

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ  
НАЦІОНАЛЬНА МЕТАЛУРГІЙНА АКАДЕМІЯ УКРАЇНИ

Кваліфікаційна наукова  
праця на правах рукопису

**Квітка Наталія Юріївна**

УДК 621.774.35

**ТЕОРЕТИЧНЕ ОБҐРУНТУВАННЯ ТА ВПРОВАДЖЕННЯ  
УДОСКОНАЛЕНИХ ДЕФОРМАЦІЙНО – ШВИДКІСНИХ РЕЖИМІВ  
БЕЗПЕРЕРВНОЇ ПОЗДОВЖНЬОЇ БЕЗОПРАВОЧНОЇ ПРОКАТКИ  
ТРУБ**

05.03.05 – Процеси та машини обробки тиском

Подається на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук

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

\_\_\_\_\_ Н.Ю. Квітка

Науковий керівник Балакін Валерій Федорович,  
доктор технічних наук, професор

Дніпро – 2021

## АНОТАЦІЯ

**Квітка Н.Ю. Теоретичне обґрунтування та впровадження удосконалених деформаційно-швидкісних режимів безперервної поздовжньої безоправочної прокатки труб - Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.**

Дисертація на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук за спеціальністю 05.03.05 – Процеси та машини обробки тиском. – Національна металургійна академія України, Дніпро, 2020.

Дисертація спрямована на нове рішення науково-технічної задачі, яка полягає в теоретичному обґрунтуванні, розробці та впровадженні удосконалених деформаційно-швидкісних режимів безперервної поздовжньої прокатки труб без оправки, що забезпечують підвищення ефективності технології за рахунок виготовлення трубної продукції з жорсткими характеристиками точності та якості, зменшення її металоємності, розширення сортаменту діючих агрегатів.

Для удосконалення деформаційно-швидкісних режимів на безперервних станах безоправочної поздовжньої прокатки труб з різними типами приводу валків розроблено теоретичні методи дослідження процесів формозміни, які враховують комплексний вплив на технологічні можливості станів, точність діаметру й товщини стінки труб таких факторів, як реологічні властивості матеріалу, що деформується, форма калібрів, кількість валків у робочій кліті, кількість клітей задіяних в процесі формозміни, пружна деформація валків та інших. За результатами проведених досліджень розроблено раціональні калібрування валків, режими деформації та побудовано таблиці прокатки для безперервних редуційних та калібрувальних станів з різними типами приводу валків, що забезпечило 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.

Ключові слова: виготовлення труб, безперервна безоправочна поздовжня прокатка, енергосилові параметри, кінематичні параметри, геометричні параметри калібру, різностінність готових труб.

Основний зміст дисертації викладено у публікаціях:

Коллективна монографія:

1. **Kvitka N.Y.** Selection of optimal form of roll caliber for plugless continuous longitudinal tube rolling. *Erbe der europäischen wissenschaft: Monografische Reihe "Europäische wissenschaft"*. Karlsruhe: NetAchatAV, 2020. Buch 2, Teil 3. P. 37-52. URL: <https://www.sworld.com.ua/simpge2/sge2-03.pdf>.

Статті у фахових виданнях України та інших держав:

2. Друян В.М., Чукмасов С.А., Гуляева (**Квитка**) Н.Ю. Повышение эксплуатационных характеристик стальных труб. *Теория и практика металлургии*. 2001. №6. С. 32-40.

3. Гуляев Ю.Г., Шифрин Е.И., **Квитка Н.Ю.** Теоретический анализ параметров непрерывной продольной безоправочной прокатки труб на станах с дифференциально–групповым приводом. *Теория и практика металлургии*. 2007. № 4-5. С. 115-124.

4. Гуляев Ю.Г., Шифрин Е.И., Лозовой В.И., **Квитка Н.Ю.** и др. Анализ условий безоправочной прокатки труб на станах с дифференциально–групповым приводом. *Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті*. Нікополь, 2008. Том 11. С. 92-100.

5. Шифрин Е.И., Балакин В.Ф., **Квитка Н.Ю.** Аппроксимирующее уравнение для определения коэффициента подпора при продольной прокатке полосы. *Металургійна та гірничорудна промисловість*. 2020. №2. С. 3-9.

6. **Квітка Н.Ю.**, Шифрін Є.І, Гуляев Ю.Г. Методика вибору раціональної форми трирадіусного калібру валка для безоправочної безперервної поздовжньої прокатки труб. *Вісник НТУ «ХПИ». Серія: Інноваційні технології та об-*

ладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії. 2020. № 2(1356). С. 25-33.

7. **Квітка Н.Ю.** Методика визначення кінематичних параметрів поздовжнього прокатування у калібрах. *Метал та лиття України*. 2020. vol. 28, №3 (322). С. 83-89.

8. **Kvitka N.**, Koriaka N. Roll calibers for plugless rolling of pipes. *ITA Tube Journal*. July 2020. No 1. P. 24-28.

9. Шифрін Є.І., **Квітка Н.Ю.** Методика визначення параметрів осередку деформації при поздовжній прокатці труб в калібрах. *Теорія і практика металургії*. 2019. №3. С. 30-35.

Патенти України:

10. Спосіб дослідження опору деформації твердих матеріалів / А.І. Козловський, Ю.Г. Гуляєв, Є.І. Шифрін, Н.О. Максимова-Гуляєва, **Н.Ю. Квітка** та ін.: пат. 75304 Україна: МПК (2006) G01N 3/00. №а200505812; заявл. 13.06.2005; опубл. 15.03.2006, Бюл. № 3. 12 с.

11. Спосіб безперервної безопрочної поздовжньої прокатки труб в багатоклітьовому стані / Ю.Г.Гуляєв, Є.І. Шифрін, Б.Г. Павловський, **Н.Ю. Квітка**, Л.Я. Пахомова: пат. 82971 Україна: МПК (2006) B21B 17/00, B21B 37/46, B21B 27/02; заявл. 20.08.2007; опубл. 26.05.2008, Бюл. № 10. 7 с.

12. Спосіб безопрочної безперервної поздовжньої прокатки труб в багатоклітьовому стані / Ю.Г.Гуляєв, Б.Г. Павловський, **Н.Ю. Квітка**, Л.Я. Пахомова: пат. 82972 Україна: МПК (2006) B21B 17/00, B21B 27/02; заявл. 20.08.2007; опубл. 26.05.2008, Бюл. №10. 4 с.

Тези доповідей міжнародних науково-технічних конференцій:

13. Gulyayev G.I., Gulyayev Yu.G., Shyfrin Ye.I., **Kvitka N.Yu.**, Darragh C.V. Optimization of the Roll Design Parameters and Deformation Schedules in the Continuous Plugless Tube Rolling Process. *Iron & Steel Technology Conference Proceedings (AISTech'06), Vol. II*. Cleveland (Ohio, USA), 2006. P. 179–186.

14. Gulyayev G.I., Gulyayev Yu.G., Shyfrin Ye.I., **Kvitka N.Yu.**, Darragh

C.V. The Procedure of Determination of a Maximum Rolling Pressure in the Continuous Plugless Tube Rolling Process. *International Conference of New Developments in Long and Forged Products Proceedings*. Winter Park, Colorado (USA), 2006. P. 127-132.

15. **Квітка Н.Ю.** Определение среднего радиуса калибра при продольной прокатке. *Science, society, education: topical issues and development prospects* : Abstracts of the 5th International scientific and practical conference SPC Sci-conf.com.ua. Kharkiv, Ukraine, 2020. P. 245-251. URL: [https://sci-conf.com.ua/wp-content/uploads/2020/04/SCIENCE-SOCIETY-EDUCATION\\_TOPICAL-ISSUES-AND-DEVELOPMENT-PROSPECTS\\_12-14.04.20.pdf](https://sci-conf.com.ua/wp-content/uploads/2020/04/SCIENCE-SOCIETY-EDUCATION_TOPICAL-ISSUES-AND-DEVELOPMENT-PROSPECTS_12-14.04.20.pdf).

Навчальний посібник:

16. Гуляев Ю.Г., Николаенко Ю.М., **Квітка Н.Ю.** Технологічні процеси обробки металів тиском. Частина X : Навч. посібник. Дніпро : НМетАУ, 2020. 52 с.

## ABSTRACT

**Theoretical substantiation and implementation of the improved deformation - speed regimes of continuous longitudinal plugless rolling of pipes – Qualifying scientific work on the rights of a manuscript.**

Thesis for a PhD degree in technical sciences in specialty 05.03.05 - Processes and machines for metal forming. – National Metallurgical Academy of Ukraine, Dnipro, 2020.

The dissertation is aimed at a new solution of scientific and technical problem, which consists in theoretical substantiation, development, and implementation of improved deformation - speed regimes of continuous longitudinal rolling of pipes without mandrel, which increases technology efficiency by the means of manufacturing pipe products with rigid characteristics of accuracy and quality, expanding the production range of existing technological units.

To improve the deformation - speed regimes of continuous mills of longitudinal rolling of pipes without mandrel with different types of engine drives theoretical methods were developed for studying the processes of deformation, which take into account the complex impact on the technological capabilities of mills, accuracy of pipe diameter and wall thickness, shape of calibers, number of rolls in the working stand, number of stands involved in the process of metal forming, elastic deformation of rolls and other criterion. Based on the results of the research, rational calibrations of rolls, deformation modes, and rolling tables for longitudinal reduction and calibration mills with different types of engine drives were developed, which expanded the range and improved the quality and accuracy of pipes to meet modern consumer requirements.

Recommendations for the creation of advanced technological processes for calibration and reduction of pipes for mills that have been in operation for a long period of time and cannot successfully compete with modern pipe rolling units have been developed.

Keywords: pipe production, continuous longitudinal rolling without mandrel, power parameters, kinematic parameters, geometric parameters of caliber, wall thickness variation of pipes.

## ЗМІСТ

	Стор.
<b>ОСНОВНІ ПОЗНАЧЕННЯ ТА АБРЕВІАТУРИ .....</b>	10
<b>ВСТУП.....</b>	13
<b>РОЗДІЛ 1. ХАРАКТЕРНІ ОСОБЛИВОСТІ БЕЗПЕРЕРВНОЇ ПОЗДОВЖНЬОЇ БЕЗОПРАВОЧНОЇ ПРОКАТКИ ТРУБ .....</b>	23
1.1. Коротка історія вивчення процесу прокатки труб без оправки	23
1.2. Загальна структура математичних моделей прокатки труб без оправки в декількох клітях .....	25
1.2.1. Закони зв'язку $S_i = S_i(\Pi)$ .....	27
1.2.2. Закони зв'язку $Z_i = Z_i(n_{Bi})$ .....	31
1.3. Особливості інтегральних моделей першого покоління .....	33
1.4. Особливості інтегральних моделей другого покоління .....	41
1.5. Загальні недоліки існуючих моделей і визначення шляхів їх усунення .....	45
1.6. Висновки по розділу 1 .....	47
<b>РОЗДІЛ 2. УДОСКОНАЛЕННЯ МЕТОДІВ ВИЗНАЧЕННЯ ДЕФОРМАЦІЙНИХ ПАРАМЕТРІВ ФОРМОЗМІНИ ПРИ БЕЗПЕРЕРВНІЙ ПОЗДОВЖНІЙ ПРОКАТЦІ .....</b>	49
2.1. Визначення середнього радіуса калібру .....	49
2.2. Методика вибору раціональної форми калібру валка .....	58
2.2.1. Параметри основної ділянки калібру .....	58
2.2.2. Параметри калібру в зоні галтелі .....	75
2.3. Удосконалення методики визначення геометричних параметрів контактної поверхні металу з валками .....	81
2.3.1. Методика без урахування деформації в випусках .....	81
2.3.2. Методика з урахуванням деформації в випусках .....	89
2.4. Висновки по розділу 2 .....	94

<b>РОЗДІЛ 3. УДОСКОНАЛЕННЯ МЕТОДИКИ ВИЗНАЧЕННЯ КІ- НЕМАТИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ПРОКАТКИ .....</b>	<b>96</b>
3.1. Методика визначення транспортуючого катаючого радіусу валків .....	96
3.2. Удосконалення методики визначення умовного катаючого радіусу валків .....	98
3.3. Методика визначення реального катаючого радіусу валків ...	102
3.3.1. Теоретичне обґрунтування методики .....	102
3.3.2. Результати розрахунків .....	107
3.3.3. Експериментальна перевірка результатів .....	116
3.4. Висновки по розділу 3.....	117
<b>РОЗДІЛ 4. УДОСКОНАЛЕННЯ МЕТОДИКИ ВИЗНАЧЕННЯ ЕНЕР- ГОСИЛОВИХ ПАРАМЕТРІВ ПРОКАТКИ .....</b>	<b>118</b>
4.1. Середнє (питоме) нормальне контактне напруження .....	118
4.1.1. Коефіцієнт підпору .....	118
4.1.2. Апроксимуюче рівняння для коефіцієнта підпору .....	124
4.1.3. Межа плинності деформованого матеріалу .....	128
4.1.4. Усереднені по осередку деформації значення коефіцієнта підпору $n_{\sigma}^{\prime}$ і нормального контактного напруження $p_{cp}$ .....	137
4.2. Зусилля прокатки .....	140
4.3. Момент прокатки .....	141
4.4. Потужність прокатки .....	142
4.5. Висновки по розділу 4.....	145
<b>РОЗДІЛ 5. УДОСКОНАЛЕННЯ МАТЕМАТИЧНОЇ МОДЕЛІ БЕЗ- ПЕРЕРВНОЇ ПОЗДОВЖНЬОЇ ПРОКАТКИ ТРУБ БЕЗ ОПРАВКИ ТА ВПРОВАДЖЕННЯ РЕЗУЛЬТАТІВ АНАЛІТИЧНИХ ДОСЛІДЖЕНЬ У ВИРОБНИЦТВО .....</b>	<b>147</b>
5.1. Аналіз параметрів прокатки в станах з диференційно – гру- повим приводом .....	147



5.1.1. Теоретичне обґрунтування математичної моделі .....	147
5.1.1.1. Модель стаціонарного процесу прокатки .....	148
5.1.1.2. Тестування моделі стаціонарного процесу прокатки .....	151
5.1.1.3. Модель нестаціонарного процесу прокатки .....	155
5.1.2. Результати розрахунків та їх аналіз .....	156
5.1.3. Промислова апробація трирадіусних овальних калібрів ....	160
5.2. Аналіз параметрів калібрування труб великого діаметра .....	170
5.2.1. Математична модель процесу калібрування в стані з груповим проводом валків .....	171
5.2.2. Тестування математичної моделі процесу калібрування в стані з груповим проводом валків .....	172
5.2.3. Деформаційні параметри калібрування при розширенні сортаменту ТПА-350 .....	174
5.2.4. Удосконалення методики вибору параметрів калібру останньої кліті стана .....	177
5.3. Удосконалення методики проектування систем однорадіусних овальних калібрів .....	181
5.4. Висновки по розділу 5.....	183
<b>ВИСНОВКИ ПО РОБОТІ .....</b>	<b>188</b>
<b>СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ .....</b>	<b>191</b>
<b>ДОДАТКИ .....</b>	<b>216</b>
Додаток 1 .....	217
Додаток 2 .....	219
Додаток 3 .....	220

## ОСНОВНІ ПОЗНАЧЕННЯ ТА АБРЕВІАТУРИ

ВНДТІ	Всесоюзний науково – дослідний та конструкторсько – технологічний інститут трубної промисловості
ДТЗ	Дніпропетровський трубний завод
НТЗ	Нижньодніпровський трубопрокатний завод
ТагМет	Таганрогський металургійний комбінат
НМетАУ	Національна металургійна академія України
ВНДІМЕТМАШ	Всесоюзний науково – дослідний і проектно – конструкторський інститут металургійного машинобудування
РосНДТІ	Російський науково-дослідний інститут трубної промисловості
ПУрДУ	Південно-Уральський Державний Університет
ОМТ	обробка металів тиском
$i = 1, 2 \dots N$	порядковий номер кліті багатоклітинного безперервного стана (індекс кліті)
$j = i - 1$	індекс попередньої кліті, якщо розглядається деформація в двох суміжних клітях (індекс $i$ в цьому випадку може не вживатися)
$N$	загальна кількість клітей, що здійснюють деформацію труби в стані
$\Pi$	загальне позначення сукупності параметрів, що характеризують умови прокатки
$D_0, D_i, D_t$	діаметр заготовки, середній діаметр труби після деформації в $i$ -тій кліті стана та труби після прокатки
$S_0, S_i, S_t$	стінка заготовки, стінка труби після деформації в $i$ -тій кліті стана та труби після прокатки
$\bar{T}_0 = S_0/D_0$	показник тонкостінності заготовки
$\bar{T}_j = S_j/D_j$	показник тонкостінності заготовки до деформації в $i$ -тій кліті стана
$\bar{T}_i = S_i/D_i$	показник тонкостінності заготовки після деформації в $i$ -тій кліті стана
$\bar{T}_t = S_t/D_t$	показник тонкостінності труби
$n$	кількість валків, що утворюють калібр
$\Delta D_\Sigma = D_0 - D_t$	загальне обтиснення по діаметру в стані
$\Delta D_i = D_j - D_i$	часткове обтиснення по діаметру в кліті
$\Delta S_\Sigma = S_0 - S_t$	загальне обтиснення по товщині стінки в стані
$\Delta S_i = S_j - S_i$	часткове обтиснення по товщині стінки в кліті
$\varepsilon_\Sigma = \Delta D_\Sigma/D_0$	загальне відносне обтиснення по діаметру в стані

$\varepsilon_i = \Delta D_i / D_j$	часткове відносне обтиснення по діаметру в кліті
$\sigma_T$	межа плинності матеріалу, що деформується
$\sigma_n, \sigma_3$	напруги переднього та заднього натягу в кліті
$Z_n = \sigma_n / \sigma_T$	коефіцієнт переднього пластичного натягу в кліті
$Z_3 = \sigma_3 / \sigma_T$	коефіцієнт заднього пластичного натягу в кліті
$Z = 0,5(Z_n + Z_3)$	середній коефіцієнт пластичного натягу в кліті
$Z_{\Sigma cp}, Z_{\Sigma}$	середній коефіцієнт пластичного натягу та загальний коефіцієнт пластичного натягу в стані
$h, b$	висота та ширина (умовна) калібру валка
$b_f$	фактична ширина калібру
$D_u, R_u$	ідеальний діаметр валка, ідеальний радіус валка
$\bar{D}_{ui} = D_{ui} / D_i$	відносний ідеальний діаметр валка
$R_k$	радіус утворюючої однорадіусного калібру
$e_k$	ексцентриситет радіусу утворюючої однорадіусного калібру відносно центру калібру (осі прокатки)
$R_1, R_2 \dots$	радіуси утворюючих профілю багаторадіусних калібрів
$e_1, e_2 \dots$	ексцентриситети відповідних радіусів утворюючої профілю багаторадіусних калібрів
$\lambda_k = b/h, \lambda$	овальність однорадіусного та багаторадіусного калібрів
$\delta b_i = (b_i - h_j) / (b_j - h_i)$	показник поширення в кліті з поточним номером $i$
$\delta b_f = b_{fi} / h_j$	коефіцієнт поширення в кліті з поточним номером $i$
$\Pi$	периметр калібру
$\phi = \pi / n;$	кут випуску калібру
$z_{\max} = b \sin \phi$	абсциса випуску калібру
$\phi_b = \frac{\pi}{2} - \frac{\pi}{n} = \frac{\pi(n-2)}{2n}$	кут ширини калібру
$R_{kcp}$	середній радіус калібру
$R_{\theta}, R_z$	поточний радіус калібру в циліндричній та прямокутній системах координат відповідно
$R_{kat}, R_{kati}$	катаючий радіус валка, катаючий радіус в $i$ -тій кліті
$\theta_{kat}, \theta_{kati}$	кут катаючого радіуса валка, кут катаючого радіуса валка $i$ -тій кліті
$R_{katy}$	умовний катаючий радіус валка
$R_{katT}$	транспортуючий катаючий радіус валка
$D_{kat}, D_{kati}$	катаючий діаметр валка, катаючий діаметр в $i$ -тій кліті
$n_{Bi}$	число обертів валків в $i$ -тій кліті

$w_{Bi}$	кутова швидкість валків в $i$ - тій кліті
$N_G, N_V$	число обертів основного та допоміжного двигунів стана з диференційно – груповим приводом
$w_i^G, w_i^V$	задані конструкцією стану передатні відношення від головного і допоміжного двигунів до валків
$v_i$	швидкість прокатки в $i$ - тій кліті
$v_m, v_b$	швидкість осьового руху заготовки, поверхнева швидкість валка
$f, f_\sigma$	коефіцієнт тертя та показник тертя
$l_d, l_{dcp}, l_{db}$	довжина осередку деформації, середня довжина осередку деформації, довжина осередку деформації по вершині калібру
$F_\Sigma, F$	площа контакту металу з валком та її горизонтальна проекція
$F^+, F^-$	площа зони випередження, площа зони відставання контактної поверхні $F_\Sigma$
$\mu_\Sigma, \mu_i$	витяжка сумарна в стані та витяжка часткова в кліті
$\beta$	коефіцієнт Лоде
$\sigma^* = \beta\sigma_T$	опір деформації
$u$	швидкість деформації
$t^o$	температура металу, що деформується
$n_\sigma$	коефіцієнт підпору
$K_f = n_\sigma\sigma_T^*$	дійсний опір деформації
$\sigma, \tau$	нормальні та дотичні напруги в об'ємі металу, що деформується
$p, \tau_k$	нормальні та дотичні напруги на поверхні контакту металу з валком
$f, f_\sigma$	коефіцієнт зовнішнього контактного тертя, показник тертя
$n_{px}, n_{py}, n_{pz}$	спрямівні косинуси напруг $p$
$n_{\tau x}, n_{\tau y}, n_{\tau z}$	спрямівні косинуси напруг $\tau_k$
$P, P_i$	тиск металу на валки, тиск металу на валки в $i$ - тій кліті
$P_x$	осьова складова зусилля $P$ , що діє проти ходи прокатки
$M, M_i$	момент прокатки, момент прокатки в $i$ - тій кліті
$W, W_i, W_\Sigma$	потужність прокатки, потужність прокатки в $i$ - тій кліті, загальна потужність прокатки
$\eta_D$	к.к.д. передаючих редукторів

## ВСТУП

Безперервна поздовжня прокатка труб без оправки в багатоклітьових станах є невід'ємною складовою сучасних технологічних процесів на ТПА з виробництва гарячедеформованих безшовних труб [123, 164]. На даний момент в Україні та світі нараховуються десятки безперервних редуційних та калібрувальних станів, які здійснюють заключну технологічну операцію гарячого переділу на ТПА, що виготовляють гарячекатані труби з вуглецевих і легованих сталей [79, 189]. Калібрувальні стани стоять практично в усіх відділах термічної обробки труб [167, 217].

