб на станах с дифференциально-групповым приводом / Е.И. Шифрин // Сталь. – 2008. – № 3. – С.62-65.
5. Гуляев Ю.Г. Математическая модель процесса непрерывной безоправочной продольной прокатки труб в стане с индивидуальным приводом / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, Н.Ю. Квитка // Теория и практика металлургии. – 2006. – № 3. – С. 66-74.
6. Гуляев Ю.Г. Теоретический анализ параметров непрерывной продольной безоправочной прокатки труб на станах с дифференциально-групповым приводом / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, Н.Ю. Квитка // Теория и практика металлургии. – 2007 – № 4-5. – С. 115-123.
7. Патент 77136 Україна МПК (2006) B21B 17/14 Спосіб прокатки труб у багатоклітьовому редукційному стані. А.І. Козловський, Ю.Г. Гуляєв, Є.І. Шифрін та ін. Бюл. № 10 – 4с.
8. Шифрин Е.И. Основные проблемы повышения эффективности производства труб / Е.И. Шифрин // В сб. «Сучасні проблеми металургії». Наукові вісті.– Том 8. Пластична деформація металів. – Дніпропетровськ. – 2005. – С. 372-374.

9. Козловский А.И. Повышение эффективности производства труб / А.И. Козловский, Е.И. Шифрин, Ю.Г. Гуляев // В сб. трудов международной конференции «Стратегия качества в промышленности и образовании». – Варна, Болгария. – 2005. – С.78-80.

10. Шифрин Е.И. Состояние и основные направления развития трубного производства России /Е.И. Шифрин // В сб. «Сучасні проблеми металургії». Наукові вісті. Том 11. – Нікополь. – 2008. – С. 228-235.

11. Клачков А.А. Текущее состояние российской трубной отрасли. Развитие ПАО «ТМК» – ведущего производителя труб / А.А. Клачков, Е.И. Шифрин, И.И. Лубе // Труды X Конгресса прокатчиков (том II). Сборник статей. – М.: Ваш формат, 2015. – С. 26-35.

12. Кузнецов Е.Д. О проблеме повышения точности бесшовных труб, изготавливаемых на ОАО «НТЗ» / Е.Д. Кузнецов, Е.И. Шифрин, В.Л. Мережко, А.П. Тимощенко // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2004. – № 1. – С. 30-34.

13. Гуляев Ю.Г. Актуальные проблемы и тенденции развития трубного производства. / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, Н.А. Коряка // Металлургический компас. – 2009. – №11. – С.27-32.

14. Гуляев Ю.Г. Анализ условий энергопотребления при горячей прокатке труб / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, М.А. Гроденский и др. // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2004. – № 1. – С. 22-24

15. Сокуренок В.П. Пути снижения расходных коэффициентов металла при производстве горячедеформированных труб за счет управления точностью прокатки в цехах ОАО «НТЗ» / В.П. Сокуренок, В.М. Фридман, Е.И. Шифрин, Ю.А. Гасис и др. // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2004. – № 5. – С. 44-52.

16. Козловский А.И. Некоторые проблемы повышения эффективности производства труб / А.И. Козловский, Е.И. Шифрин, Ю.Г. Гуляев // Теория и практика металлургии. – 2004. – № 5. – С. 38-41.

17. Gulyaev G.I. The Mathematical Model of Formation of the cross-sectional Wall Thickness Nonuniformity during Longitudinal Plugless Tube Rolling. / G.I. Gulyaev, Yu.G. Gulyaev, Ye.I. Shyfrin, N.Y. Kvitka, K. Sawamiphakdi // Material science & Technology Conference Proceedings, AIST/TMS. – Pittsburgh, Pa. – 2005. – P.15-25.

18. Гуляев Ю.Г. Анализ изменения средней толщины стенки при продольной безоправочной прокатке труб с натяжением и контактным трением / Ю.Г. Гуляев, Г.И. Гуляев, В.М. Друян, Е.И. Шифрин и др. // Теория и практика металлургии. – 2004. – № 2. – С. 30-36.

19. Гуляев Ю.Г. Математическая модель изменения средней толщины стенки при безоправочной прокатке труб / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, С.А. Чукмасов и др. // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2005. – № 5. – С. 38-43.

20. Гуляев Ю.Г. Расчет изменения средней толщины стенки при продольной безоправочной прокатке труб / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин // Теория и практика металлургии. – 2017. – № 1–2. – С.114-119.