Гарячекатані безшовні труби (особливо, – труби нафтового сортаменту) – продукція з високою добавленою вартістю. Вимоги до точності та якості труб постійно підвищуються; на поточний момент розроблені та застосовуються стандарти, згідно яких допускаються відхилення від номіналу не більше, як  $\pm 5\%$  від номінальної товщини стінки труб та  $\pm 0,5\%$  від номінального діаметра [77, 216]. Тому оптимізація параметрів технологічних процесів та умов експлуатації обладнання призводять до суттєвих економічних результатів.

Умови формозміни, що визначаються деформаційними (розподіл по клітям часткових деформацій  $\varepsilon_i$ , овальностей калібрів  $\lambda_i$  та показників поширення  $\delta b_i$ ) і швидкісними (розподіл по клітям числа обертів валків  $n_{Bi}$ ) режимами безперервної безоправочної прокатки, мають істотний вплив на показники точності і якості готової продукції, визначають величини витратних коефіцієнтів металу, обмежують сортамент труб, що виготовляються на конкретному ТПА. Таким чином, питання підвищення якості продукції при калібруванні і редукуванні, а також поліпшення умов використання обладнання та удосконалення технологічних процесів не знімаються і є актуальними як на локальному, так і на глобальному ринку.

Велика різноманітність параметрів безоправочної прокатки (профіль інструменту, швидкісний режим, розподіл натягів та деформацій між клітя-

ми, умови контактної тертя та ін.), що мають вплив на ефективність виробництва, яка визначається точністю і сортаментом труб, є передумовою можливого успішного пошуку шляхів їх оптимізації. Це завдання може бути вирішене на базі методів математичного моделювання процесів ОМТ [32, 212, 214].

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 прокатки труб без оправки, дослідження і широке впровадження цього процесу ОМТ в технологічні схеми виробництва безшовних і зварних труб на агрегатах для виробництва труб різних типів зробили О.А. Шевченко, С.І. Борисов, П.Т. Ємельяненко, 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. Єріклінцев, Ю.Г. Гуляєв, Є.І. Шифрін, В.У. Григоренко, В.А. Юргеленас, В.П. Рукобратський, А.І. Довгаль, О.Г. Ратнер, Г.Ш. Лебідь, А.К. Зимін, Ф. Нойманн, П. Грюнер, Дж. Блейр, А. Тшаска, Х. Біллер та інші.

**Актуальність теми.** Безперервна безоправочна поздовжня прокатка в багатоклітьових станах є невід'ємною складовою технологічних процесів на трубопрокатних агрегатах з виробництва гарячедеформованих безшовних труб. Аналіз літературних джерел виявив, що всі відомі математичні моделі прокатки труб без оправки мають наступні недоліки.

*По-перше*, вони не адаптовані до дослідження процесу прокатки в трирадіусних овальних калібрах.

*По-друге*, хоча в найновіших розробках припущення про прямокутну форму контактної поверхні валка із заготовкою та про паралельність нейтральної лінії та осі прокатки частково прибрані, площа контактної поверхні обчислюється доволі приблизно через те, що заготовка на вході в калібр  $i$ -тої

кліті вважається круглою з радіусом, що дорівнює середньому радіусу попереднього калібру. Таке припущення скорочує розрахункову площу контактної поверхні в зоні випередження і, навпаки, збільшує розрахункову площу контактної поверхні в зоні відставання, що обумовлює похибку в розрахунках швидкісних параметрів прокатки.

*По-третє*, в усіх відомих моделях середній радіус калібру визначають за наближеними формулами, що обумовлює суттєву похибку в визначенні деформаційних та швидкісних параметрів прокатки.

*По-четверте*, в існуючих методиках при визначенні питомих контактних напруг використовують *емпіричні* або *теоретичні* значення коефіцієнту підпору, метод визначення котрих на даний момент не є достатньо точним та потребує удосконалення.

*По-п'яте*, всі існуючі на даний час математичні моделі орієнтовані на аналіз процесів прокатки труб без оправки в станах з *індивідуальним* приводом валків. Процес прокатки в станах з *диференційно-груповим* приводом валків вивчається на основі низки припущень, які істотно спотворюють реальну картину кінематичної взаємодії між клітями в стані з диференційно-груповим приводом валків.

Недосконалості відомих підходів призводять до неточностей у розрахунку деформаційно-швидкісних параметрів прокатки, що, в свою чергу, знижує точність та якість готової продукції. Актуальність теми дисертації ґрунтується на тому, що підвищення точності розрахунку швидкісних та енергосилових параметрів прокатки, яке має призвести до підвищення якості готової продукції за такими ознаками, як точність розмірів, зниження поперечної різностінності та підвищення якості поверхні, потребує удосконалення методики розрахунку геометричних параметрів калібрів (в тому числі – багаторадіусних) та її імплементації в загальну математичну модель прокатки труб без оправки, визначення параметрів контактної поверхні за умов прокатки *овальних* заготовок в *овальних* калібрах (як одно-, так і багаторадіусних), розробки методу визначення *дійсної* форми нейтральної лінії, удосконалення

методу визначення коефіцієнтів підпору та розробки сучасного варіанта математичної моделі безперервної прокатки труб без оправки, адаптованого на аналіз умов деформації в станах з диференційно-груповим приводом валків.

Вирішення означених вище задач має сприяти підвищенню точності труб і забезпечить можливість розширення сортаменту продукції за рахунок підвищення достовірності математичних моделей процесів безперервної безоправочної прокатки труб що, в свою чергу, дозволить вибирати ефективні деформаційно-швидкісні режими прокатки.

Таким чином, робота, що спрямована на теоретичне обґрунтування і впровадження удосконалених деформаційно-швидкісних режимів безперервної безоправочної поздовжньої прокатки труб шляхом урахування таких чинників, як тип калібру, реальна форма та положення нейтральної лінії в осередку деформування, тип привода валків, точне значення величини середнього радіуса калібру та ін., які забезпечують підвищення точності розрахунку деформаційних, кінематичних, енергосилових параметрів процесу, є актуальною.

**Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами.** Виконання дисертаційної роботи пов'язане з тематичними планами наукових досліджень Національної металургійної академії України (НМетАУ). Дослідження виконані у відповідності до Національної програми розвитку гірничо-металургійного комплексу України до 2010 року, затвердженій Кабінетом Міністрів України 11.03.96 р., та скорегованій в 1999 та 2000 роках, а також відповідно тематиці держбюджетної науково-дослідної роботи НМетАУ (Г102G14073). Також виконання дисертаційної роботи пов'язано з тематичними планами наукових досліджень Інституту розвитку ПАТ «Інтерпайп НТЗ», ЦЗЛ ПАТ «Дніпропетровський трубний завод» та Українського інституту інформаційних технологій (договори на створення науково-технічної продукції № 173 від 21.02.2005 р. та № 728 від 11.04.2008 р.). Авторка дисертації була виконавцем цих робіт.

**Мета та задачі дослідження.** Метою дослідження є теоретичне обґру-



нтування, розробка та впровадження удосконалених деформаційно-швидкісних режимів безперервної безоправочної прокатки труб, що забезпечують підвищення ефективності технології за рахунок підвищення точності та розширення сортаменту продукції.

Для досягнення поставленої мети були сформульовані наступні завдання:

- дослідити взаємозв'язок параметрів деформації заготовки (відносне обтиснення по діаметру, показник поширення) і параметрів калібрів валків (овальність, середній діаметр, висота, ширина та ін.);
- уточнити метод аналітичного визначення площі контакту металу з валком при деформації овальних заготовок в овальних калібрах;
- розвинути метод аналітичного визначення форми нейтральної лінії на контактній поверхні;
- удосконалити метод визначення критеріїв процесу деформації, що визначають величину коефіцієнта підпору при прокатці труб в калібрах та підвищити точність розрахунків енергосилових параметрів процесу;
- розробити і перевірити на практиці методику оптимізації (з точки зору підвищення точності та якості труб) параметрів одно- і багаторадіусних калібрів.

**Об'єкт дослідження.** Технологія виготовлення гарячедеформованих труб на станах безперервної безоправочної поздовжньої прокатки.

**Предмет дослідження.** Закономірності впливу деформаційно-швидкісних параметрів виготовлення гарячедеформованих труб на станах безперервної безоправочної поздовжньої прокатки на умови формування поперечної 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, підданих метрологічній повірці. Під час проведення досліджень використані методи математичного моделювання технологіч-

них 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. Отримав розвиток метод проектування системи калібрів для безперервної поздовжньої прокатки труб без оправки.**

Розробка відрізняється тим, що встановлено взаємозв'язок параметрів деформації заготовки (відносне обтиснення по діаметру, показник поширення) і геометричних параметрів калібрів валків (овальність, середній діаметр, висота, ширина та ін.) у вигляді систем рівнянь, конкретний вигляд котрих залежить від типу калібрів (одно-, чи багаторадіусні); величина **вперше** визначається шляхом використання підходів диференціальної геометрії. Розробка дозволила зменшити наведену при редукуванні поперечну різностінність труб, усунути гранеутворення товстостінних труб та зменшити відхилення середньої товщини стінки труб від номіналу.

### **2. Набув розвитку метод аналітичного визначення параметрів контактної поверхні та величини катаючого радіусу при поздовжній прокатці в калібрах.**

Розробка відрізняється врахуванням зміни довжини осередку деформації по периметру калібру та визначенням форми нейтральної лінії на контактній поверхні як такої, що не є паралельною осі прокатки; при цьому **вперше** запропоновано оригінальний метод визначення параметрів контактної поверхні при деформації *овальних* заготовок в овальних калібрах, що підвищило точність розрахунків геометричних та, як наслідок,– кінематичних і енергосилових параметрів прокатки.

### **3. Розроблено новий метод визначення енергосилових параметрів деформації в калібрах для аналізу прокатки труб без оправки з використанням критеріїв – аналогів процесів прокатки профільних заготовок в калібрах і простої прокатки штаб.**

Особливістю розробки є те, що запропоновано новий критерій – аналог радіуса валка при простій прокатці – середній радіус кривизни контактної поверхні при прокатці труб в калібрах; розроблено аналітичну методику визначення величини. Для визначення енергосилових параметрів *безоправочної прокатки труб в калібрах* запропоновано оригінальне апроксимуюче рівняння зв'язку межі плинності з параметрами формозміни. Це дозволило підвищити точність розрахунку енергосилових параметрів прокатки.

#### **4. Розроблено нові принципи побудови профілю трирадіусних калібрів.**

Розробка відрізняється від існуючих тим, що в ній передбачено одночасне варіювання показником поширення та овальністю калібру, що дозволяє зменшити наведену при редукуванні поперечну різностінність труб, усунути гранеутворення товстостінних труб та зменшити відхилення середньої товщини стінки труб від номіналу.

**Практичну цінність** дисертаційної роботи становлять такі основні її результати:

– вдосконалено методики визначення деформаційних (патент України № 82972), кінематичних (патент України №82971) та енергосилових (патент України № 75304) параметрів безперервної поздовжньої прокатки труб без оправки, що дозволило оптимізувати калібровки валків та швидкісні режими прокатки і, як наслідок,– підвищити точність, покращити якість та розширити сортамент труб, що виготовляють на промислових ТПА 30-102, ТПА 350 та ТПА 80 без заміни основного обладнання;

– вперше запропоновано математичну модель безперервної прокатки труб без оправки в станах з диференційно-груповим приводом валків, що складається з рівнянь зв'язку зміни товщини стінки заготовки, рівнянь силової рівноваги заготовки та рівнянь сталості секундних об'ємів в кожній  $i$ -тій кліті безперервного  $i$ -клітьового стана, котра у явному вигляді включає кутові швидкості обертання основного та допоміжного двигунів;

– запропонована методика визначення форми останнього калібру безперервного стану з урахуванням пружної деформації труб (патент України № 82972), що дозволяє зменшити відхилення середнього діаметру труб від номіналу;

– розроблена методика побудови профілю валків у випусках калібрів, завдяки чому усуваються відомі вади поверхні готової продукції (риски, зморшки і т.п.);

– запропоновано методику обчислення енергосилових параметрів прокатки, в якій застосовуються нові формули для розрахунку коефіцієнта підпора та визначення механічних властивостей металів при пластичній деформації (патент України № 75304); використання методики дозволяє обґрунтувати можливість поширення сортаменту та зміни кінематичних параметрів прокатки на існуючих ТПА без зміни потужності проводу редуційного (калібрувального) стана.

**Реалізація результатів роботи.** Результати дисертаційної роботи апробовані і впроваджені: на всьому сортаменті труб, що виготовляють в умовах калібрувального стана ТПА 350 ТОВ «Інтерпайп Ніко Тьюб» та редуційного стана ТПА 80 ПАТ «Дніпропетровський трубний завод»; на товстінній частині сортаменту ( $D_t/S_t \leq 10$ ) редуційного та калібрувального станів ТПА 30-102 ТОВ «Інтерпайп Ніко Тьюб». Впровадження результатів досліджень дозволило розширити сортамент, підвищити точність геометричних розмірів труб та знизити невиробничі втрати металу (акт ТОВ «Інтерпайп Ніко Тьюб» від 12.08.2020 р. та акт ПАТ «Дніпропетровський трубний завод» від 24.06.2020 р.).

**Особистий внесок здобувача.** У дисертації не використані ідеї співавторів. Усі принципіві теоретичні та експериментальні результати, наведені в дисертації, базуються на дослідженнях, проведених особисто автором. Особистий внесок здобувача у публікаціях із співавторами полягає в наступному: [79] – визначення основних шляхів підвищення ефективності процесів виробництва у зв'язку зі зміною потреб ринку щодо якості гарячедеформованих

труб; [154, 157] – розробка структури і алгоритму реалізації математичної моделі прокатки труб в станах з диференційно-груповим приводом валків; [222] – обґрунтування шляхів уточнення методики визначення геометричних параметрів контактної поверхні металу з валком; [117, 140, 201] – розробка рекомендацій щодо удосконалення методик розрахунку деформаційних режимів безперервної безопрочної прокатки; [153, 162, 165] – розробка і реалізація математичної моделі для вибору оптимальних геометричних параметрів калібрів; [126] – обґрунтування математичної форми рівняння для апроксимації зв'язку межі плинності з параметрами формозміни; [149] – розробка теоретичного підґрунтя удосконалення методики розрахунку швидкісних режимів прокатки труб; [126] – обґрунтування математичної форми рівняння для апроксимації зв'язку коефіцієнта підпору з параметрами формозміни.

**Апробація результатів дисертації.** Матеріали дисертації викладені в доповідях та обговорені на: Молодіжному науково-технічному форумі «Інтерпайп – 2004» (Дніпропетровськ, 2004 р.); Міжнародній конференції «Iron & Steel Technology» (Клівленд, Огайо, США, 2006 р.); V Міжнародній конференції «Прогрессивная техника и технология – 2005» (Севастополь, 2005 р.); Молодіжному науково-технічному форумі «Інтерпайп – 2005» (Дніпропетровськ, 2005 р.); Міжнародній конференції «New Developments in Long and Forged Products Proceedings» (Вінтер Парк, Колорадо, США, 2006 р.); об'єднаному науковому семінарі кафедр технологічного проектування та якості, стандартизації та сертифікації НМетАУ (Дніпропетровськ, 2005, 2006 рр.); розширеному науковому он-лайн семінарі кафедри технологічного проектування НМетАУ (2020 р.); розширеному науковому он-лайн семінарі (2020 р.).

**Публікації.** Матеріали дисертації викладено в 16 публікаціях (зокрема без співавторів – 3 публікації), серед яких: 1 колективна монографія, 8 статей у наукових фахових виданнях України та інших держав; 3 патенти України на винаходи, 3 тези доповідей та 1 публікація (навчальний посібник), що додатково відображає матеріали дисертації.

**Структура та обсяг дисертації.** Дисертація складається зі вступу, 5 розділів, висновків по роботі, списку зі 231 використаного джерела і 3 додатків. Загальний обсяг становить 220 сторінок, у тому числі, основного тексту 136 сторінок, 76 рисунків та 11 таблиць.

## РОЗДІЛ 1

### ХАРАКТЕРНІ ОСОБЛИВОСТІ БЕЗПЕРЕРВНОЇ ПОЗДОВЖНЬОЇ БЕЗОПРАВОЧНОЇ ПРОКАТКИ ТРУБ

#### 1.1. Коротка історія вивчення процесу прокатки труб без оправки

Перший промисловий 10-клітьовий редуційний стан було запроєктовано, виготовлено та введено в експлуатацію в США в 1922-23 рр. на заводі Weldless Tube Co. (Wooster, Ohio) [199, с. 93]. До середини 1930-х років прокатка труб без оправки в 1...3-клітьових калібрувальних та 12...18-клітьових редуційних станах широко впроваджувалася в технологічні лінії по виробництву безшовних та зварених труб [158, с. 62-63]. До кінця 1930-х років процеси калібрування в 1-5 клітях та редукування в 7-22 клітях набули широкого розповсюдження як завершальна операція практично в усіх технологіях виготовлення гарячекатаних безшовних труб [38, 180, 197 та ін.] замість процесів холодного та гарячого волочіння.

Перші методики розрахунку технологічних параметрів безопрочної прокатки мали суто емпіричний характер та зводилися до практичних рекомендацій щодо вбору форми калібрів, та кінематичних параметрів прокатки [36, 38, 200 та ін.].

З кінця 1940-х років вивчення особливостей *деформування* труб в процесі безопрочної прокатки починає базуватися не тільки на експериментальних [2-6, 10, 12, 13, 16-18, 20-22], а і на аналітичних дослідженнях [7, 14, 15, 24-26, 28, 30, 31, 56, 72], що в першу чергу стосується вивчення характеру зміни середньої товщини стінки та геометричних параметрів осередку деформації [2-4, 103, 129, 147].

В 1950-х роках починаються інтенсивні дослідження по вивченню *кінематичних* особливостей процесів прокатки труб без оправки і з'являються методики визначення величини катаючого радіуса при прокатці без натягу в проміжках між клітями [6-8], а, згодом, – з натягом [1, 9, 16-18, 23, 46–53, 56, 59, 67, 84, 94].

В 1960-х роках інтенсивно розробляють методики визначення енергосилових параметрів процесів калібрування без натягу та редукування з натягом [19, 46, 47, 59, 69-71, 73, 81-83, 104 та ін.]. В той самий період інтенсивно досліджують вплив параметрів калібровки валків на точність та якість труб, енергосилові параметри прокатки [105, 106, 111, 113, 133, 134 та ін.].

Слід відзначити, що всі результати емпіричних та аналітичних досліджень, що були згадані вище, тією чи іншою мірою використовують до теперішнього часу. Так, наприклад, технологи-виробничники досить часто обчислюють потрібну стінку заготовки по формулі  $S_0 = S_t \sqrt{D_t/D_0}$ , а величину катаючого радіусу – відповідно формул  $R_{kat} = R_u - 0,75h$  (в двовалкових клітках), або  $R_{kat} = R_u - 0,9h$  (в тривалкових клітках). Також вищезгадані роботи стали фундаментом подальших удосконалень існуючих та розробки нових методик аналізу зв'язку визначальних параметрів та параметрів відгуку [32] процесу прокатки труб без оправки. Так, з кінця 1960-х рр. до початку 2000-х рр. набули *подальшого розвитку* методики визначення зміни середньої товщини стінки [1, 11, 27, 29, 33-35, 39-45, 59, 61 85, 86, 91, 95, 132], розрахунку величини катаючих радіусів [33-35, 40-45, 55, 57, 58, 60, 63, 64, 67, 74, 76, 85-87], визначення енергосилових параметрів процесу [33-35, 39-45, 60, 61, 65, 74, 85-90, 93, 128, 201], визначення довжини кінців труб, що відрізають [37, 39, 54, 85, 112, 141]. Також в цей період були виконані розробки по вивченню інших, раніше не досліджених аспектів безоправочної прокатки: формування поперечної різностінності та вивчення її складових (суто поперечна різностінність та ексцентрична поперечна різностінність) [54, 62, 146 та ін.], зміна початкової різностінності під час прокатки [54, 91, 112, 144 та ін.], визначення енергосилових параметрів в несталих стадіях процесу (заповнення стана металом та звільнення від нього) [89, 90, 92, 93, 107 та ін.]. Багато уваги було приділено вдосконаленню технологічних параметрів процесу прокатки без оправки та обладнання для його здійснення [131, 135, 142, 182, 183, 196 та ін.].



В кінці 1960-х років рівень накопичених знань відносно особливостей визначення окремих факторів та аспектів процесу деформування труб без оправки досяг рівня, при котрому стала нагальною проблема розробки інтегральної моделі, в якій взаємодія всіх параметрів, що впливають на процес прокатки, буде врахована комплексно. З початку 1970-х років в декількох наукових центрах почалися інтенсивні розробки в напрямку створення інтегральних моделей процесу прокатки труб без оправки, які тривають до теперішнього часу. Умовно проміжок часу 1970-2020 рр. по відношенню до розробки інтегральних моделей можна розділити на два приблизно рівні періоди:

- (1970-90 рр.) розробка моделей *першого покоління*, що реалізуються при мінімальному використанні ЕОМ. Більшість обчислень здійснюється по формулам, які записані “в квадратурах”, тобто мають вигляд алгебраїчних рівнянь; ЕОМ використовують переважно задля автоматизації процесу розрахунків, які, в принципі, як правило можна здійснити і в “ручному” режимі;
- (1990-2020 рр.) розробка моделей *другого покоління* на базі використання ПЕОМ та потужних систем автоматизації розрахунків (MathCAD, Maple, MATHLAB, SOLIDWORKS, Mathematica та багато інших). Моделі базуються на використанні рівнянь та розв’язанні систем рівнянь, що включають інтеграли та диференціали, які не можуть бути обчислені “в квадратурах”; альтернативи реалізації цих моделей за допомогою ПЕОМ немає. Такі потужні програмні комплекси для математичного моделювання процесів ОМТ як, наприклад, DEFORM 3D, ANSYS і LS-DYNA для вивчення процесів прокатки труб (в т.ч. – без оправки) по теперішній час не адаптовані [212-214 та ін.].

## **1.2. Загальна структура математичних моделей прокатки труб без оправки в декількох клітях**

Всі математичні моделі фізичних процесів будуються відповідно однієї загальної схеми [32, с. 18-25; 54, с. 70-72]. По відношенню до побудови ба-

гаточисельних математичних моделей процесу прокатки труб без оправки можна зробити такі узагальнення.

Задача формулюється наступним чином. Заготовка діаметром  $D_0$  зі стінкою  $S_0$  одночасно деформується в  $N$  клітках безперервного стану до розмірів труби діаметром  $D_t$  зі стінкою  $S_t$ . Зміна середніх діаметрів труби  $D_i$  по кліткам стану обумовлена розподілом часткових деформацій  $\varepsilon_i$  по кліткам стану. Товщина стінки труби на виході з кожної клітки становить величину  $S_i$ . Число обертів валків в кожній клітці дорівнює  $n_i$ . Лінійна швидкість заготовки на вході в стан дорівнює  $v_0$ , лінійна швидкість заготовки на виході з кожної клітки дорівнює  $v_i$ . В проміжках між клітками діють розтягуючі (підпирючі) зусилля, що характеризуються коефіцієнтами пластичного натягу: заднього  $Z_{zi}$  та переднього  $Z_{ni}$ . Отже маємо сукупність:  $N+1$  значень діаметрів  $D_i$ ;  $N+1$  значень стінок  $S_i$ ;  $N$  значень числа обертів  $n_i$ ,  $N$  значень швидкостей  $v_i$ ,  $N$  значень коефіцієнтів заднього  $Z_{zi}$  натягу;  $N$  значень коефіцієнтів переднього  $Z_{ni}$  натягу. Отже, загальне число параметрів процесу прокатки становить  $N_\phi = 2(N+1) + 4N = 6N + 2$ . Число параметрів зменшується на  $N+1$  з огляду на те, що передній натяг в  $j$ -тій клітці є заднім натягом в  $i$ -тій клітці, а задній натяг в першій клітці та передній натяг в останній клітці дорівнюють нулю. Залишається  $N_\phi = 5N - 1$  параметрів. Від того, які умови зв'язку між параметрами обирають та які з параметрів вважають відомими (визначальні параметри), а які шуканими (параметри відгуку), залежить загальний вигляд моделі.

Практично всі моделі включають закон залежності середньої товщини стінки після прокатки в  $i$ -тій клітці  $S_i$  з іншими параметрами процесу. Тобто є  $N$  рівнянь  $S_i = S_i(\Pi_i)$ . Також практично всі моделі використовують закон зв'язку між собою чисел обертів валків  $n_i$  та коефіцієнтів пластичного натягу  $Z_i$  через величину катаючого радіуса  $R_{kati}$  в кожній клітці та закон зв'язку ве-

личин  $v_i = v_i(n_{Bi})$  через умову сталості секундних обсягів металу, що прокатується, при безперервній прокатці. Тобто є  $N$  рівнянь  $Z_i = Z_i(n_{Bi})$  та  $N$  рівнянь  $v_i = v_i(n_{Bi})$ .

Таким чином, маємо  $5N - 1$  параметр та  $3N$  рівнянь, що їх з'єднують. Якщо  $2N - 1$  з параметрів процесу вважати відомими (вводити в модель як визначальні параметри), то решта  $3N$  параметрів (параметри відгуку) визначаються як корні системи  $3N$  рівнянь.

В якості закону зв'язку  $v_i = v_i(n_{Bi})$  завжди використовують умову сталості секундних обсягів. Таким чином, можна зробити загальний висновок: модель процесу прокатки труб без оправки залежить від вибору двох законів зв'язку  $S_i = S_i(\Pi_i)$  і  $Z_i = Z_i(n_{Bi})$  та від вибору визначальних параметрів та параметрів відгуку моделі.

Розглянемо найбільш поширені закони зв'язку  $S_i = S_i(\Pi_i)$  і  $Z_i = Z_i(n_{Bi})$ .

### 1.2.1. Закони зв'язку $S_i = S_i(\Pi_i)$

Узагальнюючи дані, наведені у вищезгаданих наукових публікаціях, що присвячені проблемі встановлення закону зв'язку зміни середньої товщини стінки труби  $S_i$  з параметрами прокатки  $\Pi_i$ , можна зробити наступні висновки.

У процесі безперервної прокатки труби без оправки відбувається редукування її діаметра від  $D_0$  до  $D_t$ , яке характеризується величиною загальної відносної радіальної деформації  $\varepsilon_\Sigma = 1 - \frac{D_t}{D_0}$ . При цьому має місце зміна середньої товщини стінки від  $S_0$  до  $S_t$ , яка характеризується абсолютною величиною  $\Delta S$ .

Фізичний сенс зміни середньої товщини стінки труби за редукування полягає в наступному [1, 15]. На певній відстані  $r_{kr}$  від осі труби на більшій

частині її периметра радіальна деформація переходить через нульове значення. Цей радіус  $r_{kr}$  та поверхню, що йому відповідає, назвали критичними. Шари металу, розташовані на відстані від осі труби меншій, ніж  $r_{kr}$  (внутрішні шари), потовщуються у радіальному напрямку, а на відстані більшій, ніж  $r_{kr}$  (зовнішні шари) – потовщуються. У разі прокатки без натягу положення критичної поверхні відносно зовнішньої поверхні труби практично не залежить від величини частинної деформації  $\varepsilon_i$  та визначається відношенням зовнішнього радіуса до внутрішнього, що дорівнює  $1 - 2\bar{T}_i$ . Зі зменшенням середньої товщини стінки труби  $S_i$  критичний радіус  $r_{kr}$  навіть у вершині калібру стає більшим за зовнішній радіус труби  $R_i = 0,5D_i$ , тобто у тонкостінних труб по всій товщині стінки має місце тільки потовщення. Докладання розтягувальних зусиль до торців деформованої заготовки, зменшує критичний радіус. При  $Z > 0,5 \dots 0,6$  критичний радіус  $r_{kr}$  стає меншим за внутрішній радіус труби  $r_i = R_i - S_i$ , і по всій товщині стінки має місце тільки зона стоншення. Зміна товщини стінки труби визначається положенням критичної поверхні. Якщо превалує потовщення зовнішніх шарів, то відбувається потоншення стінки, якщо навпаки – потовщення.

На величину  $\Delta S$  тією чи іншою мірою впливає багато визначальних параметрів процесу формозміни заготовки [1, 35, 41, 207 та ін.]:

- її форма (співвідношення  $\bar{T} = S_i / D_i$ );
- 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  $\Delta D_i$  (частинні деформації

$$\Delta D_i, \text{ що відповідають умові } \sum_{i=1}^N \Delta D_i = \Delta D_\Sigma );$$

- умови контактної взаємодії (контактне тертя, що характеризується коефіцієнтом тертя  $f$ );
- число валків  $n$ , що утворюють калібр;
- форма калібрів (зокрема, їх овальність  $\lambda_k$ );
- механічні властивості здеформованого середовища (вихідні показники і характер їх зміни в процесі формозміни);
- наявність деформації заготовки в проміжках між клітями 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  $\bar{T}$ ; коефіцієнта пластичного натягу  $Z$ ; відносного обтиснення  $\varepsilon$ . 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  $\Delta S$ , автори роботи [1] відносять: число валків у робочій кліті  $n$ ; коефіцієнт тертя  $f$ ; довжину осередку деформації  $l_d$ ; овальність калібру  $\lambda_k$ ; хімічний склад прокатої сталі; температуру деформації  $t^o$ . 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  $\Delta S$  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  $\Delta S$  за розробленою ними методикою. Вводячи поправочні коефіцієнти, що ураховують вплив зовнішнього тертя [28, 33, 51], автори домагаються підвищення точності аналітичного визначення величини  $\Delta S$  за формулою, запропонованою В.П. Анісіфоровим в роботі [71].

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

$$S_i = S_j \exp(\Sigma\Phi), \quad (1.1)$$

де  $\Sigma\Phi = \Sigma\Phi(\varepsilon_i, Z_i, \bar{T}_i)$ .

В роботі [51]  $\Sigma\Phi$  доповнюють залежністю від коефіцієнта тертя  $f$ .

Автором роботи [207] зроблено висновок, що при розробці математичної моделі зміни середньої товщини стінки у разі редукування труб треба, за можливості, уникати абстрагування від “другорядних” чинників. Тому було розроблено математичну модель, яка враховує вплив трьох основних чинників ( $Z, \bar{T}, \varepsilon$ ) в поєднанні з коефіцієнтом тертя  $f$ , довжиною осередку деформації  $l_d$  та реологічними властивостями деформованого матеріалу на величину  $\Delta S$ .

В роботі [175] автори пропонують методику розрахунку зміни середньої товщини стінки  $\Delta S_i$  шляхом сумісного рішення диференційного рівняння рівноваги Г. Ляме, рівняння пластичності М.Т. Губера і Р. Мізеса та узагальненого закону плинності Г. Генкі. Отримані результати дозволяють зробити висновок, що величини  $\Delta S_i$ , що розраховані при використанні точ-

ної методики, спрощених теоретичних формул, та емпіричної формули Ю.Г. Гуляєва [176]

$$\Delta S_i = \left[ 0,5781 + 0,0493\bar{T}_j - 4,152T_j^2 - 4,541T_j^3 - 0,81Z_i(1 + Z_i) \right] \varepsilon_i S_j, \quad (1.2)$$

в області *реальних* значень  $\bar{T}$ ,  $Z$  і  $\varepsilon$  відрізняються між собою не більш, ніж на 0,8...2,3%.

Тому можна зробити висновок, що використання формули (1.2), котра є дієздатною в межах  $\bar{T} = 0 \dots 0,35$  та  $Z = 0,7 - 2,33(\bar{T} - 0,05)$  [211, с. 11], при обчисленні зміни стінки для реальних умов прокатки є цілком *припустимим*.

### 1.2.2. Закони зв'язку $Z_i = Z_i(n_{Bi})$

Величини чисел обертів валків  $n_i$ , заднього  $Z_3$  та переднього  $Z_n$  натягів в конкретній кліті стану пов'язані між собою або умовою рівноваги заготовки під дією прикладених до неї в сил [80, 102, 191, 206], або умовою мінімізації роботи тих самих сил в процесі деформації заготовки [53, 97]. В обох випадках йдеться про визначення (серед інших) результуючих сил поверхневого тертя  $T$ , які в зонах відставання і випередження осередку деформації протиспрямовані, та робота котрих в цих зонах має різні знаки [102, 178, 189]. Тобто для отримання закону зв'язку  $Z_i = Z_i(n_{Bi})$  треба визначити розміри та форму зон відставання і випередження осередку деформації. З цією задачею нерозривно зв'язана задача визначення катаючого радіусу валка  $R_{kati}$  (радіуса валка в перетині осередку деформації, де швидкість металу  $v_{mi}$  на виході з осередку деформації збігається з швидкістю поверхні валка  $v_{bi} = 2\pi n_{Bi} R_{kati}$ ) та форми нейтральної лінії (кривої, що є геометричним місцем точок на контактній поверхні металу з валком за умови спів падіння швидкостей металу та поверхні валка).

В основі майже всіх методик визначення катаючого радіусу лежить припущення, відповідно до котрого катаючий радіус валка  $R_{kat}$  має таку величину, що площа, котра проходить паралельно осі прокатки через точку

$z_n$ , що визначає величину катаючого радіусу валків, ділить контактну поверхню валка і заготовки на зони відставання і випередження (рис. 1.1). Вперше такий підхід запропонували В.П. Анісіфоров [84] та В.А. Івоботенко [83].

Надалі будемо називати катаючий радіус, що визначають з використанням цього припущення, *умовним катаючим радіусом*  $R_{katy}$ , а нейтральну лінію – *умовною нейтральною лінією* (рис. 1.1).

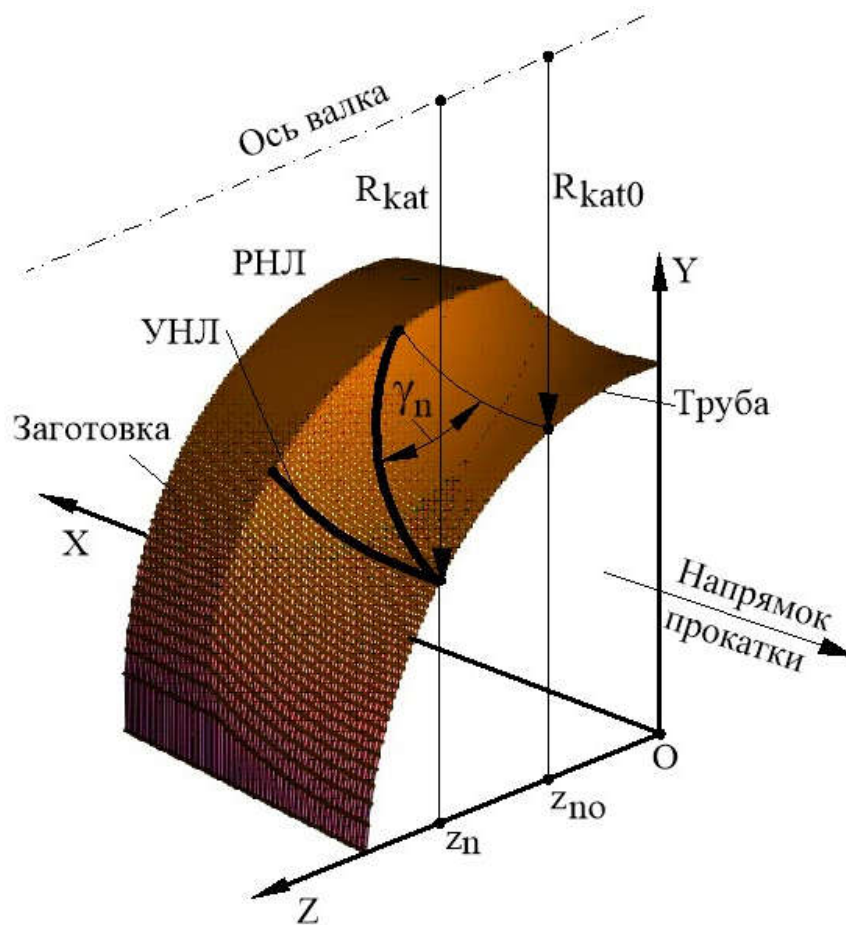


Рис. 1.1. Схема до визначення катаючих радіусів валка на виході з осередку деформації ( $R_{kat}$ ) та на вході в нього ( $R_{kat0}$ ): умовна нейтральна лінія (УНЛ); реальна нейтральна лінія (РНЛ)

У роботах [69, 81, 82 та ін.] для визначення  $R_{kat}$  запропоновані формули, які ураховують відмінність реальної форми нейтральної лінії в осередку деформації від умовної нейтральної лінії, але ці формули ґрунтуються на виключно абстрактних міркуваннях і припущенні про те, що контактна поверх-



ня  $F$  має прямокутну форму. В роботах [46, 54, 207 та ін.] використовують  $R_{katy}$  та стверджують, що “вперше висловлена у роботі В.П. Анісіфорова гіпотеза про те, що нейтральна лінія – це пряма, паралельна осі прокатки, є цілком обґрунтованою і прийнятною для використання” [207, с. 66].

Очевидно, що при використанні вищезначених припущень умовний катаючий радіус  $R_{katy}$  на виході з осередку деформації по визначенню має дорівнювати умовному катаючому радіусу на вході в осередок деформації ( $R_{katy} = R_{katy0}$ ) і кут нахилу  $\gamma_n$  умовної нейтральної лінії до осі прокатки  $OX$  має дорівнювати нулю.

Це суперечить фізичній суті визначення катаючого радіуса  $R_{kat}$ . Дійсно, швидкість заготовки на вході в осередок деформації становить величину  $v_j = \frac{v_i}{\mu_i}$ . Тому, абстрагуючись від дрібних подробиць, можна стверджувати, що катаючий радіус на вході в осередок деформації має становити величину  $R_{kat0} = R_{kat} / \mu_i$  і, відповідно, кут  $\gamma_n$  при реальних величинах  $\mu_i = 1,01 \dots 1,08$  та співвідношеннях  $\bar{D}_{ui} = D_{ui} / D_i = 1,5 \dots 6,0$  може сягати величини  $\gamma_n = 0,5 \pi$  (у тих випадках, коли  $\bar{D}_{ui}$  набуває максимально можливих значень і реальна нейтральна лінія не перетинає задню границю осередку деформації).

На підставі доводів, що надані вище, зробили висновок про необхідність прискіпливого вивчення питання, пов'язаного з визначенням катаючого радіусу (дивись підрозділ 3.1).

### 1.3. Особливості інтегральних моделей першого покоління

Розрахунок швидкісного режиму прокатки на стаціонарній стадії процесу є основною задачею при розробці технології виготовлення труб конкретного сортаменту на безперервному редуційному (калібрувальному) 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 кі-

лькість робіт, серед яких, в першу чергу, слід відзначити дослідження, виконані у 60-ті роки ХХ століття у ВНДІМЕТМАШ під керівництвом В.П. Анісіфорова [33, 45-48 та ін.] та ВНДТІ під керівництвом Г.І. Гуляєва [1, 49–51 та ін.].

Розрахунок швидкісного режиму при безперервній прокатці труб без оправки 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 проміжках між клітями і заданих ідеальних діаметрах валків  $D_{ui}$  [1, 33, 45-51]. Можлива децю 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 проміжках між клітями, щоб забезпечити отримання труби з необхідною товщиною стінки  $S_t$  із заготовки з заданою товщиною стінки  $S_0$  при заданому законі  $S_i = S_i(i)$  зміни товщини стінки [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 натягів між клітями  $Z_i$  за *заданих* значень: чисел кількості обертів основного і допоміжного двигунів (тобто – обертів валків  $n_{Bi}$ ); товщини стінки заготовки  $S_0$ ; товщини стінки труби  $S_t$ ; ідеальних 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 отриман-

ня 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 умови прокатки з заданим режимом розподілу коефіцієнтів пластичного натягу  $Z_i$  в проміжках між клітьями при заданих спочатку числах обертів валків  $n_{Bi}$  у клітьях стана. Як правило, йдеться про знаходження таких значень  $D_{ui}$ , при яких буде забезпечений режим «вільної» прокатки без натягу або з невеликим підпором [6-8].

Для здійснення будь-якого з трьох перелічених вище розрахунків необхідно установити функціональні зв'язки  $S_i = S_i(\Pi_i)$  і  $Z_i = Z_i(n_{Bi})$ . За наявності вищевказаних функціональних зав'язків можна розрахувати швидкість обертів валків в клітьях 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  $S_i = S_i(\Pi_i)$  і  $Z_i = Z_i(n_{Bi})$ , 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  $S_i = S_i(\Pi_i)$  і  $Z_i = Z_i(n_{Bi})$ . Наприклад,  $S_i = S_j \sqrt{D_j/D_i}$  та  $R_{kati} = R_{ui} - 0,75h$ .

В аналітичних методиках при розрахунках 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 ХХ 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 [84]. Надалі методика [84] піддавалася численним уточненням, доповненням і удосконаленням [1, 33, 46-52, 56, 57, 83 та ін.]. Близька по суті методика була розроблена і використана у Франції [68]. Основна відмінність методики [68] полягає в тому, що параметри прокатки визначаються не для *максимально можливих* натягів, а для натягів, *близьких* до максимально можливих.

Основна ідея, закладена в основу методики *максимально можливих натягів*, 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 проміжках між клітьми головної (гальмівної) та калібрувальної (тягнучої) груп клітей [50]. Вихідними даними для розрахунку кінематичних та енергосилових параметрів прокатки труб без оправки з максимально можливим натягом  $\epsilon$ : сумарна деформація по діаметру і товщині стінки (тобто вихідні розміри заготовки  $D_0 \times S_0$  та кінцеві розміри труби  $D_t \times S_t$ ); розподіл частинних деформацій по діаметру заготовки  $\epsilon_i$  (тобто величин середніх діаметрів труби  $D_i$ ) по клітьх стана; коефіцієнт тертя  $f$ ; марка сталі труби; температура прокатки  $t^o$ .

Порядок розрахунку параметрів прокатки є таким.

1. Визначається середній коефіцієнт пластичного натягу  $Z_{\Sigma cp}$  по стану через формулу О.А. Шевченка – В.А. Юргеленаса [21, 22, 55].

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

2.1. З умови повного протягування труби в калібрі (приймається, що катаючий радіус  $R_{kati}$  дорівнює радіусу бочки валка) визначається максимально можливий коефіцієнт переднього пластичного натягу для перших (гальмівних) клітей стана з умови рівноваги об'єму металу, що деформується під дією прикладених до нього зусиль.

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  $S_i$  замінюють на  $S_j$  [1, 81]. 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  $Z_{\Sigma cp}$ . 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 дорівнює діаметру валка по вершині калібру,  $D_{kati} = D_{ui} - 2h_i$ ) проводиться розрахунок максимально можливого коефіцієнта заднього пластичного натягу  $Z_{zi}$  в останніх (тягнутих) клітях стана за тією ж методикою, що і в п. 2.1.

2.4. Аналогічно п. 2.2 визначається товщина стінки труби  $S_j$  на виході з задньої (тягнутої) кліті стана з порядковим номером  $j$ , тобто – на вході в  $i$ -ту кліть. Розрахунок коефіцієнта заднього пластичного натягу  $Z_{zi}$  і товщини стінки  $S_j$  для задніх (тягнутих) 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  $Z_{\Sigma cp}$ . Після цього розрахунок величин  $Z_{zi}$  і  $S_j$  для останніх (тягнутих) клітей стана припиняється.