21. Гуляев Ю.Г. Математическая модель непрерывной безоправочной продольной прокатки труб /Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, Н.Ю. Квитка // Теория и практика металлургии. – 2006. – №6. – С.63-70.

22. Gulyaev G.I. Optimization of the Roll Design Parameters and Deformation Schedules in the Continuous, Plugless Tube Rolling Process. / G.I. Gulyaev, Ye.I. Shyfrin, Yu.G. Gulyaev, N.Y. Kvitka, C.V. Darragh// Iron & Steel Technology Conference Proceedings. AISTTech. 2006. Cleveland, Ohio, USA. – Vol. I. – May 1–4, 2006. – P. 179-186,

23. Козловский А.И. Трубная промышленность Украины. Краткий анализ рынка трубной продукции /А.И. Козловский, Е.И. Шифрин // В кн. Металургійна наука підприємствам Придніпров'я. Збірник наукових праць. «Системні технології» – Дніпропетровськ, – 2004. – С.89-94.

24. Шифрин Е.И. Развитие способов горячей прокатки труб / Е.И. Шифрин // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2005. – № 1. – С. 41-47.

25. Шифрин Е.И. Развитие способов горячей прокатки труб / Е.И. Шифрин // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2005. – №2. – С. 50-55.

26. Gulyaev G.I. Procedure for the Determination of a Maximum Rolling Pressure in the Continuous Plugless Tube Rolling Process. / G.I. Gulyaev, Ye.I. Shyfrin, Yu.G. Gulyaev, N.Y. Kvitka, C.V. Darragh // *The International Conference on New Developments in Long and Forged Products: Metallurgy and Applications*. Winter Park, Colorado, USA. – June 4–7, 2006. – P. 127-132.

27. Патент 73440 Україна МПК (2005) B21B 17/14. Спосіб безоправочної безперервної поздовжньої прокатки труб у багатоклітьовому стані. А.І. Козловський, Ю.Г. Гуляєв, Є.І. Шифрін та ін. Бюл. № 7–8 с.

28. Патент 77138 Україна МПК (2006) B21B 17/14 Спосіб безперервної безоправочної поздовжньої прокатки труб у багатоклітьовому стані. А.І. Козловський, Ю.Г. Гуляєв, Є.І. Шифрін та ін. Бюл. № 10 – 5с.

29. Гуляев Ю.Г. Анализ условий безоправочной прокатки труб на станах с дифференциально–групповым приводом / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, В.И. Лозовой и др. / В сб. «Сучасні проблеми металургії». Наукові вісті. –

Том 11. – Нікополь. – 2008. – С. 92–100.

30. Шифрин Е.И. Методика расчета энергосиловых параметров непрерывной безоправочной прокатки труб /Е.И. Шифрин // *Сталь*. – 2007. – №1. – С.60-61.

31. Марченко Л.Г. Математическая модель процесса непрерывной безоправочной продольной прокатки труб / Л.Г. Марченко, Е.И. Шифрин, Ю.Г. Гуляев // *Сталь*. – 2007. – № 8. – С.84-87.

32. Гуляев Ю.Г. К вопросу теоретического обоснования межклетьевого натяжения – подпора при непрерывной прокатке / Ю.Г.

Гуляев, Г.И Гуляев, В.Н. Данченко, Е.И. Шифрин // Сталь. – 2011. – № 4. – С. 50-52.

33. Патент 75304 Україна МПК (2006) G01N 3/00 Спосіб визначення опору деформації твердих матеріалів. А І. Козловський, Ю.Г. Гуляєв, Є.І. Шифрін та ін. Заявл. 13.06.2005; Опубл. 15.03.2006, Бюл. №3. – 12 с.

34. Патент 82971 Україна МПК (2008) B21B 17/00 Спосіб безперервної безоправочної поздовжньої прокатки труб у багатоклітьовому стані. Ю.Г.Гуляєв, Є.І.Шифрін, Б.Г.Павловський та ін. Бюл. № 10 – 10с.

35. Gulyayev Yu.G. A Mathematical Model for the Stationary Process of Rolling of Tubes on A'Continuous Mill. «Materials and technology». / Yu.G. Gulyayev, Ye.I. Shyfrin, Ilija Mamuzic. – 2009 – № 2(42). – P. 63-67.

36. Gulyayev Yu.G. Perfection Of Processes Of Seamless Steel Tubes Production. / Yu.G. Gulyayev, Ye.I. Shyfrin, Ilija Mamuzic, M. Bursak, D.Yu. Garmashev// Metalurgija. – 2011. – № 4(50). – P.285-288.