3. Аналогічно до п. 1 визначається середній коефіцієнт пластичного натягу  $Z_{\Sigma cp}^*$  в середніх клітках стана для розмірів  $D_q \times S_q \rightarrow D_p \times S_p$ .

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

5. Аналогічно до п. 2.2 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  $S_t^*$  не збігається з початково заданим значенням  $S_t$ . Зазвичай це відхилення не перевищує 0,1 мм, що автори методики вважають практично цілком прийнятним.

6. Визначають коефіцієнт витяжки  $\mu_i$  та лінійну швидкість прокатки  $v_i$  по клітках стана.

7. Підраховують кут  $Q_{ki}^n$  [50, с. 15], який визначає положення катаючого діаметра в калібрі за умови, що зона випередження являє собою прямокутник.

8. Визначають критерій  $B_i = \bar{D}_{ui}$  [50, с. 16], що обумовлює вид емпіричної формули для обчислення катаючих діаметрів  $D_{kati}$ .

9. Визначають катаючі діаметри  $D_{kati}$  по клітках [84, с. 45-46].

10. Визначають кількість обертів валків по клітках  $n_{Bi} = \frac{60v_i}{\pi D_{kati}}$ .

11. Визначають тиск металу на валки  $P_i$  та момент прокатки  $M_i$  по клітках використовуючи формули, запропоновані в ВНДТІ [50, с. 11]; ці формули включають декілька емпіричних коефіцієнтів. Виходячи з умови повної рекристалізації металу в проміжках між клітками при гарячій деформації [1, 61, 65 та ін.], величину  $\sigma_T$  визначають як функцію швидкості  $u_i$  і ступеня  $\varepsilon_i$  деформації, а також температури  $t^o$  металу в конкретній кліті. Величину  $\sigma_T$ ,

що входить до формул для обчислення  $P_i$  та  $M_i$  визначають за графіками О.О. Дінніка [66].

Очевидно, що методика [50] базується на послідовному розрахунку параметрів прокатки в ході своєрідного ітераційного процесу, в якому обмежуються першим циклом ітерації. При цьому розрахунок параметрів здійснюють для кожної кліти окремо, переходячи від кліти до кліти (спочатку – за ходом прокатки, потім – проти ходи 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 [50], відрізняючись від неї лише фрагментарно. Так, наприклад, в роботах [57, 69] запропоновані залежності для визначення коефіцієнтів пластичного натягу  $Z_{zi}$ ,  $Z_{ni}$ , що ураховують зміцнення металу в осередку деформації. Крім того, в роботі [57] рекомендується для визначення зміни товщини стінки використовувати замість рівнянь (1.22), (1.24) рівняння Ф. Нойманна і Д. Ганке [31]. У роботах [1, 58, 67, 69, 81, 82 та ін.] запропоновані різні емпіричні залежності для визначення катаючих діаметрів  $D_{ki}$ , які практично мало відрізняються одна від іншої.

Слід відзначити, що при розрахунку величини катаючого діаметра  $D_{ki}$  за будь-якою з відомих методик його величина може змінюватися в межах від діаметра валка по вершині калібру  $D_{bi}$  (вважають, що цей випадок відповідає прокатці з наявністю тільки зони випередження в осередку деформації) до ідеального діаметра валка  $D_{ui}$  (вважають, що цей випадок відповідає прокатці з наявністю тільки зони відставання в осередку деформації). Проаналізувати і спрогнозувати прокатку за умов, коли  $D_{kati} > D_{ui}$ , використовуючи відомі методики, неможливо. Це є недоліком, тому що в реальних виробничих умовах прокатка в режимі пробуксування валків по поверхні металу цілком можлива, особливо при редукуванні труб з великими (гранично можливими) натягами між клітями.

Підсумовуючи вищесказане, можна виділити *основні* припущення, що мають місце в моделях прокатки з максимально можливим натягом.

- 1). Вважають, що контактна поверхня  $F_i$  метала з валком є *прямокутником* із сторонами  $l_{di}$  та  $D_i$ .
- 2). Довжину дуги контакту обчислюють в *вершині* калібру (тобто має місце припущення  $l_{di} = l_{dbi}$ ).
- 3). Нейтральна лінія, яка розмежовує зони відставання та випередження є прямою, паралельною осі прокатки.
- 4). Використовують *емпіричний коефіцієнт*

$$\eta_i = 1 + \frac{\sqrt{D_j S_i}}{2l_{dbi}} \quad (1.3)$$

(або подібний), що ураховує вплив позаконтактних зон осередку деформації на питомі нормальні тиски [73, 84 та ін.].

- 5). Рішення системи рівнянь  $S_i = S_i(\Pi_i)$ ,  $Z_i = Z_i(n_{Bi})$  та  $v_i = v_i(n_{Bi})$  здійснюють шляхом організації ітераційного процесу, в якому обмежуються першим циклом ітерації.
- 6). Вважають, що  $D_{kati}$  не може бути більшим за  $D_{ui}$ , а при  $D_{kati} = D_{ui}$  зона відставання розповсюджується на *всю* контактну поверхню  $F_\Sigma$ .

З методик, в основі яких *не лежить* ідея використання максимально можливих натягів, слід, у першу чергу, відзначити методику [55]. 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 [74]. Суть методики полягає в послідовному розрахунку декількох (5–20) варіантів налаштування стана, в яких для прокатки труби одного розміру  $D_i \times S_i$  задаються різні режими розподілу натягів  $Z_{ni}$  у проміжках між клітями і розраховують кількість обертів валків  $n_{Bi}$  і товщину стінки заготовки  $S_0$  для кожного з режимів. Підчас прокатки, в за-



лежності від товщини стінки заготовки, що надходить до стана, автоматична система управління роботою приводу вибирає один з раніше розрахованих варіантів розподілу кількості обертів валків по клітках агрегату, що забезпечують отримання постійної товщини стінки труби  $S_t$  на виході з редуційного стана.

Також представляють інтерес методики, запропоновані в роботах [63, 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 [63, 64] 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.

Особливо слід зазначити, що на першому етапі моделювання процесів прокатки труб без оправки для оцінки параметрів формозміни в безперервних станах з *диференційно-груповим* [51, 73] і *диференційно-секційним* [48, 71] приводом *штучно* пристосовували методики, призначені для розрахунку кінематичних та енергосилових параметрів прокатки в станах з *індивідуальним* приводом валків,. Такий підхід базувався на сумнівному, на наш погляд, припущенні, що, коли значення  $S_0$ ,  $S_t$  і  $\varepsilon_i$  у разі прокатки в станах з різними типами приводу 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  $M_i$ .

#### 1.4. Особливості інтегральних моделей другого покоління

Завдяки використанню потужних ПЕОМ в моделях другого покоління вирішення системи  $3N$  рівнянь, що є законами зв'язків  $S_i = S_i(\Pi_i)$ ,

$Z_i = Z_i(n_{Bi})$  та  $v_i = v_i(n_{Bi})$  відносно  $3N$  параметрів процесу прокатки здійснюють прямими методами (без послідовних наближень).

Вид конкретної моделі прокатки залежить від вибору двох законів зв'язку  $S_i = S_i(\Pi_i)$  та  $Z_i = Z_i(n_{Bi})$  та від вибору визначальних параметрів та параметрів відгуку моделі.

З початку 1990-х років в Україні під керівництвом проф., д.т.н. Г.І. Гуляєва почалися роботи по створенню математичної моделі процесу безперервної прокатки труб без оправки, що тривають по теперішній час. На етапах створення різних модифікацій цієї моделі в роботі приймали участь проф., д.т.н. Ю.Г. Гуляєв [96, 99, 100, 117, 121, 157, 174 та ін.], проф., д.т.н. В.М. Друян [127, 145], проф., д.т.н. В.Н. Данченко [127, 166], проф., д.т.н. С.О. Чукмасов [101, 120, 124, 127], д.т.н. Є.І. Шифрін [101, 116, 119, 120, 124, 140, 156, 168, 169, 207 та ін.], к.т.н. Н.О. Максимова – Гуляєва [127, 155, 159] (всі – Україна), Л.Г. Марченко (Росія) [139], К. В. Дарра (США) [117, 140], К. Саваміпхакді (Індія) [99, 100, 116], І. Мамузич (Хорватія) [160, 167] та інші науковці та аспіранти. В промислових випробуваннях та впровадженні рекомендацій по удосконаленню технології прокатки труб без оправки брали участь чисельні технічні робітники трубних підприємств України (Інтерпайп Ніко Тюб, Інтерпайп НТЗ, ДТЗ), Росії (ТагМет), Казахстану (KSP Steel), Румунії (ARTROM) та США (TIMKEN, IPSCO). Практичні рекомендації, що ґрунтуються на результатах реалізації різних варіантів моделі, захищені багатьма патентами [109, 110, 115, 122, 151, 152, 208 та ін.], співавторами яких є відомі спеціалісти трубної галузі металургії Герой Соціалістичної Праці СРСР, Герой України А.І. Козловський, Заслужений металург України В.І. Лозовий, А.В. Чуєв, О.В. Луценко, І.П. Хацкелян та ін.

В цій моделі в якості зв'язку  $S_i = S_i(\Pi_i)$  використовують формулу О.А. Шевченка – В.А. Юргеленаса з уточненням Г.І. Гуляєва [21, 22, 55], а в якості зв'язку  $Z_i = Z_i(n_{Bi})$  – умову рівноваги об'єму металу в осередку дефо-

рмації під дією прикладених до нього сил та умову сталості секундних обсягів металу, що деформується, при безперервній прокатці.

В одній з останніх версій моделі в редакції Є.І Шифріна [207, с. 155-179] рішення шукають у вигляді  $2N$  коренів системи  $2N$  рівнянь і вважають, що  $D_{kati}$  може бути більшим за  $D_{ui}$ , але при цьому зона відставання розповсюджується на всю контактну поверхню  $F$ . Таким чином, з шести вищенаведених припущень, що мали місце в моделях першого покоління, в моделі [207] повністю усунуті припущення щодо можливого приблизного пошуку коренів системи рівнянь та неможливості умов прокатки, коли  $D_{kati} > D_{ui}$ . Довжину осередку деформації  $l_{di}$  обчислюють не по вершині калібру, а як середню по ширині калібру величину. Решта припущень, що мали місце в моделях першого покоління, в моделі [207] залишаються незмінними.

1). Контактна поверхня  $F_i$  метала з валком є *прямокутником* із сторо-

нами  $l_{di}$  та  $b_j = D_j \frac{\pi}{n}$  [207, формули 4.1-2].

2). Нейтральна лінія, яка розмежовує зони відставання та випередження, є прямою, паралельною осі прокатки [207, рис. 4.2].

3). Використовують *емпіричний коефіцієнт*  $\eta_i = 1 + \frac{\sqrt{D_j S_i}}{2l_{dbi}}$ , що урахо-

вує вплив позаконтактних зон осередку деформації на питомі нормальні тиски [207, с. 160].

4). Вважають, що при  $D_{kati} > D_{ui}$  зона відставання розповсюджується на всю контактну поверхню  $F$  [207, формула 4.8].

В роботі [207] запропоновано математичну модель, яка ураховує вплив натягу, кількості валків і форми калібру, часткової деформації, коефіцієнта тертя, реологічних властивостей деформованого металу і способу нарізування калібрів на рівень поперечної різностінності готових труб при безперервній поздовжній безоправочній прокатці. Ця модель використовує в якості ви-

хідних даних параметри калібровки валків та розподіл часткових деформацій по клітям.

До моделей другого покоління можна віднести модель, розроблену в ПУрДУ та РосНДТІ під керівництвом проф., д.т.н. О.В. Видріна [65, 114, 138, 143, 182, 184 та ін.]. В цих моделях припущення відносно того, що нейтральна лінія, яка розмежовує зони відставання та випередження, є прямою, паралельною осі прокатки, знято, але це не вирішує низку теоретичних аспектів проблеми моделювання процесу прокатки труб без оправки та практичних проблем, що стосуються достовірності отриманих результатів.

В однієї з останніх версій цієї моделі [184] в якості закону зв'язку  $S_i = S_i(\Pi)$  використовують рівняння Г.І. Гуляєва та П.Н. Івшина [1, 95], в якості закону зв'язку  $Z_i = Z_i(n_{Bi})$  – умову рівноваги об'єму металу в осередку деформації під дією прикладених до нього сил, а в якості закону зв'язку  $v_i = v_i(Z_i)$  – рівняння балансу робіт сил, що прикладені до об'єму металу в осередку деформації. Використовуючи закон тертя Е. Зібеля [178, 206 та ін.], з рівняння балансу робіт видаляють тиск  $p_i$  та згідно з цим рівнянням розраховують швидкість прокатки  $v_i$  (тобто, катаючи радіуси  $R_{kati}$  та площі зон відставання  $F^-$  та випередження  $F^+$ ). Використовуючи отримані значення  $F^-$  і  $F^+$  в рівнянні рівноваги обчислюють питомий контактний тиск  $p_{спi}$ . Такий підхід до вирішення задачі заслуговує уваги, але результати розрахунків параметрів нейтральної лінії (рис. 1.2) свідчать, що вона є практично паралельною осі прокатки, тобто  $\gamma_n \approx 0$  (рис. 1.1).

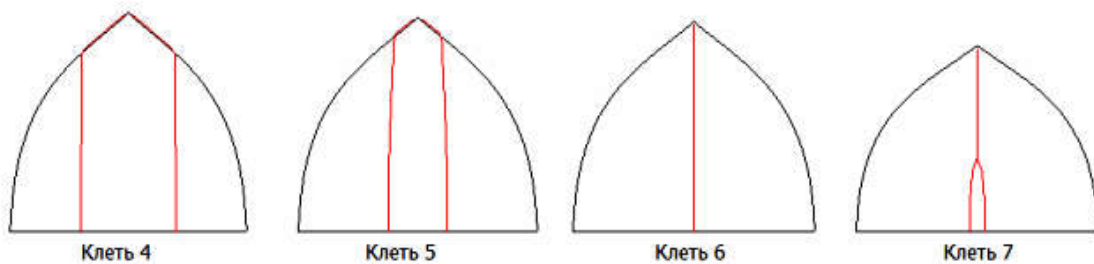


Рис. 1.2. Розрахункові положення нейтральних ліній [184, рис. 26]

З огляду на те, що для приведених на рис 1.2 даних витяжка  $\mu_i$  становить  $\mu_i = 1,05 \dots 1,065$ , а співвідношення  $\bar{D}_i$  дорівнює  $\bar{D}_i = 2,5 \dots 3,3$ , отримані результати викликають певний подив з урахуванням наведених в підрозділі 1.2.2 аргументів. За нашими розрахунками кут  $\gamma_n$  на рис. 1.2 має становити величину  $\gamma_n \approx 0,3 \dots 0,6$  (для точного розрахунку в роботі [184, таблиця 4] бракує даних про параметри застосованих калібрів).

Також незрозуміло, як нейтральна лінія може перетинати ось прокатки під кутом, відмінним від  $\pi/2$  (кліть 7 на рис. 1.2). Адже рівняння нейтральної лінії  $\Delta v = v_m - v_B$  – це різниця між двома функціями (швидкістю металу  $v_m$  та швидкістю поверхні валка  $v_B$ ), кожна з котрих є *симетричною* відносно осі прокатки. Виходячи з цього функція  $\Delta v$  *обов'язково* повинна бути *симетричною* відносно осі прокатки і, в наслідок цього, – перетинати її під *прямим кутом*  $\gamma_n = \pi/2$ .

### 1.5. Загальні недоліки існуючих моделей і визначення шляхів їх усунення

Всі відомі математичні моделі прокатки труб без оправки адаптовані до вивчення процесу прокатки в *однорадіусних* овальних калібрах. В роботі [207, с.44-47] окремим пунктом наведено методику розрахунку параметрів дворадіусних овальних калібрів, але ця методика не імплементована в модель процесу прокатки і в розрахунках не використовувалась.

Отже, проблема розробки методики розрахунку параметрів багаторадіусних калібрів та її імплементації в загальну математичну модель прокатки труб без оправки є актуальною і це питання заслуговує уваги в подальших дослідженнях (розділ 2).

В роботі [184, с. 37] припущення про прямокутну форму контактної поверхні не прибрано і площа контактної поверхні обчислюється доволі приблизно через те, що заготовка на вході в  $i$ -ту кліть вважається круглою з ра-

діусом, що дорівнює  $R_j$ , а довжина осередку деформації  $l_d$  вважається рівною середній величині  $l_{dcp}$ . Такі припущення скорочують розрахункову площу контактної поверхні  $F^+$  в зоні випередження і, навпаки, збільшують розрахункову площу контактної поверхні  $F^-$  в зоні відставання, що обумовлює похибку в розрахунках параметрів прокатки. На наш погляд питання визначення параметрів контактної поверхні за умов прокатки *овальних* заготовок в *овальних* калібрах (як одно-, так і багаторадіусних) заслуговує уваги (розділ 2).

В усіх моделях середній радіус калібру  $R_{kcp}$  визначають по наближеним формулам. Як було показано в роботі [202], навіть, ніби то “точні” інтегральні формули виду  $R_{kcp} = \frac{1}{\phi} \int_{\phi}^{\phi} R_k(\theta) d\theta$  та подібні до них дають похибку в визначенні точного середнього радіуса калібру. При жорстких вимогах до точності труб по діаметру [216] ця похибка може негативно вплинути на показники відбраковування продукції. Тому, цілком природно приділити увагу питанню розробки методики *точного* розрахунку  $R_{kcp}$  (розділ 2).

В роботі [184] припущення про паралельність нейтральної лінії та осі прокатки було знято, але отримані розрахункові дані свідчать про те, що питання визначення *дійсної* форми нейтральної лінії та, відповідно, удосконалення методики, що застосовують задля цього, потребує певної уваги (розділ 3).

В існуючих методиках при визначенні питомих контактних напруг  $p_{cp}$  використовують *емпіричні* [2, 3, 7, 33, 140 та ін.] або *теоретичні* [12, 27, 42, 128, 134, та ін.] коефіцієнти підпору  $n_{\sigma}$ . В роботах [150, 179, 191 та ін.] показано, що використовуючи певні критерії–аналоги можна ефективно використовувати коефіцієнти підпору  $n_{\sigma}$ , що розраховані для процесів простої по-здовжньої прокатки штаб, для аналізу умов контактної взаємодії при прокатці труб. Запропоновані в роботі [150] критерії–аналоги для співставлення

умов простої прокатки та прокатки труб без оправки, на наш погляд, позбавлені фізичного сенсу і методика їх визначення потребує удосконалення (розділ 4).

В моделі [207] аналізується процес прокатки в станах з *індивідуальним* приводом. Процес прокатки в станах з *диференційно-груповим* приводом вивчається на основі припущення про те, що, "... коли значення  $S_0$ ,  $S_i$  і  $\varepsilon_i$  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  $M_i$ " [207, с. 68-69]. На наш погляд таке припущення істотно спотворює реальну картину кінематичної взаємодії між клітями в стані з диференційно-груповим приводом валків. Тому є практична потреба в розробці сучасного варіанта моделі прокатки труб без оправки, адаптованого саме для умов деформації в станах з *диференційно-груповим* приводом валків (розділ 5).

## 1.6. Висновки по розділу 1

1. Математичне моделювання може бути успішно використано для промислового прогнозування кінематичних, деформаційних та енергосилових параметрів прокатки труб без оправки.

2. Всі відомі математичні моделі прокатки труб без оправки адаптовані до вивчення процесу прокатки в *однорадіусних* овальних калібрах, тому проблема розробки методики розрахунку параметрів *багаторадіусних* калібрів та її імплементації в загальну математичну модель прокатки труб без оправки є актуальною.

3. Питання визначення параметрів контактної поверхні за умов прокатки *овальних* заготовок в *овальних* калібрах (як одно-, так і багаторадіусних) до теперішнього часу не вирішено; розв'язання цієї задачі має практичне значення.

4. При сучасних жорстких вимогах до точності труб по діаметру є актуальним питання розробки методики *точного* розрахунку середнього діаметра калібру  $R_{ксп}$ .

5. Існуючі методики визначення *дійсної* форми нейтральної лінії потребують удосконалення.

6. Методика визначення питомих контактних напруг  $p_{ср}$  та коефіцієнтів підпору  $n_{\sigma}$  через використання критеріїв–аналогів є перспективною, але відомі критерії–аналоги для співставлення умов простої прокатки та прокатки труб без оправки позбавлені фізичного сенсу і методика їх визначення потребує удосконалення.

7. Існуючі математичні моделі не призначені для аналізу умов деформації в станах з диференційно-груповим приводом валків, тому є практична потреба в розробці сучасного варіанта моделі прокатки труб без оправки, адаптованого на визначення параметрів прокатки *саме* в таких станах.



## РОЗДІЛ 2

### УДОСКОНАЛЕННЯ МЕТОДІВ ВИЗНАЧЕННЯ ДЕФОРМАЦІЙНИХ ПАРАМЕТРІВ ФОРМОЗМІНИ ПРИ БЕЗПЕРЕРВНІЙ ПОЗДОВЖНІЙ ПРОКАТЦІ

#### 2.1. Визначення середнього радіуса калібру

При визначенні відносної деформації заготовки по периметру  $\varepsilon$  та витяжки  $\mu$  під час поздовжньої прокатки в калібрах часто використовують поняття "середній радіус калібру"  $R_{kcp}$ . При цьому не акцентується увага на тому, для визначення якого параметра прокатки шукана величина  $R_{kcp}$  буде використовуватися. Покажемо, що метод обчислення величини  $R_{kcp}$  і значення цієї величини залежить від того, для визначення якого параметра прокатки шукана величина  $R_{kcp}$  буде використовуватися [201, 204].

Розглянемо принцип обчислення  $R_{kcp}$  для подальшого розрахунку деформаційних параметрів  $\varepsilon = \frac{\Pi_0 - \Pi}{\Pi_0}$  (тут  $\Pi_0$ ,  $\Pi$  – периметр заготовки до і після обтиснення) і  $\mu = \frac{F_0}{F}$  (тут  $F_0$ ,  $F$  – площа поперечного перерізу заготовки до и після обтиснення). За визначенням [202] середній радіус калібру  $R_{kcp}$ :

а) це радіус кола, периметр якого дорівнює реальному (дійсному) периметру калібру  $\Pi$ ;

б) це радіус кола, площа поперечного перерізу якого дорівнює площі поперечного перерізу реального калібру  $F$ .

Якщо профіль калібру не є ідеальною окружністю, то одночасне виконання умов (а) і (б) нездійсненно.

Нехай вихідна циліндрична заготовка, радіус якої дорівнює  $R_0$ , прокатується в овальному  $n$  – валковому калібрі (рис. 2.1), овальність  $\lambda_k$  і ширина

якого  $b = R_0$  задані спочатку. При такій постановці висота калібру  $h$ , його радіус  $R_k$  і ексцентриситет  $e_k$  визначаються з рівнянь [80, 205]

$$h = \frac{b}{\lambda_k}; \quad (2.1.1)$$

$$R_k = \frac{(\lambda_k - 2 \cos \phi) \lambda_k + 1}{(\cos \phi + \lambda_k) \cos \phi + \sin^2 \phi} \cdot \frac{b}{2 \lambda_k}; \quad (2.1.2)$$

$$e_k = R_k - h. \quad (2.1.3)$$

Визначимо точні значення деформаційних параметрів формозміни. Периметр заготовки до деформації дорівнює  $\Pi_0 = 2\pi R_0$ , площа поперечного перерізу заготовки до деформації становить величину  $F_0 = \pi R_0^2$ .

Периметр заготовки після деформації

$$\Pi = 2nR_k \left( \frac{\pi}{2} - \phi_b \right), \quad (2.2)$$

де  $\phi_b = \arcsin \frac{e_k + b \sin \phi_b}{R_k}$  – кут випуску овального калібру (рис. 2.1б);

$\phi_b = \frac{\pi(n-2)}{2n}$ ;  $n$  – число валків, що утворюють калібр.

Площа поперечного перерізу заготовки після деформації

$$F = \frac{1}{2} \Pi R_k - n b e_k \sin \phi. \quad (2.3)$$

Точне значення середнього радіуса калібру, яке задовольняє вимогу (а), визначиться з умови  $2\pi R_{cp\Pi} = \Pi$ . Підставляючи в останній вираз значення  $\Pi$  з формули (2.2), після перетворень отримуємо

$$R_{cp\Pi} = \frac{R_k}{\phi} \left( \frac{\pi}{2} - \phi_b \right). \quad (2.4)$$

Точне значення середнього радіуса калібру, яке задовольняє вимогу (б), визначиться з умови  $\pi R_{cpF}^2 = F$ . Підставляючи в останній вираз значення  $F$  з формули (2.3), після перетворень отримуємо

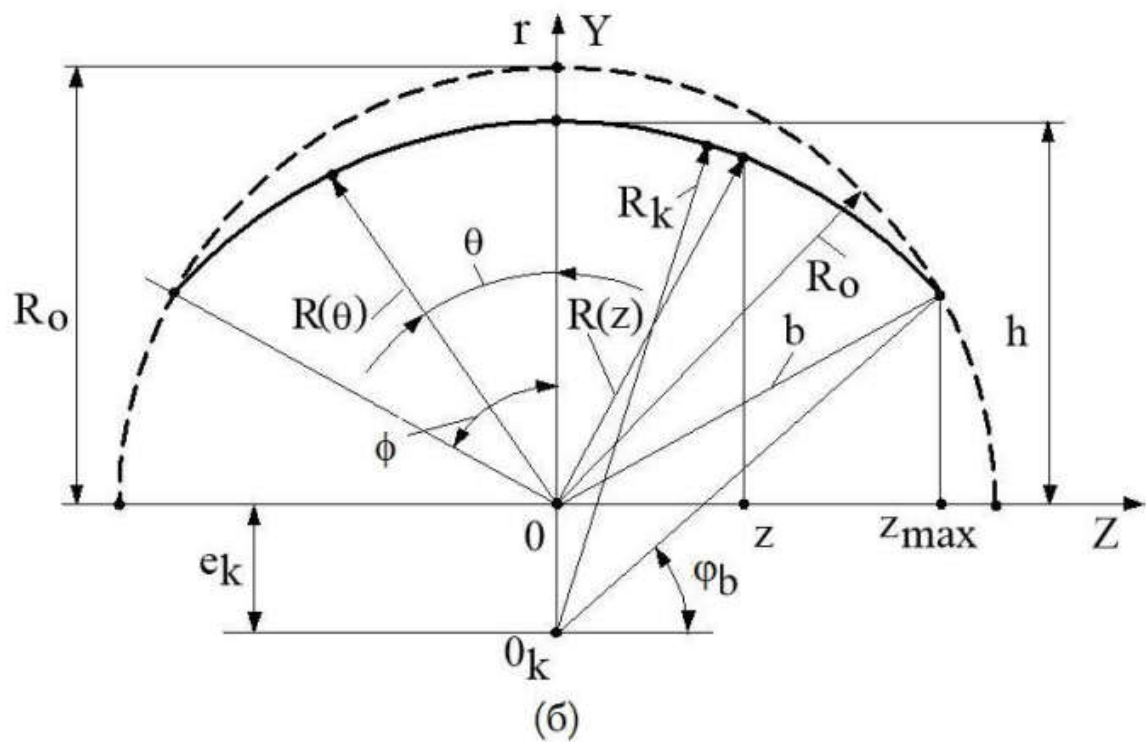
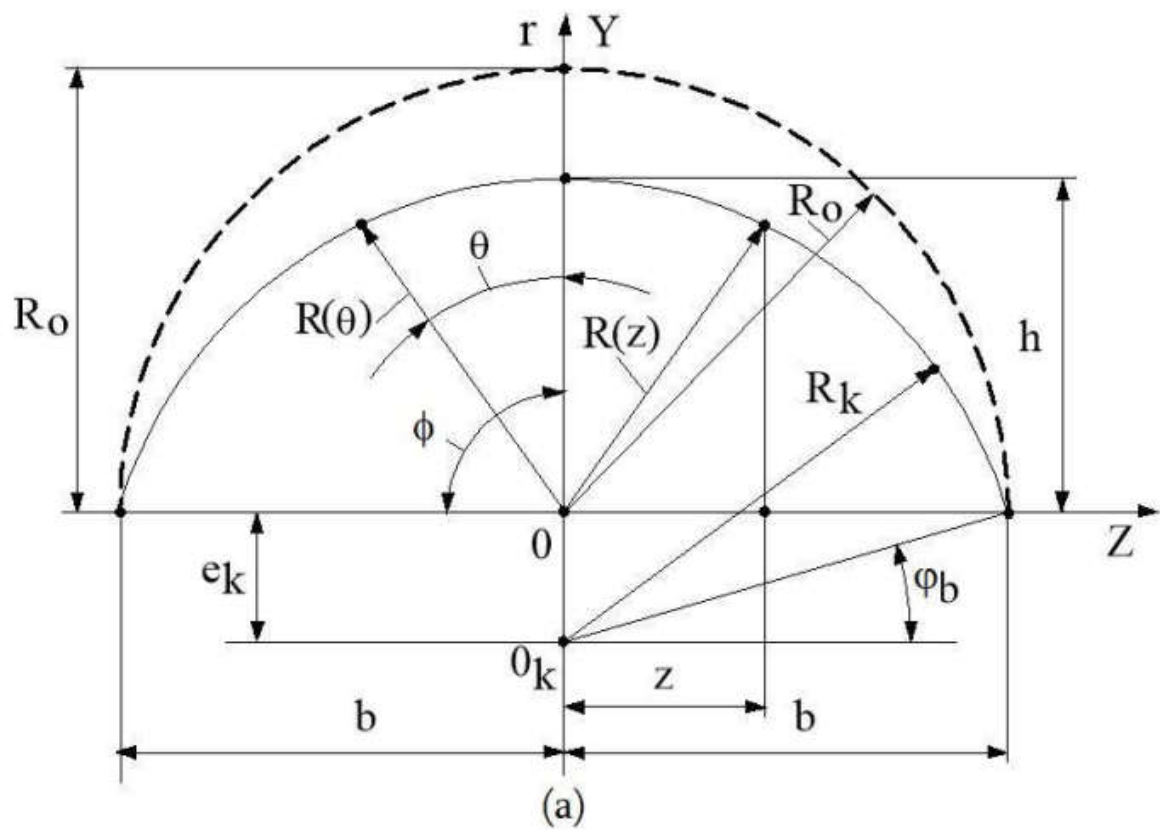


Рис. 2.1. Обтиснення циліндричної заготовки в овалному калібрі: (а) –  $n = 2$ ;  
(б) –  $n = 3$

$$R_{cpF} = \sqrt{\frac{1}{2\pi} \Pi R_k - \frac{1}{\phi} b e_k \sin \phi}. \quad (2.5)$$

Використовуючи формули (2.4) і (2.5), отримуємо, що співвідношення  $\Delta = \frac{R_{cp\Pi}}{R_{cpF}}$  становить величину

$$\Delta = \frac{R_k \left( \frac{\pi}{2} - \varphi_b \right)}{\phi \sqrt{\frac{1}{2\pi} \Pi R_k - \frac{1}{\phi} b e_k \sin \phi}}. \quad (2.6)$$

На рис. 2.2 показано зміну величини  $\Delta$  при зміні овальності  $\lambda_k$  двовалкових ( $n=2$ ), тривалкових ( $n=3$ ) і чотирьохвалкових ( $n=4$ ) калібрів. Параметри розрахунку:  $R_0 = 0,25$  м;  $b = R_0$ . Дані, представлені на рис. 2.2, підтверджують справедливість твердження про те, що, якщо профіль калібру не є ідеальною окружністю, то величини  $R_{cpF}$  і  $R_{cp\Pi}$  не можуть бути рівні між собою.

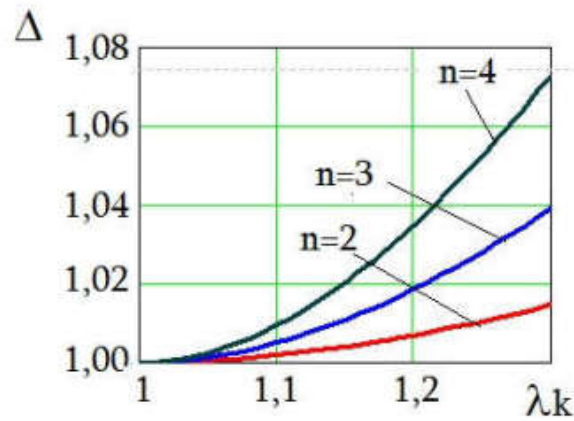
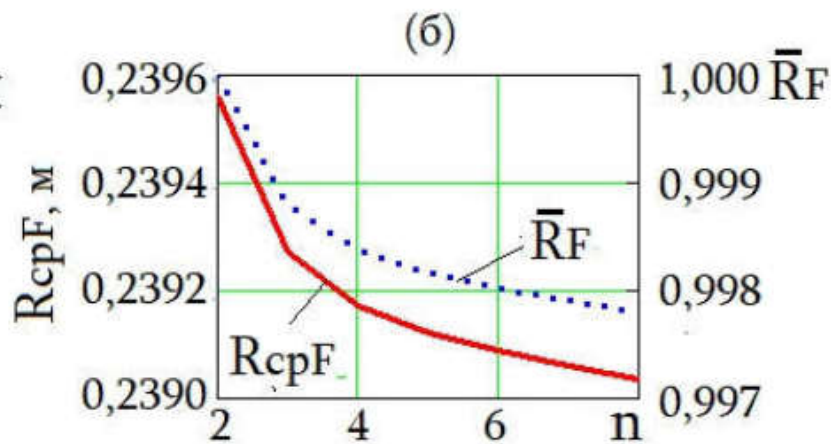
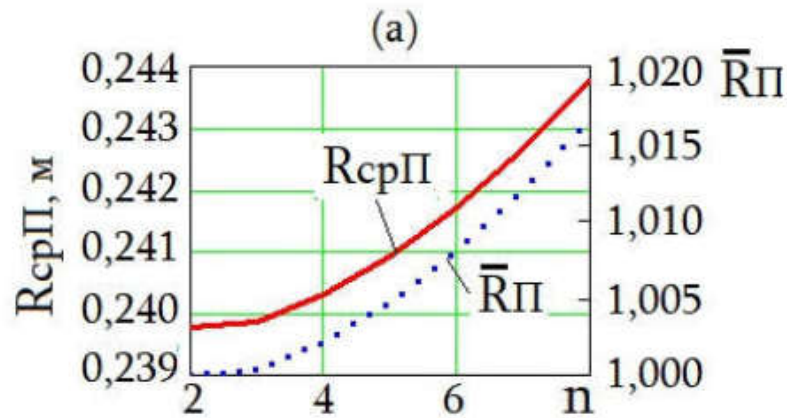
Точне значення відносної деформації заготовки по діаметру для розглянутого прикладу складе величину

$$\varepsilon = 1 - \frac{R_k}{\phi R_0} \cdot \left( \frac{\pi}{2} - \varphi_b \right). \quad (2.7)$$

Точне значення витяжки заготовки для розглянутого прикладу складе величину

$$\mu = \frac{2\pi^2 \phi R_0^2}{\phi \Pi R_k - 2\pi b e_k \sin \phi}. \quad (2.8)$$

На рис. 2.3 показані зміни абсолютних величин середніх радіусів  $R_{cp\Pi}(\lambda_k, n)$  і  $R_{cpF}(\lambda_k, n)$ , а також відносних величин  $\bar{R}_\Pi = \frac{R_{cp\Pi}(\lambda_k, n)}{R_{cp\Pi}(\lambda_k, 2)}$  і  $\bar{R}_F = \frac{R_{cpF}(\lambda_k, n)}{R_{cpF}(\lambda_k, 2)}$  при збільшенні числа валків  $n$ , що утворюють круглий калібр з прямими випусками (параметри прокатки: такі ж, як для рис. 2.2;  $\lambda_k = 1,07$ ).

Рис. 2.2. Співвідношення  $\Delta = \Delta(\lambda)$ Рис. 2.3. Залежності  $R_{cp\Pi}(\lambda_k, n)$  і  $\bar{R}_\Pi = \frac{R_{cp\Pi}(\lambda_k, n)}{R_{cp\Pi}(\lambda_k, 2)}$  – (а);  $R_{cpF}(\lambda_k, n)$  і

$$\bar{R}_F = \frac{R_{cpF}(\lambda_k, n)}{R_{cpF}(\lambda_k, 2)} \text{ – (б)}$$

Як впливає з даних, представлених на рис. 2.3, збільшення числа валків, що утворюють овальний калібр, впливає на зміну периметра і площі поперечного перерізу калібру дуже незначно.

Часто [109, 152 та ін.] величину середнього радіусу калібру визначають, ґрунтуючись на формулі *середнього значення інтегрального обчислення*:

для декартової системи координат  $R_{cpD} = \frac{1}{z_{\max}} \int_0^{z_{\max}} R(z) dz$  (права половина

рис. 2.1; тут  $z_{\max} = b \sin \phi$ ); для циліндричної системи координат

$R_{cpC} = \frac{1}{\phi} \int_0^{\phi} R(\theta) d\theta$  (ліва половина рис. 2.1). Для розглянутого прикладу:

$$R(z) = \sqrt{\left(\sqrt{R_k^2 - z^2} - e_k\right)^2 + z^2}; \quad (2.9.1)$$

$$R(\theta) = \sqrt{R_k^2 - e_k^2 \sin^2 \theta} - e_k \cos \theta. \quad (2.9.2)$$

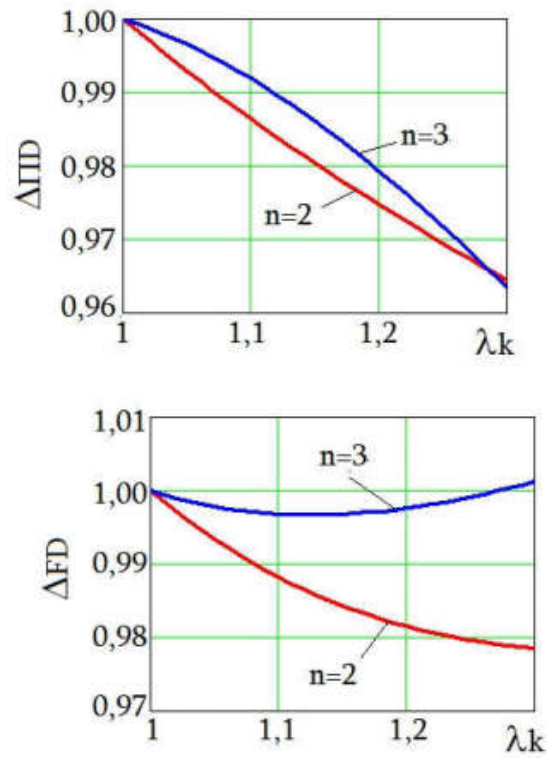
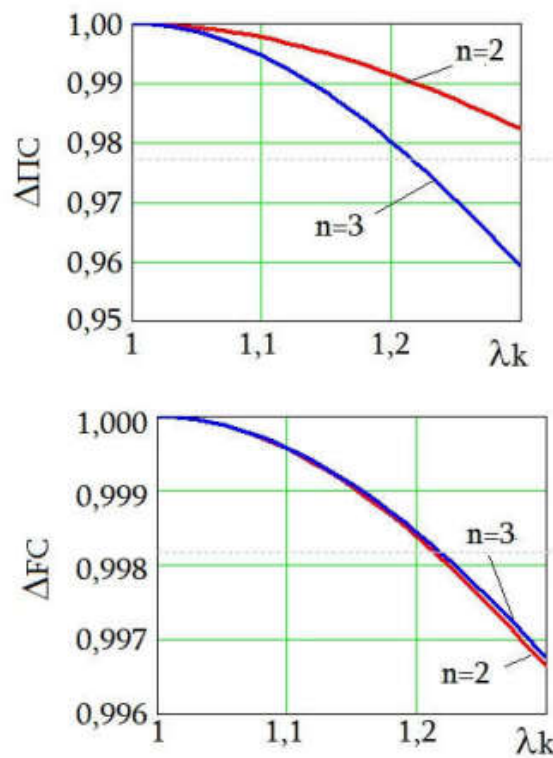
В роботі [202] зроблено висновок, що використання формул середнього значення інтегрального обчислення при проектуванні ромбічних калібрів призводить до похибки в визначенні середнього радіуса калібру. Перевірмо цю тезу по відношенню до процесу прокатки в овальних калібрах.

Використовуючи формули (2.9.1-2), розраховуємо величини  $R_{cpD}$  і  $R_{cpC}$ . На рис. 2.4 представлені розрахункові значення величин  $\Delta_{\Pi D} = \frac{R_{cpD}}{R_{cp\Pi}}$

і  $\Delta_{FD} = \frac{R_{cpD}}{R_{cpF}}$ . На рис. 2.5 представлені розрахункові значення величин

$$\Delta_{\Pi C} = \frac{R_{cpC}}{R_{cp\Pi}} \text{ і } \Delta_{FC} = \frac{R_{cpC}}{R_{cpF}}.$$

Виходячи з представлених на рис. 2.4 і 2.5 даних можна зробити висновок про те, що середньоінтегральні значення радіуса калібру  $R_{cpD}$  і  $R_{cpC}$  не збігаються з точними значеннями цієї величини  $R_{cp\Pi}$ .

Рис. 2.4. Залежності  $\Delta_{\Pi D}(\lambda)$  і  $\Delta_{FD}(\lambda)$ Рис. 2.5. Залежності  $\Delta_{\Pi C}(\lambda)$  і  $\Delta_{FC}(\lambda)$

Середньоінтегральні значення радіуса калібру  $R_{cpD}$  не збігаються з точними значеннями цієї величини  $R_{cpF}$  при  $n=2$  і практично збігаються з точними значеннями цієї величини  $R_{cpF}$  при  $n=3$ . Середньоінтегральні значення радіуса калібру  $R_{cpC}$  практично збігаються з точними значеннями цієї величини  $R_{cpF}$ .

*Уточнення розрахункових формул.* Для підвищення точності розрахунків замість формул середнього значення інтегрального обчислення пропонується використовувати наступні залежності, в яких застосовані відомі з курсу диференційної геометрії формули спрямлення кривої в прямокутній та циліндричній системах координат [108]:

- середній радіус калібру для визначення величини  $\varepsilon$

$$R_{cpPD} = \frac{1}{\phi} \int_0^{z_{\max}} \sqrt{1 + \left\{ \frac{d}{dz} \sqrt{[R(z)]^2 - z^2} \right\}^2} dz; \quad (2.10.1)$$

$$R_{cpPC} = \frac{1}{\phi} \int_0^{\phi} \sqrt{[R(\theta)]^2 + \left\{ \frac{d}{d\theta} [R(\theta)] \right\}^2} d\theta; \quad (2.10.2)$$

- середній радіус калібру для визначення величини  $\mu$

$$R_{cpFD} = \sqrt{\frac{1}{\phi} \int_0^{z_{\max}} R(z) \cdot \sqrt{1 + \left\{ \frac{d}{dz} \sqrt{[R(z)]^2 - z^2} \right\}^2} dz}; \quad (2.11.1)$$

$$R_{cpFC} = \sqrt{\frac{1}{\phi} \int_0^{\phi} R(\theta) \sqrt{[R(\theta)]^2 + \left\{ \frac{d}{d\theta} [R(\theta)] \right\}^2} d\theta}. \quad (2.11.2)$$

Значення величин  $R_{cpPD}$  і  $R_{cpPC}$  збігаються з величиною середнього радіусу калібру  $R_{cp\Pi}$ , а значення величин  $R_{cpFD}$  і  $R_{cpFC}$  збігаються з величиною середнього радіусу калібру  $R_{cpF}$ .

Зауважимо, що обчисливши величину відповідного середнього радіусу калібру ( $R_{cp\Pi}$  або  $R_{cpF}$ ), ми автоматично отримуємо відповідний середній



внутрішній радіус **труби**  $r_{cp\Pi} = R_{cp\Pi} - S_{cp}$ ,  $r_{cpF} = R_{cpF} - S_{cp}$  (тут  $S_{cp}$  середня товщина стінки труби).

Розглянемо приклад практичного застосування отриманих результатів.