37. Шифрин Е.И. Теоретический анализ условий формирования поперечной разностенности труб при продольной безоправочной прокатке. /Е.И. Шифрин, Н.Ю. Квитка, С.А. Чукмасов, Н.В. Гопайца // Теория и практика металлургии. – 2005. – № 6. – С. 25-31.

38. Гуляев Ю.Г. Методика расчета параметров безоправочной прокатки труб с учетом упругой деформации / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, Н.А. Максимова-Гуляева, Н.Ю. Квитка // Металлург. – 2008. – № 3. – С. 62-65.

39. Гуляев Ю.Г. Влияние упругой деформации по диаметру труб (упругой отдачи) на расчет параметров калибровки валков в непрерывных станах безоправочной прокатки труб / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2017. – № 4. – С.30-33.

40. Gulyaev G.I. Analysis of Variation of the Mean Wall Thickness in Stretch Reduced Tubes. / G.I. Gulyaev, Y.G. Gulyaev, Ye.I. Shyfrin, N.Y. Kvitka, K. Sawamiphakdi// Material Science & Technology 2004 Conference Proceedings. New Orleans, Louisiana, USA. – September 26–29, 2004. – Vol. I – P. 257-273.

41. Gulyayev Yu.G. Method of calculating the speed regime for continuous pipe rolling. / Yu.G. Gulyayev, Ye.I. Shyfrin// *Metalurgist*. – 2014. – Vol. 57. – P. 904-910.

42. Gulyaev Yuriy. Optimization of the roll pass design for continuous longitudinal tube rolling. /Yuuiy Gulyev, Yevgeny Shifrin, Nataliia Koriaka// *ITATube Journal*. – 2017. – № 4. – P. 16-21.

43. Гуляев Ю.Г. Сопоставление результатов решения различными методами задачи об осадке плоской полосы шероховатыми плитами. /Ю.Г. Гуляев, С.А. Чукмасов, Е.И. Шифрин и др.// В сб. «Сучасні проблеми металургії». Наукові вісті.– Том 8. Пластична деформація металів. – Дніпропетровськ. – 2005. – С. 110-113.

44. Гуляев Ю.Г. Повышение эффективности процесса редуцирования за счет уменьшения длины утолщенных концов и концевой обрезки труб / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин // «Пластическая деформация металлов», Коллективная монография под редакцией проф. Я.В. Фролова. – Днепр: Акцент ПП, 2017. – С.172–178. – 290 С.

45. Ващенко А.К. Применение режима падающих обжатий при калибровке труб на многоклетьевом редуционно-калибровочном стане / А.К. Ващенко, Е.И. Шифрин, А.В. Белая, и др. // *Черная металлургия. Ин-т Черметинформация. Вып. НТИ*. – 1984. – № 22 (978). – С. 54-55.

46. Шифрин Е.И. Разработка математической модели стационарного процесса прокатки труб в непрерывном редуционном стане / Е.И. Шифрин, Ю.Г. Гуляев / Сборник трудов Международной конференции «Трубы – Украина 2007». – Днепропетровск, 2007. – С.21-30.

47. Шифрин Е.И. Развитие технологий производства бесшовных горячедеформированных труб на ТПА с непрерывными станами на заводах Группы ТМК. /Е.И. Шифрин, И.И. Лубе // Труды X Конгресса прокатчиков (том II). Сборник статей. – М.: Ваш формат. – 2015. – С.159-166.

48. Гуляев Ю.Г. Расчет усилия и момента при непрерывной продольной безоправочной прокатке труб / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, С.А. Чукмасов и др. // Теория и практика металлургии. – 2006. – № 3. – С.91-95.

49. Шифрин Е.И. Методика расчета скоростного режима при непрерывной прокатке труб / Е.И. Шифрин, Ю.Г. Гуляев // Металлург. – 2013. – № 10. – С. 51-55.

50. Гуляев Ю.Г. Методика расчета параметров безоправочной прокатки труб. /Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, Н.А. Максимова-Гуляева, Н.Ю. Квитка // Теория и практика металлургии. – 2008. – № 1. – С. 46-48.

51. Гуляев Ю.Г. Интерпретация метода баланса работ при определении силовых параметров прокатки. /Ю.Г.Гуляев, Е.И.Шифрин, Я.В.Фролов, О.А.Ремез// Вісник НТУ «ХП», Серія: Іноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії. – Х.: «ХП», 2017, - № 43(1265). – С. 72-85.