В умовах діючого виробництва дуже часто при проектуванні систем калібрів для безоправочної прокатки труб для визначення середнього діаметра калібру  $D_{cp}$  використовують наближену формулу [203, 205, 217 та ін.]

$$D_{cpi} = b_i + h_i. \quad (2.12)$$

В умовах двовалкового калібрувального стана треба прокатати трубу з кінцевим діаметром  $\varnothing 328$  мм (в гарячому стані). Калібр останньої, п'ятої кліті, круглий ( $\lambda_{k5} = 1$ ),  $b_5 = h_5 = 164$  мм; середній діаметр останньої кліті дорівнює діаметру труби в гарячому стані  $D_{cp5} = 328$  мм. Передостання кліть з овальним калібром  $\lambda_{k4} = 1,01$ . В останній кліті планують здійснювати тільки формування круглого профілю труби без зміни її середнього діаметра, тому

приймають  $D_{cp4} = D_{cp5} = 328$  мм. З (2.12) маємо  $b_4 = \frac{\lambda_4 D_{cp4}}{1 + \lambda_4} = 164,82$  мм;

$h_4 = \frac{b_4}{\lambda_4} = 163,18$  мм. З рівняння (2.1.2) після перетворень маємо

$R_{k4} = \frac{b_4^2 + h_4^2}{2h_4} = 164,82$  мм. З урахуванням умови  $n = 2$  відповідно рівняння

(2.4) маємо *точно* значення середнього радіуса передостаннього калібру  $R_{cp\Pi4} = 163,78$  мм. Враховуючи, що  $D_{cp5} - 2R_{cp\Pi4} > 0$ , середній діаметр готової труби в гарячому стані  $D_t$  становитиме величину  $D_{cpt} = 2R_{cp\Pi4} = 327,56$  мм. Таким чином, наслідком використання наближеної формули (2.12) є відхилення середнього діаметра готової труби від заданого номіналу на  $\Delta = -0,44$  мм, що при допуску  $\Delta = \pm 1,5$  мм [216] складає майже 30% від мінусового поля і є суттєвою величиною.

Цілком зрозуміло, що використовуючи точні формули (2.10-11) для обчислення середнього радіуса калібру, вищевказаної похибки при виготовленні

труби легко уникнути.

## 2.2. Методика вибору раціональної форми калібру валка

### 2.2.1. Параметри основної ділянки калібру

При безоправочній безперервній поздовжній прокатці труб *переважно* використовують калібри овальної форми, профіль робочої ділянки котрих формується одним, або декількома утворюючими радіусами  $R_i$  (тут  $i = 1, 2, \dots, n_r$  – поточний номер радіусу;  $n_r$  – загальна кількість радіусів). Особливості профілю того чи іншого калібру обумовлені кількістю радіусів, їх величинами та величинами ексцентриситетів цих радіусів відносно центра калібру (осі прокатки) [205, 207, 209, 210 та ін.].

Відомий однорадіусний овальний калібр (рис. 2.6) валка для поздовжньої прокатки труб без оправки, що складається з робочої ділянки  $O_h O_\theta O_b$ , форма якої є симетричною відносно осі калібру ( $O_k O_h$ ), яка проходить через центр калібру ( $O_k$ ) та його вершину ( $O_h$ ) і утворена одним радіусом ( $R_k$ ), центр ( $O_R$ ) котрого вздовж осі калібру ( $O_k O_h$ ) має ексцентриситет  $e_k = \overline{O_R O_k}$  відносно центра калібру ( $O_k$ ), та при цьому  $\overline{O_k O_h} < \overline{O_R O_h}$  [205, стор.11].

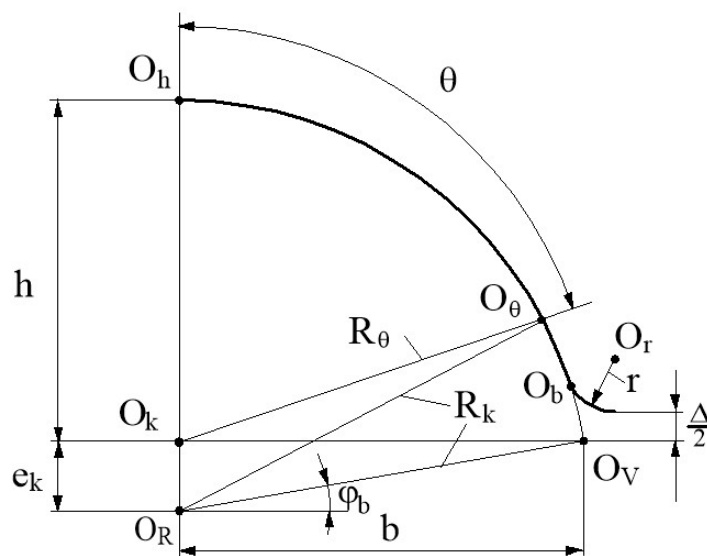


Рис. 2.6. Однорадіусний овальний калібр

Аналітичні дослідження [100, 124] та промислові випробування [154, 207] показали, що при безоправочній прокатці в однорадіусних овальних калібрах поперечна різностінність труб значною мірою залежить від показника

поширення  $\delta b = \frac{b - h_j}{b_j - h}$  (тут  $b, b_j$  – ширина поточного та попереднього калі-

брів;  $h, h_j$  – висота поточного та попереднього калібрів). Тому форма основ-

ної ділянки  $O_h O_\theta O_b$  однорадіусного овального калібру повинна відповідати наступним технологічним вимогам: середній діаметр калібру  $D_{cp}$  повинен

забезпечувати задане часткове обтиснення по діаметру  $\varepsilon = \frac{D_{cpj} - D_{cp}}{D_{cpj}}$  (тут

$D_{cp}, D_{cpj}$  – середній діаметр поточного та попереднього калібрів); розміри

геометричних параметрів (радіуса  $R_k$  та ексцентриситету  $e_k$  калібру) пови-

нні забезпечувати задану величину показника поширення  $\delta b$  в кліті.

За таких вимог в однорадіусному овальному калібрі повинні виконуватися наступні співвідношення між геометричними параметрами

$$h = R_k - e_k; \quad (2.13)$$

$$b = \sqrt{R_k^2 - e_k^2 \sin^2 \phi} - e_k \cos \phi; \quad (2.14)$$

$$D_{cp} = \frac{2R_k}{\phi} \left( \frac{\pi}{2} - \phi_b \right); \quad (2.15)$$

$$\phi_b = \arcsin \frac{e_k + b \sin \phi_b}{R_k}; \quad (2.16)$$

$$\delta b = \frac{b - h_j}{b_j - h}; \quad (2.17)$$

$$b = \lambda h, \quad (2.18)$$

де  $\phi = \frac{\pi}{n}$ ;  $\phi_b = \frac{\pi(n-2)}{2n}$ ;  $n$  – число валків, що утворюють калібр.

Після послідовних підстановок рівнянь (2.13) – (2.18) отримуємо зв'язок овальності калібру  $\lambda$  та показника поширення  $\delta b$  у наступному ви-

гляді

$$D_{cpj}(1 - \varepsilon) - C(\lambda)B(\lambda) \cdot \left\{ \frac{\pi}{2} - \arcsin \left[ A(\lambda) + \sqrt{1 - [A(\lambda)]^2 \sin^2 \phi} - A(\lambda) \cos \phi \right] \cdot \sin \phi_b \right\} = 0, \quad (2.19)$$

$$\text{де } A(\lambda) = \frac{\lambda^2 - 1}{\lambda^2 + 1 - 2\lambda \sin \phi_b}; \quad B(\lambda) = \frac{\lambda^2 + 1 - 2\lambda \sin \phi_b}{(1 - \lambda \sin \phi_b)\phi}; \quad C(\lambda) = \frac{\delta b \cdot b_j + h_j}{\delta b + \lambda}.$$

Величини  $D_{cpj}$ ,  $b_j$  та  $h_j$  є відомими (вони обчислюються про визначенні геометричних параметрів калібру попередньої,  $j$  – тої, кліті багатоклітинного стана). Величини  $\delta b$  та  $\varepsilon$  є відомими (вони призначаються розробниками технологічного процесу). Величини кутів  $\phi$  та  $\phi_b$  є відомими (вони визначаються конструктивними особливостями кліті). Таким чином рівняння (2.19) містить одну невідому – овальність калібру  $\lambda$ . Обчисливши  $\lambda$  як корінь рівняння (2.19), послідовно визначають висоту  $h$ , ширину  $b$ , радіус  $R_k$  та ексцентриситет  $e_k$  однорадіусного овального калібру, форма основної ділянки котрого відповідає всім сформульованим вище вимогам:

$$h = C(\lambda); \quad (2.20)$$

$$b = h\lambda; \quad (2.21)$$

$$R_k = \frac{h\phi}{2} B(\lambda); \quad (2.22)$$

$$e_k = \frac{h}{2} A(\lambda)B(\lambda). \quad (2.23)$$

Таким чином, якщо при заданому обтисненні  $\varepsilon$  показник поширення  $\delta b$  є заданою величиною, він однозначно визначає овальність калібру  $\lambda$ , його висоту  $h$ , ширину  $b$ , радіус  $R_k$  та ексцентриситет  $e_k$ .

Відомий дворадіусний калібр валка для поздовжньої прокатки труб (рис. 2.7) без оправки, що має робочу ділянку, форма якої є симетричною відносно осі калібру ( $O_k O_h$ ), яка проходить через центр калібру ( $O_k$ ) та його вершину ( $O_h$ ) і включає зону вершини калібру ( $O_h A$ ), яка утворена радіусом вершини ( $R_1$ ), центр ( $O_{R1}$ ) котрого вздовж осі калібру ( $O_k O_h$ ) має ексцентри-

ситет  $e_1 = \overline{O_{R1}O_k}$  відносно центра калібру ( $O_k$ ), та при цьому  $\overline{O_kO_h} < \overline{O_{R1}O_h}$ , зону випуску калібру ( $BO_b$ ), яка утворена радіусом випуску ( $R_2$ ), центр ( $O_{R2}$ ) котрого вздовж осі калібру ( $O_kO_h$ ) має ексцентриситет  $e_2 = \overline{O_{R2}O_k}$  відносно центра калібру ( $O_k$ ), та при цьому  $\overline{O_kO_h} < \overline{O_{R2}O_h}$ , а в перехідній зоні  $AB$  утворена прямою лінією [205, стор.12].

В роботі [205, стор. 12–15] запропонована система 15 рівнянь, яка зв'язує 21 геометричний та технологічний параметр дворадіусного калібру. Автори рекомендують обчислювати параметри калібру наступним чином: ширина  $b_j$ , висота  $h_j$ , діаметр  $D_{cp}$ , кути вершини  $\theta_1$  та випуску  $\theta_2$  і показник поширення  $\delta b$  вважаються заданими, а інші 15 параметрів (в тому числі і овальність калібру  $\lambda$ ) визначають як корені рішення системи 15 рівнянь. При такому підході овальність калібру  $\lambda$  є залежною від заданих параметрів і не може призначатися незалежно.

Тобто при запропонованому в роботі [205] принципі проектування форми дворадіусного калібру його овальність  $\lambda$  при аналогічних загальних параметрах (при рівних середніх діаметрах калібру  $D_{cp}$  та показниках поширення  $\delta b$ ), може бути як меншою, так і більшою, ніж овальність  $\lambda$  однорадіусного калібру. При цьому *теоретично* цілком можливо вважати як показник  $\delta b$ , так і овальність  $\lambda$  *незалежно заданими* величинами та проаналізувати вплив їхньої одночасної зміни на параметри процесу прокатки. Однак, аналіз літературних джерел свідчить про те, що такі дослідження на теперішній час відсутні.

Недолік дворадіусних калібрів з прямолінійною перехідною ділянкою полягає в тому, що при їх використанні в точці  $A$  переходу криволінійної зони вершини калібру до прямолінійної перехідної зони калібру та в точці  $B$  переходу прямолінійної перехідної зони калібру до криволінійної зони випуску калібру на трубах утворюються характерні відбитки у вигляді прямих ліній, які розташовані паралельно осі труби.

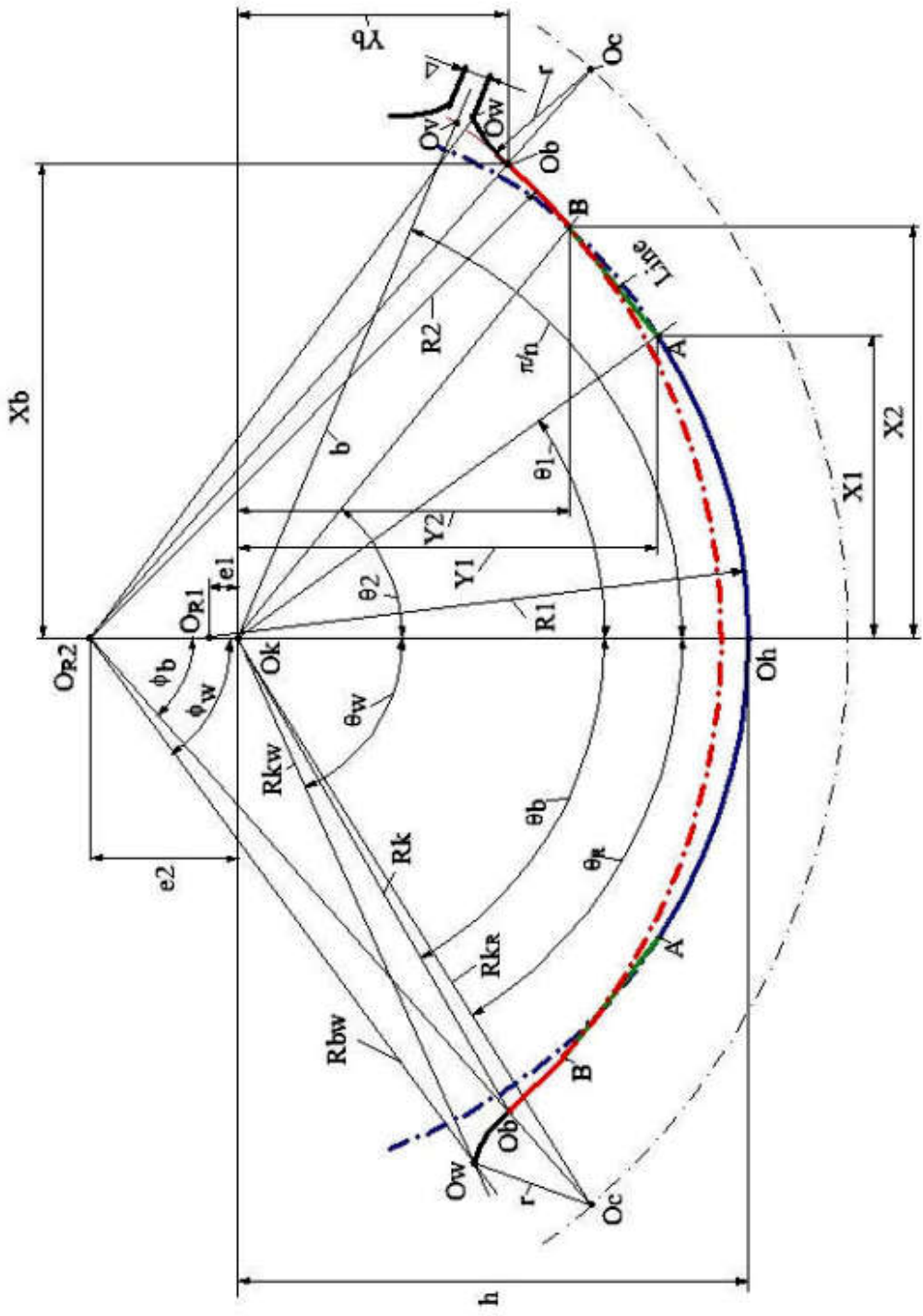


Рис. 2.7. Дворадіусний овальний калібр з прямолінійною перехідною ділянкою

Також досить часто при  $\delta b < 0$  подібні відбитки утворюються і в зоні зазору  $\Delta$  між валками (рис. 2.7). Це погіршує товарний вигляд продукції та інколи (при значних обтисненнях труби по діаметру) негативно впливає на показники точності труб по товщині стінки.

В разі використання дворадіусного калібру з перехідною прямолінійною ділянкою, частина профілю труби формується прямолінійними перехідними ділянками калібру. Тому, цілком природно, що на поверхні труби є  $4n$  ділянок, які сформовані прямолінійними перехідними ділянками калібру. В точках ( $A$ ) з'єднання криволінійної зони вершини калібру ( $O_h A$ ) і прямолінійної перехідної ділянки ( $AB$ ) та ( $B$ ) з'єднання прямолінійної перехідної ділянки і криволінійної зони випуску калібру ( $BO_v$ ) на трубі формується  $4n$  відбитків у формі прямих ліній, що є паралельними осі труби.

В патенті [208] запропоновано трирадіусний калібр валка для поздовжньої прокатки, який представлено на рис. 2.8. На рис. 2.8 позначено:  $O_k$  – центр калібру;  $O_h$  – вершина калібру;  $R_1$  – радіус вершини калібру;  $O_{R1}$  – центр радіусу вершини калібру;  $R_2$  – радіус випуску калібру;  $O_{R2}$  – центр радіусу випуску калібру;  $R_p$  – радіус перехідної ділянки калібру;  $O_p$  – центр радіусу перехідної ділянки калібру;  $O_k O_h$  – ось симетрії калібру;  $O_h A$  – зона вершини калібру, що є дугою окружності радіуса  $R_1$ ;  $BO_v$  – зона випуску калібру, що є дугою окружності радіуса  $R_2$ ;  $AB$  – перехідна ділянка калібру, що є дугою окружності радіуса  $R_p$ ;  $A$  – точка з'єднання зони вершини калібру з перехідною ділянкою;  $B$  – точка з'єднання перехідної ділянки калібру з зоною випуску калібру;  $O_v$  – випуск калібру;  $h = \overline{O_k O_h}$  – висота калібру;  $b = \overline{O_k O_v}$  – ширина калібру;  $e_1 = \overline{O_{R1} O_k}$  – ексцентриситет центру  $O_{R1}$  радіусу вершини калібру  $R_1$  відносно центра калібру  $O_k$ ;  $e_2 = \overline{O_{R2} O_k}$  – ексцентриситет центру  $O_{R2}$  радіусу випуску калібру  $R_2$  відносно центра калібру  $O_k$ ;  $e_{po}$  – осьовий ексцентриситет центру  $O_p$  радіусу перехідної ділянки калібру

$R_p$  відносно центра калібру  $O_k$ ;  $e_{pb}$  – боковий ексцентриситет центра  $O_p$  радіусу перехідної ділянки калібру  $R_p$  відносно центра калібру  $O_k$ ;  $\theta_1$  – кут початку перехідної ділянки калібру відносно осі калібру  $O_h O_k$ ;  $\theta_2$  – кут кінця перехідної ділянки калібру відносно осі калібру  $O_h O_k$ ;  $\phi$  – кут кінця зони випуска калібру відносно осі калібру  $O_h O_k$ ;  $R_\theta$  – радіус калібру в довільному перерізі;  $\theta$  – кут, що визначає положення довільного перерізу калібру відносно осі калібру  $O_h O_k$ .

Відсутність в точках  $A$  і  $B$  “зламів” профілю трирадіусного калібру дозволяє уникнути появи на зовнішній поверхні труб  $4n$  відбитків у формі прямих ліній, що є паралельними осі труби. Але використання цих калібрів не гарантує відсутність на трубі  $n$  прямолінійних відбитків, що можуть утворюватися в зонах зазорів між валками, тобто коло точок  $O_v$  (рис. 2.9).

Крім того, запропонована в роботі [208] методика розрахунку параметрів калібру має суттєвий недолік. Параметри калібру взаємопов’язані системою 10 рівнянь та двох нерівностей, котрі включають 15 параметрів ( $R_1$ ,  $R_2$ ,  $R_p$ ,  $e_1$ ,  $e_2$ ,  $e_{po}$ ,  $e_{pb}$ ,  $\theta_1$ ,  $\theta_2$ ,  $\alpha$ ,  $\gamma$ ,  $\phi_2$ ,  $\phi$ ,  $D_{cp}$ ,  $\lambda$ ), що характеризують геометричні особливості трирадіусного калібру (рис. 2.8-2.9). В разі, коли п’ять з цих параметрів є заданими з урахуванням нерівностей

$$R_1 - e_1 > 0; \quad (2.24)$$

$$R_2 - e_2 > 0, \quad (2.25)$$

останні десять обчислюються як корені системи 10 рівнянь.

Очевидно, що показник поширення  $\delta b$  відповідно до цієї методики до уваги не сприймається і використовуючи її не можна цілеспрямовано впливати на формування поперечної різностінності труб, що прокатуються.

Додаткові вимоги до геометричних параметрів в вигляді нерівностей (2.24) та (2.25) обмежують можливість зміни величини овальності калібру  $\lambda$  межами  $\lambda \approx (0,998...1.002)\lambda_e$  (тут  $\lambda_e$  – овальність “еквівалентного” однорадіусного овального калібру, що обчислена відповідно рівняння (2.19) при тих



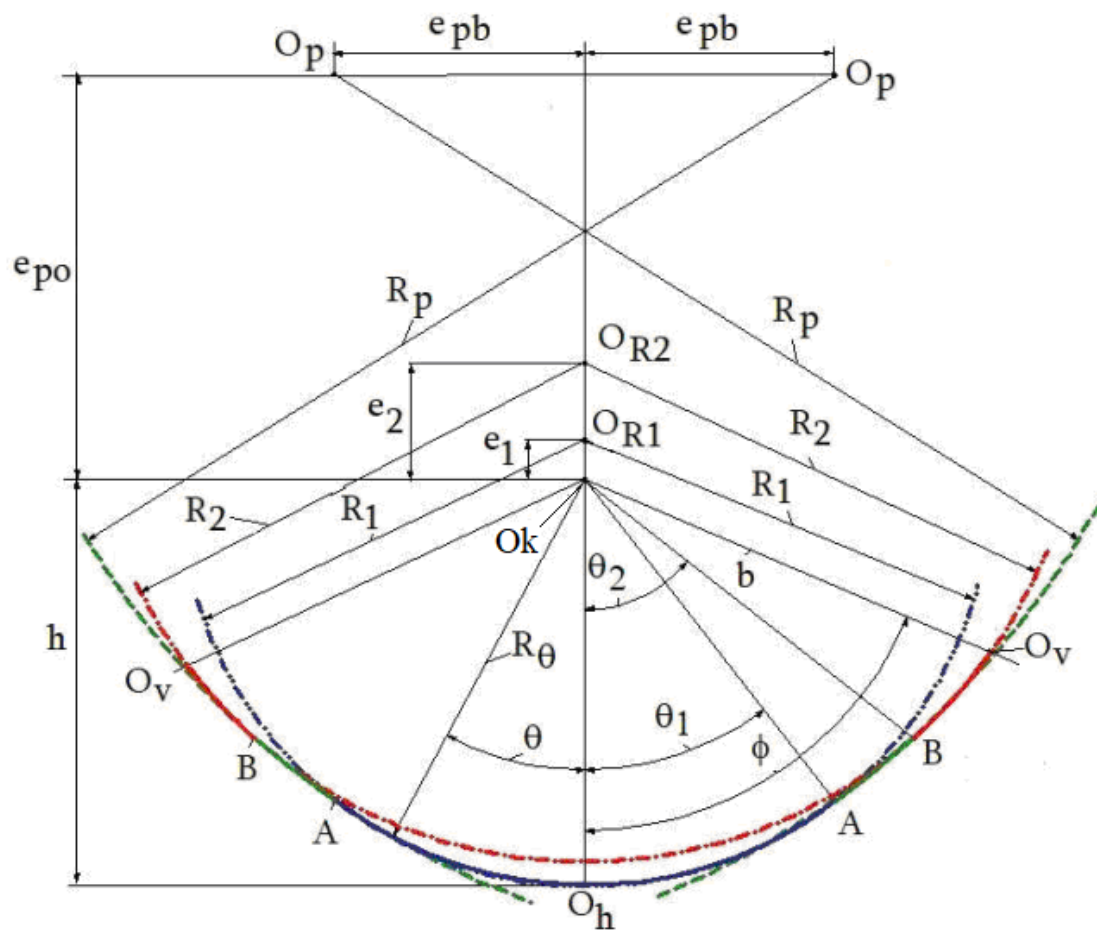


Рис. 2.8. Трирадіусний овальний калібр

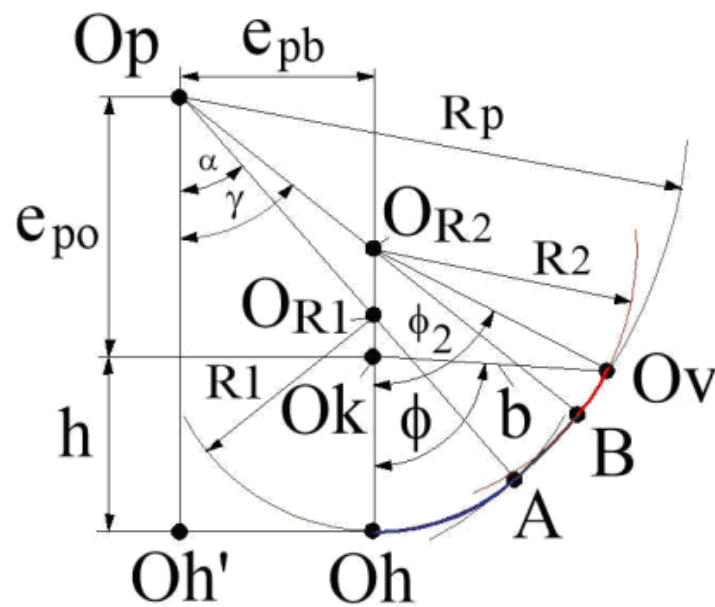


Рис. 2.9. Схема до визначення геометричних параметрів трирадіусного калібру

самих значеннях  $D_{cpj}$ ,  $\varepsilon$  та  $\delta b$ , які мають місце в трирадіусному калібрі). Цей факт також обмежує технологічні можливості цілеспрямованого впливу на формування поперечної різностінності труб.

Задача підвищення точності та покращення товарного вигляду труб, що прокатуються може бути вирішена шляхом розробки методики визначення параметрів трирадіусного калібру, котра дасть можливість вільно варіювати величиною овальності  $\lambda$  в широких межах. Це дасть змогу дієвіше впливати на точність труб і зменшити їх поперечну різностінність шляхом вибору раціональних параметрів калібрів багатоклітинного стану.

Для побудови профілю основної ділянки калібру (ділянка  $O_h A B O_v$ , рис. 2.8–2.9) треба визначити 13 геометричних параметрів: радіуси  $R_1$ ,  $R_2$  та  $R_p$ , ексцентриситети  $e_1$ ,  $e_2$ ,  $e_{po}$  та  $e_{pb}$ , кути  $\theta_1$ ,  $\theta_2$ ,  $\alpha = \angle O_h O_{R1} A = \angle O_h' O_p A$ ,  $\gamma = \angle O_h O_{R2} B = \angle O_h' O_p B$ ;  $\phi_2 = \angle O_h O_{R2} O_v$  та  $\phi$ . Величини цих 13 геометричних параметрів повинні відповідати наступним технологічним вимогам [162]. По-перше, середній діаметр поточного калібру  $D_{cp} = D_{cpj} (1 - \varepsilon)$  має дорівнювати величині, що є заданою з технологічних міркувань через часткове відносне обтиснення  $\varepsilon$  труби по діаметру в даному калібрі. По-друге, показник поширення  $\delta b = \frac{b - h_j}{b_j - h}$  труби та овальність поточного калібру  $\lambda = \frac{b}{h}$  ма-

ють дорівнювати величинам, що є заданими з технологічних міркувань. Таким чином до 13 вищезгаданих геометричних параметрів основної ділянки калібру приєднали ще сім геометричних параметрів ( $D_{cp}$ ,  $D_{cpj}$ ,  $b$ ,  $b_j$ ,  $h$ ,  $h_j$ ,  $\lambda$ ) та два технологічних: часткове відносне обтиснення труби по діаметру в даному калібрі  $\varepsilon$  та показник поширення труби в даному калібрі  $\delta b$ . Тобто маємо  $13 + 7 + 2 = 22$  параметри, від яких залежить форма основної ділянки поточного калібру.

Визначимо, які з цих 22 параметрів є відомими. В ході розрахунку параметрів попереднього калібру є визначеними та відомими  $b_j$ ,  $h_j$ ,  $D_{cpj}$ . З

технологічних міркувань є призначеними (тобто відомими) величини  $\varepsilon$  та  $\delta b$ . Величина кута  $\phi$  визначається конструкцією кліті і є відомою. Величини кутів  $\theta_1$  та  $\theta_2$  призначаються.

Як було згадано вище, в разі використання дво- та трирадіусних овальних калібрів (на відміну від однорадіусних) з'являється можливість одночасно незалежно призначати як величину показника поширення  $\delta b$ , так і величину овальності калібру  $\lambda$ . Тобто величину  $\lambda$  вважаємо відомою, заданою спочатку.

Таким чином, з 22 параметрів, що описують профіль основної ділянки трирадіусного калібру, 9 параметрів є визначеними. Тобто, при розрахунках параметрів основної ділянки поточного калібру треба обчислити  $22 - 9 = 13$  геометричних параметрів поточного калібру: радіуси  $R_1$ ,  $R_2$  та  $R_p$ , ексцентриситети  $e_1$ ,  $e_2$ ,  $e_{p0}$  та  $e_{pb}$ , кути  $\alpha$ ,  $\gamma$ ,  $\phi_2$ , середній діаметр  $D_{cp}$ , висоту  $h$  та ширину  $b$ .

На підставі геометричних співвідношень (рис. 2.8-2.9), які повинні виконуватись, ці 13 параметрів зв'язані між собою системою 13 рівнянь [231]

$$b = \sqrt{R_2^2 - e_2^2 \sin^2 \phi} - e_2 \cos \phi; \quad (2.26.1)$$

$$h = R_1 - e_1; \quad (2.26.2)$$

$$D_{cp} = D_{cpj}(1 - \varepsilon); \quad (2.26.3)$$

$$D_{cp} = \frac{2}{\phi} [R_1 \alpha + R_p (\gamma - \alpha) + R_2 (\phi_2 - \gamma)]; \quad (2.26.4)$$

$$\delta b = \frac{b - h_j}{b_j - h}; \quad (2.26.5)$$

$$\lambda = \frac{b}{h}; \quad (2.26.6)$$

$$\alpha = \arcsin \left[ \frac{\left( \sqrt{R_1^2 - e_1^2 \sin^2 \theta_1} - e_1 \cos \theta_1 \right) \sin \theta_1}{R_1} \right]; \quad (2.26.7)$$

$$\gamma = \arcsin \left[ \frac{\left( \sqrt{R_2^2 - e_2^2 \sin^2 \theta_2} - e_2 \cos \theta_2 \right) \sin \theta_2}{R_2} \right]; \quad (2.26.8)$$

$$\phi_2 = \arcsin \left( \frac{b \sin \phi}{R_2} \right); \quad (2.26.9)$$

$$e_{po} = R_p \cos \alpha - \left( \sqrt{R_1^2 - e_1^2 \sin^2 \theta_1} - e_1 \cos \theta_1 \right) \cos \theta_1; \quad (2.26.10)$$

$$e_{po} = R_p \cos \gamma - \left( \sqrt{R_2^2 - e_2^2 \sin^2 \theta_2} - e_2 \cos \theta_2 \right) \cos \theta_2; \quad (2.26.11)$$

$$e_{pb} = (R_p - R_1) \sin \alpha; \quad (2.26.12)$$

$$e_{pb} = (R_p - R_2) \sin \gamma. \quad (2.26.13)$$

Розв'язання системи рівнянь (2.26.1-13) відносно 13 невідомих не викликає ніяких ускладнень.

Радіус калібру  $R_\theta$  на ділянках  $O_h A$  та  $BO_v$  (рис. 2.9) визначиться з рівнянь, структура котрих аналогічна виразу (2.14). Радіус  $R_\theta$  на перехідній ділянці  $AB$  калібру та допоміжний кут  $\psi$  (рис. 2.10) визначаються як корені системи двох рівнянь ( $R_\theta \sin \theta + e_{pb} = R_p \sin \psi$  та  $R_\theta \cos \theta + e_{po} = R_p \cos \psi$ ), розв'язуючи котру отримуємо

$$R_\theta = \sqrt{R_p^2 - (e_{po} \sin \theta - e_{pb} \cos \theta)^2} - (e_{po} \cos \theta + e_{pb} \sin \theta);$$

$$\psi = \theta + \arcsin \left( \frac{e_{pb} \cos \theta - e_{po} \sin \theta}{R_p} \right).$$

З урахуванням отриманого результату маємо, що на основній ділянці  $O_h ABO_v$  радіус калібру  $R_\theta$  (рис. 2.10) визначається з наступної логічної умови:

$$R_\theta = \begin{cases} \sqrt{R_1^2 - (e_1 \sin \theta)^2} - e_1 \cos \theta & \text{якщо } 0 \leq \theta < \theta_1 \\ \sqrt{R_p^2 - (e_{po} \sin \theta - e_{pb} \cos \theta)^2} - \\ - (e_{po} \cos \theta + e_{pb} \sin \theta) & \text{якщо } \theta_1 \leq \theta < \theta_2 \\ \sqrt{R_2^2 - (e_2 \sin \theta)^2} - e_2 \cos \theta & \text{якщо } \theta_2 \leq \theta \leq \phi \end{cases}. \quad (2.27)$$

*Порівняння параметрів калібрів.* Розглянемо на конкретному прикладі, чим принципово запропонована методика побудови профілю основної ділянки трирадіусного калібру відрізняється від відомої методики [208].

В таблиці 2.1 наведено параметри калібрів двох суміжних клітей, які розраховані відповідно до відомої [208] та запропонованої методик. Значення кутів  $\theta_1$ ,  $\theta_2$  при використанні запропонованої методики вибирали наступним чином. За допомогою математичної моделі [100, 124, 190] формування поперечної різностінності  $B_t = \frac{S_{\max} - S_{\min}}{S_{cp}}$  (тут  $S_{\max}$ ,  $S_{\min}$ ,  $S_{cp}$  – відповідно ма-

ксимальна, мінімальна та середня товщина стінки труби після деформації) обчислювали  $B_t$  при різних поєднаннях величин кутів  $\theta_1$  та  $\theta_2$ , що обирали в

інтервалах  $\theta_{1k} = (15 + k) \frac{\pi}{180}$  (тут  $k = 1, 2, \dots, K$ ;  $K = \frac{180}{\pi} \phi - 10$ ),

$\theta_{2m} = \theta_{1k} + \frac{m\pi}{180}$  (тут  $m = 1, 2, \dots, M(k)$ ;  $M(k) = (\phi - \theta_{1k}) \frac{180}{\pi} - 5$ ).

З отриманих матриць  $(B_t)_{k,m}$  вибирали ті значення  $k$  та  $m$  (і відповідно, – ті значення кутів  $\theta_1$  та  $\theta_2$ ), при яких різностінність є мінімальною. При використанні відомої методики [208] можливість зміни кутів  $\theta_1$  та  $\theta_2$  в широкому діапазоні обмежена умовою  $e_1 > 0$ .

При наведених в таблиці 2.1 параметрах калібрів розрахункова *наведена в кліті* відносна поперечна різностінність для відомої методики становить  $B_t = 1,59\%$ , а для методики, що запропонована,  $B_t = 0,93\%$ .

На рис. 2.11 представлено розрахункові значення результуючої різностінності  $B_{\Sigma i}$ , що є накопичена при прокатуванні труби від першої кліті стана до кліті з поточним номером  $i$  при використанні еквівалентного однорадіусного калібру (крива 1) та трирадіусних калібрів, параметри котрих розраховані з використанням відомої [208] методики (крива 2) та методики, що пропонується (крива 3) [165].

В усіх випадках аналізувалася прокатка труби за маршрутом 119x5 мм

Таблиця 2.1.

Параметр	Методика [208]	Запропонована	Примітка
$D_{cpj}$ , мм	58,559	58,559	Попередньо розраховуємо
$b_j$ , мм	29,996	29,996	Попередньо розраховуємо
$h_j$ , мм	28,947	28,947	Попередньо розраховуємо
$\varepsilon$	0,05	0,05	Задаємо
$\lambda$	1,030*	1,022**	*Розраховуємо / **Задаємо
$\delta b$	-0,2	-0,2	Задаємо
$\phi$	1,047	1,047	Задано через $n = 3$
$\theta_1$	0,611*	0,332**	*Задаємо / **Вибираємо
$\theta_2$	0,785*	0,698**	*Задаємо / **Вибираємо
$R_1$ , мм	27,659	17,540	Розраховуємо
$e_1$ , мм	0,010*	-10,709	*Обмежно умовою $e_1 > 0$
$R_2$ , мм	30,262	33,591	Розраховуємо
$e_2$ , мм	3,300	7,990	Розраховуємо
$R_p$ , мм	49,629	748,974	Розраховуємо
$\alpha$	0,611	0,532	Розраховуємо
$\gamma$	0,708	0,545	Розраховуємо
$\phi_2$	0,953	0,839	Розраховуємо
$e_{po}$ , мм	18,009	619,782	Розраховуємо
$e_{pb}$ , мм	12,598	370,780	Розраховуємо
$h$ , мм	27,649	28,876	Розраховуємо
$b$ , мм	28,477	28,249	Розраховуємо
$D_{cp}$ , мм	55,631	55,631	Розраховуємо
$\lambda_e$	1,032	1,032	З рівняння (2.19)
$\lambda/\lambda_e$	0,998	0,990	

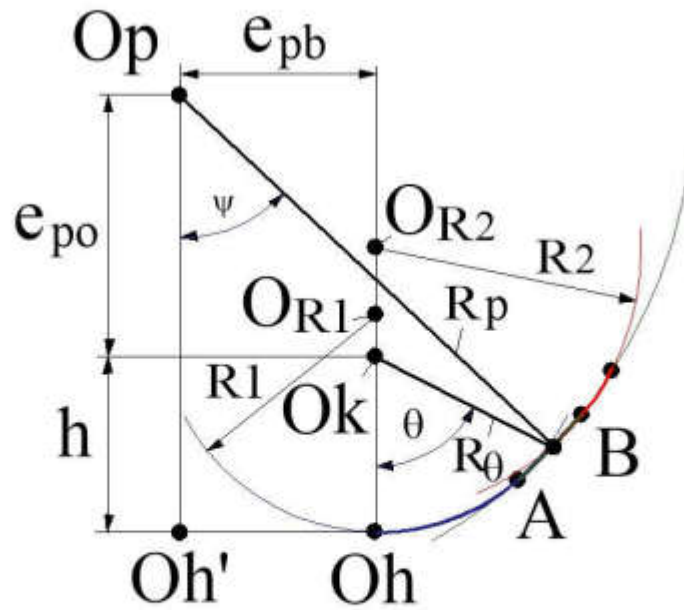


Рис. 2.10. Схема до визначення поточного радіусу  $R_\theta$  трирадіусного калібру

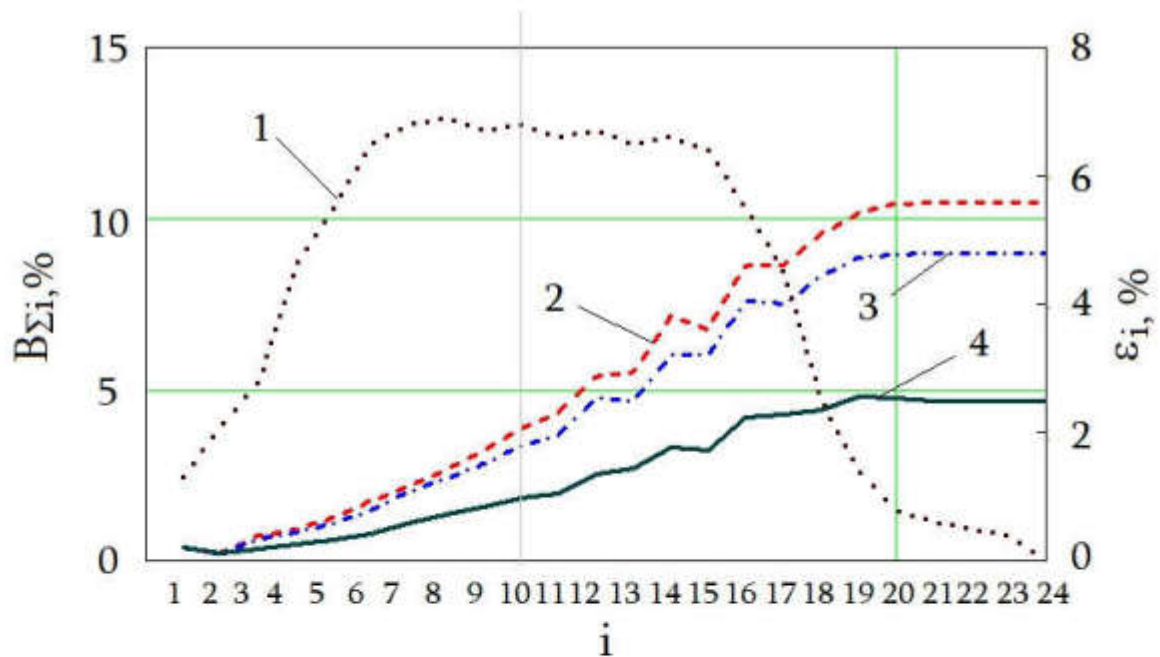


Рис. 2.11. Розподіл часткових відносних обтиснень  $\epsilon_i$  (крива 1) та розрахункові залежності  $B_{\Sigma i}(i)$  при застосуванні: однорадіусних калібрів (крива 2); відомих трирадіусних калібрів (крива 3); запропонованих трирадіусних калібрів (крива 4)

→ 42,4x5 мм (середній для стана коефіцієнт пластичного натягу дорівнює  $Z_{cp} = 0,481$ ) при розподілі часткових деформацій  $\varepsilon_i$  між  $N = 24$  клітьями стана відповідно наведеного на рис. 2.11 графіка (крива 4).

Як впливає з наведених на рис. 2.11 даних при прокатуванні з використанням однорадіусних калібрів *результуюча кінцева* відносна різностінність становить величину  $B_{\Sigma 24} = 10,45\%$ . При використанні трирадіусних калібрів  $B_{\Sigma 24} = 8,98\%$  та  $B_{\Sigma 24} = 4,67\%$  відповідно для відомої методики та методики, що запропонована. Наведений приклад показує, що, проектуючи трирадіусні калібри з використанням запропонованої методики, можна суттєво знизити (в 1,9...2,2 рази) рівень наведеної відносної різностінності готових труб, тобто підвищити їх точність.

Зменшення величини наведеної при редукуванні різностінності  $B_{\Sigma i}$  при використанні запропонованих трирадіусних калібрів можна пояснити особливістю їх форми, котра обумовлена тим, що ексцентриситет  $e_1$  радіуса  $R_1$  вершини калібру має від'ємне значення ( $e_1 < 0$ ). Це обумовлює, що, на відміну від однорадіусного та відомого трирадіусного [208] калібрів:

- радіус  $R_\theta$  калібру, що пропонується, в зоні вершини є більшим за середній радіус калібру  $R_{cp} = \frac{D_{cp}}{2}$  (рис. 2.12);
- радіальне обтиснення  $\Delta R_\theta(\theta) = R_\theta(\phi - \theta) - R_\theta(\theta)$  є максимальним в середині калібру (при  $\theta \approx \frac{\phi}{2}$ ), а не монотонно зменшується від вершини до випуска (рис.2.13);
- початкове зіткнення заготовки і валка відбувається не в вершині калібру, а в його середині (рис. 2.14).

Той факт, що радіус калібру, що пропонується, є меншим за радіус відомого калібру [208] при  $\theta \approx (0,25...0,90)\phi$  (рис. 2.15) і радіальне обтиснення  $\Delta R_\theta$  є максимальним при  $\theta \approx \frac{\phi}{2}$ , а не в вершині калібру (рис. 2.13),



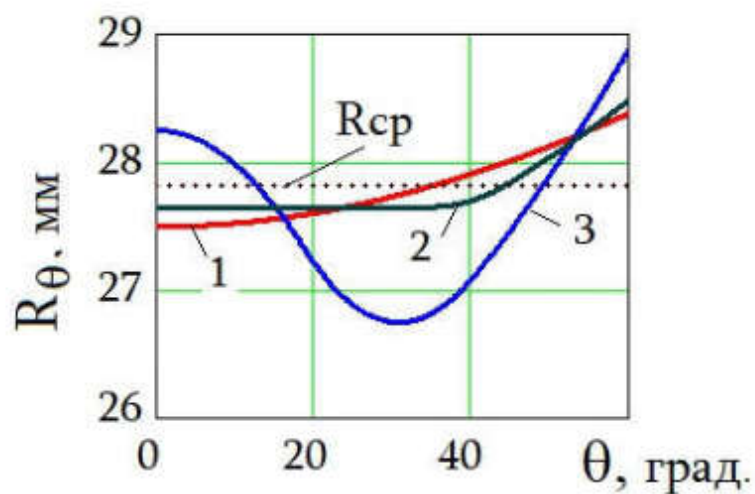


Рис. 2.12. Зміна радіуса  $R_\theta$  на  $\frac{1}{2}$  периметра калібру (параметри в табл. 2.1):

1 – однорадіусний; 2 – трирадіусний [208];

3 – трирадіусний, що пропонується

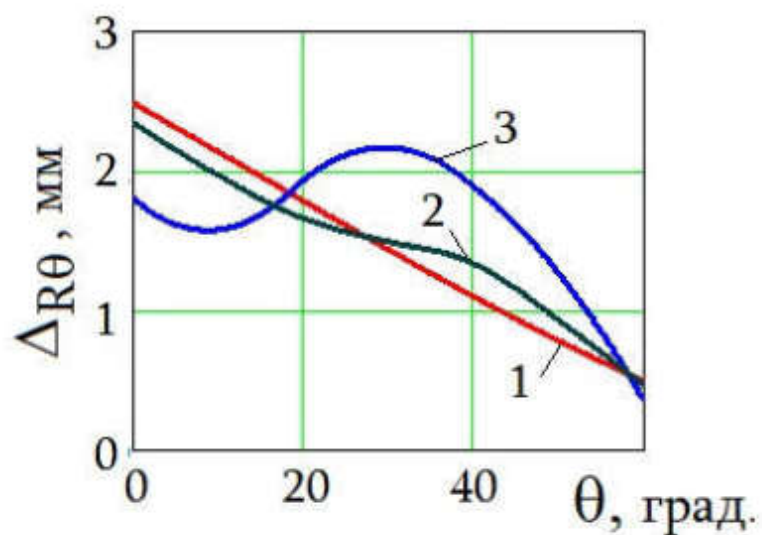


Рис. 2.13. Зміна обтиснення  $\Delta R_\theta$  на  $\frac{1}{2}$  периметра калібру

(параметри в табл. 2.1): 1 – однорадіусний; 2 – трирадіусний [208];

3 – трирадіусний, що пропонується

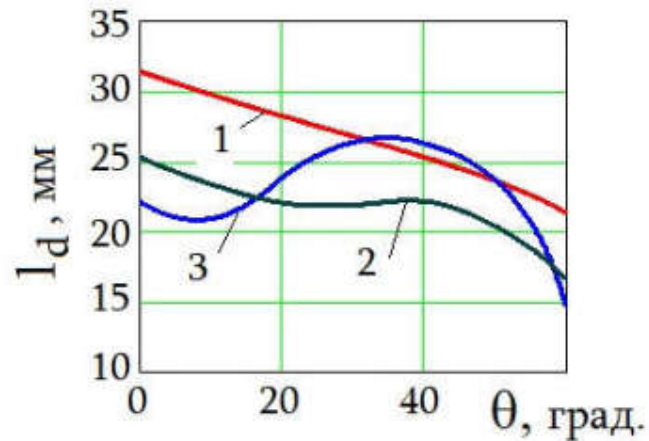


Рис. 2.14. Зміна довжини осередку деформації  $l_d$  на  $\frac{1}{2}$  периметра калібру (параметри в табл. 2.1): 1 – однорадіусний; 2 – трирадіусний [208]; 3 – трирадіусний, що пропонується

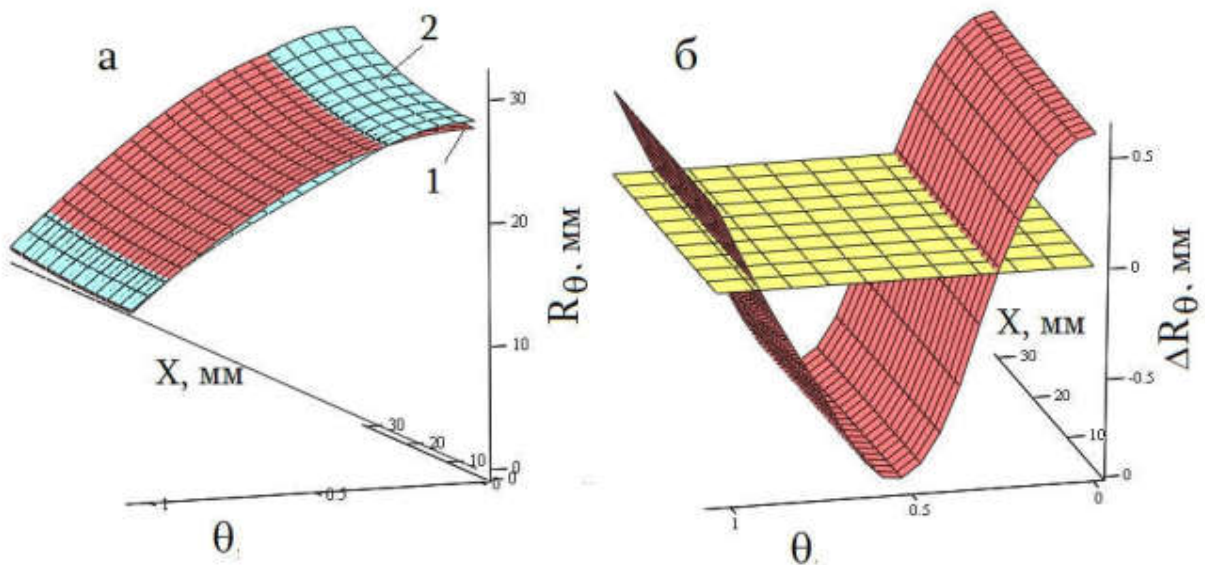


Рис. 2.15. Зміна радіусів калібрів  $R_\theta$  (а) та різниці між радіусами калібрів  $\Delta R_\theta$  (б) по довжині та периметру осередку деформації на  $\frac{1}{2}$  периметра калібру (параметри в табл. 2.1): 1 – трирадіусний [208]; 2 – трирадіусний, що пропонується

обумовлює “двосторонню” течу металу, що деформується від середини калібру в напрямку його вершини та випуску.

З точки зору формування поперечної різностінності такі умови деформування є більш оптимальними, ніж умови, при яких має місце одностороння течя в напрямку від вершини до випуску калібру, що було обґрунтовано теоретичними дослідженнями та промисловими випробуваннями, результати котрих наведені в роботах [192, 193].

### 2.2.2. Параметри калібру в зоні галтелі

Для побудови профілю калібру необхідно визначити значення декількох додаткових геометричних параметрів, що характеризують його форму в зоні сполучення випуску калібру з *ребордою* валка (в зоні *галтелі*). На практиці використовують два принципи сполучення. У першому випадку профіль галтелі плавно сполучається з ділянкою випуску калібру і з його ребордою (рис. 2.16, а). У другому випадку профіль галтелі плавно сполучається тільки з ділянкою випуску калібру (рис. 2.16, б).

Для прикладу розглянемо геометричні співвідношення в зоні галтелі для овального однорадіусного калібру. Принцип опису зони галтелі для інших типів калібрів буде аналогічний.

Варіант 1. Плавне сполучення з калібром і ребордою (подвійне сполучення). З трикутника  $O_r O_w O_k$  (рис. 2.17) маємо

$$R_{kw} = \frac{r}{\tan(\theta_w - \theta_r)}; \quad (2.28.1)$$

$$R_{kr} = \frac{r}{\sin(\theta_w - \theta_r)}; \quad (2.28.2)$$

$$\theta_w = \frac{\pi}{n} - \arctan \frac{\Delta}{2R_{kw}}, \quad (2.28.3)$$

де  $R_{kw} = \overline{O_k O_w}$ ;  $\Delta$  – зазор між ребордами валків (рис. 2.16).

Також справедливі співвідношення (рис. 2.17):

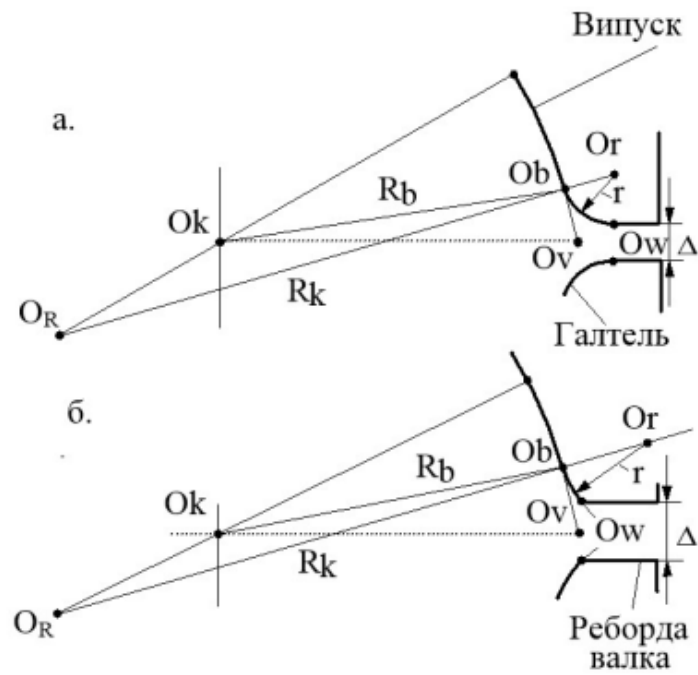


Рис. 2.16. Різні форми галтелі валка: а – плавне сполучення з випуском і ребордою (подвійне сполучення); б – плавне сполучення тільки з випуском (одинарне сполучення)

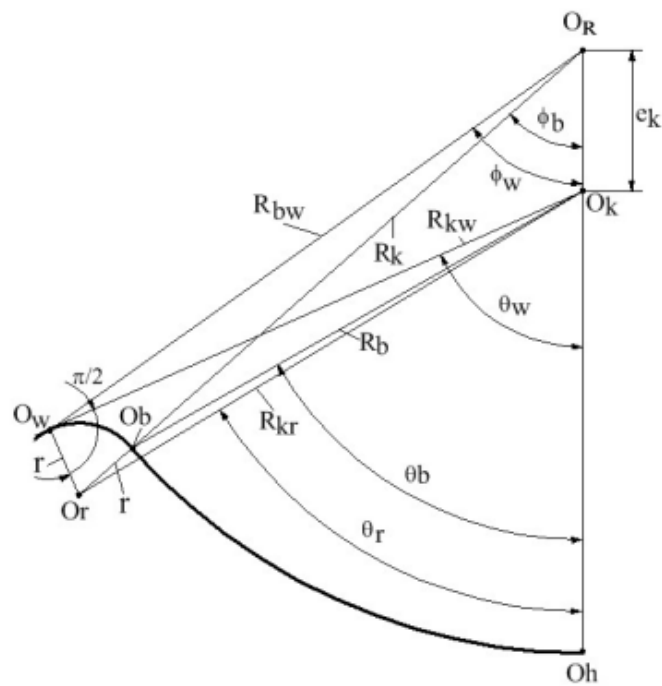


Рис. 2.17. Геометричні співвідношення в зоні галтелі при плавному сполученні з калібром і ребордою (подвійне сполучення)

$$R_{kw} \sin \theta_w = R_{bw} \sin \phi_w; \quad (2.28.4)$$

$$R_{kw} \cos \theta_w = R_{bw} \cos \phi_w - e_k; \quad (2.28.5)$$

$$R_b \sin \theta_b = R_k \sin \phi_b; \quad (2.28.6)$$

$$R_b \cos \theta_b = R_k \cos \phi_b - e_k; \quad (2.28.7)$$

$$R_{kr} \sin \theta_r = (R_k + r) \sin \phi_b; \quad (2.28.8)$$

$$R_{kr} \cos \theta_r = (R_k + r) \cos \phi_b - e_k. \quad (2.28.9)$$

Таким чином, маємо дев'ять рівнянь (2.28.1–9) з дев'ятьма невідомими:  $R_{kr}$ ,  $R_b$ ,  $R_{kw}$ ,  $R_{bw}$ ,  $\theta_b$ ,  $\phi_b$ ,  $\theta_w$ ,  $\phi_w$ ,  $\theta_r$ .

Величини  $R_k$ ,  $e_k$  визначаються попередньо в ході обчислення параметрів основної ділянки калібру (ділянка  $O_h O_v$  на рис. 2.6 для однорадіусного калібру, або ділянка  $O_h ABO_v$  на рис. 2.7, рис. 2.9 для багаторадіусних калібрів). Радіус галтелі  $r$  і зазор між ребордами  $\Delta$  визначаються на підставі технологічних міркувань. Число валків в кліті  $n$  визначається її конструкцією.

Розглянемо трикутник  $O_r O_\theta O_k$  (рис. 2.18). Сторона  $O_\theta O_k$  дорівнює поточному радіусу калібру  $R_\theta$ . Сторона  $O_r O_\theta$  дорівнює радіусу реборди  $r$ . Сторона  $O_r O_k = R_{kr}$  визначиться з системи рівнянь (2.28.1–9). Кут проти сторони  $O_r O_\theta = r$  становить величину  $\eta = \theta - \theta_r$  (величина кута  $\theta_r$  визначиться з системи рівнянь 2.28.1–9). Якщо відомі дві сторони трикутника ( $O_r O_\theta = r$  і  $O_r O_k = R_{kr}$ ) і кут проти однієї з них ( $\eta = \theta - \theta_r$ ), то третя сторона ( $O_\theta O_k = R_\theta$ ) визначиться з рівняння

$$R_\theta = R_{kr} \cos \eta - \sqrt{r^2 - R_{kr}^2 \sin^2 \eta}. \quad (2.29)$$

Таким чином, отримані поточні значення *фактичного* радіуса калібру  $R_\theta$  для ділянки галтелі (тобто при  $\theta_b < \theta \leq \theta_w$ ). Значення  $R_\theta$  для іншої частини овального калібру (при  $0 \leq \theta \leq \theta_b$ ) визначені раніше у вигляді формули (2.27). Отже, враховуючи, що на ділянці  $\theta_w < \theta \leq \phi$  заготовка не контактує з валком і деформація не відбувається, весь *профіль труби* на виході з калібру в межах значень кута  $\theta = 0 \dots \phi$  описується логічною умовою

$$R_\theta = \begin{cases} \sqrt{R_1^2 - (e_1 \sin \theta)^2} - e_1 \cos \theta & \text{якщо } 0 \leq \theta < \theta_1 \\ \sqrt{R_p^2 - (e_{po} \sin \theta - e_{pb} \cos \theta)^2} - \\ - (e_{po} \cos \theta + e_{pb} \sin \theta) & \text{якщо } \theta_1 \leq \theta < \theta_2 \\ \sqrt{R_2^2 - (e_2 \sin \theta)^2} - e_2 \cos \theta & \text{якщо } \theta_2 \leq \theta \leq \theta_b \\ R_{kr} \cos \eta - \sqrt{r^2 - R_{kr}^2 \sin^2 \eta} & \text{якщо } \theta_b < \theta \leq \theta_w \\ R_{\phi}(\phi - \theta) & \text{якщо } \theta_w < \theta \leq \phi \end{cases}. \quad (2.30)$$

Варіант 2. Плавне сполучення галтелі тільки з калібром (одинарне сполучення). Зіставляючи проекції радіусів  $R_{bw}$  і  $R_{kw}$  (рис. 2.19) на горизонталь і вертикаль, отримаємо

$$R_{bw} \sin \phi_w = R_{kw} \sin \theta_w; \quad (2.31.1)$$

$$R_{bw} \cos \phi_w - e_k = R_{kw} \cos \theta_w. \quad (2.31.2)$$

Зіставляючи проекції радіусів  $R_b$  і  $R_k$  (рис. 2.19) на горизонталь і вертикаль, отримаємо

$$R_b \sin \phi_b = R_k \sin \theta_b; \quad (2.31.3)$$

$$R_b \cos \phi_b - e_k = R_k \cos \theta_b. \quad (2.31.4)$$

Зіставляючи проекції відрізків  $\overline{O_r O_R} = r_n + R_k$  і  $\overline{O_r O_k} = R_{kr}$  (рис. 2.19) на горизонталь і вертикаль, отримаємо

$$(r_n + R_k) \sin \phi_b = R_{kr} \sin \theta_r; \quad (2.31.5)$$

$$(r_n + R_k) \cos \phi_b - e_k = R_{kr} \cos \theta_r. \quad (2.31.6)$$

Зіставляючи проекції відрізків  $\overline{O_v O_R} = R_k$  і  $\overline{O_v O_k} = b$  (рис. 2.20) на горизонталь і вертикаль, отримаємо

$$R_k \sin \phi_v = b \sin \phi; \quad (2.31.7)$$

$$R_k \cos \phi_v - e_k = b \cos \phi; \quad (2.31.8)$$

Використовуючи відомі "формули трикутників", отримаємо для трикутника  $O_r O_w O_R$  (рис. 2.18) співвідношення

$$\phi_w - \phi_b = \arccos \left[ \frac{R_{bw}^2 + (R_k + r_n)^2 - r_n^2}{2R_{bw}(R_k + r_n)} \right]. \quad (2.31.9)$$

Таким чином, маємо дев'ять рівнянь (2.31.1-9), які пов'язують між собою

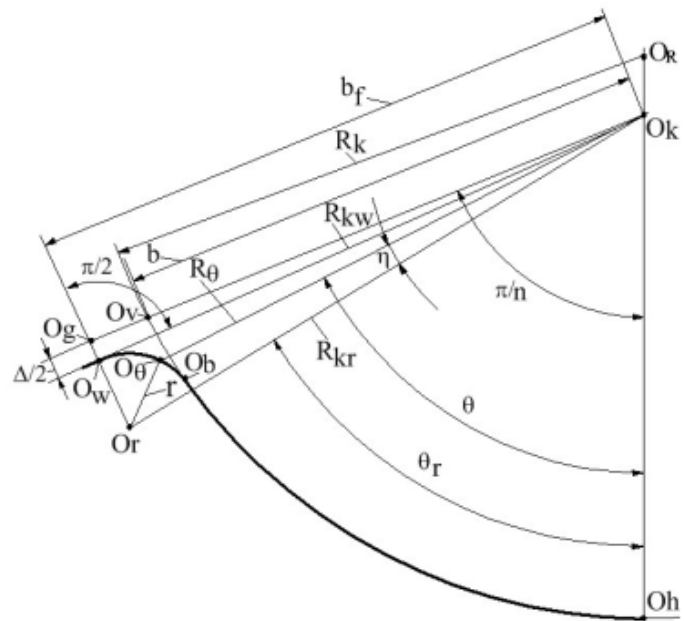


Рис. 2.18. Схема до визначення поточного радіуса калібру  $R_\theta$  в зоні галтелі при подвійному сполученні

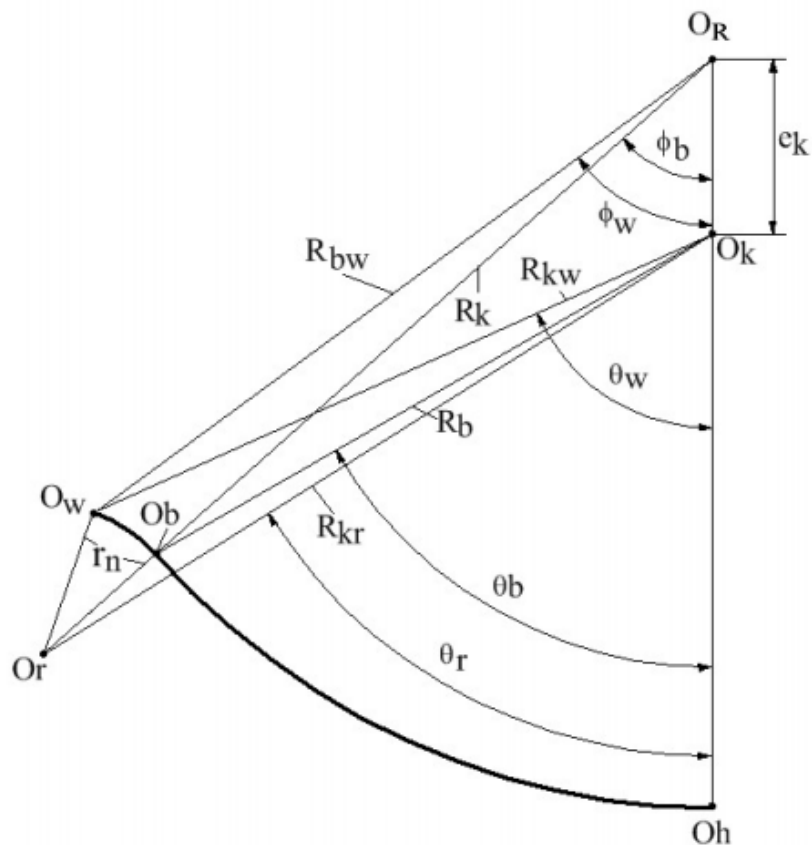


Рис. 2.19. Геометричні співвідношення в зоні галтелі при плавному сполученні тільки з калібром (одинарне сполучення)

чотирнадцять лінійних і кутових величин  $R_{bw}$ ,  $R_{kw}$ ,  $R_b$ ,  $R_k$ ,  $R_{kr}$ ,  $r_n$ ,  $e_k$ ,  $b$ ,  $\phi_w$ ,  $\theta_w$ ,  $\phi_b$ ,  $\theta_b$ ,  $\phi_r$ ,  $\theta_r$ . Радіус  $R_k$ , ексцентриситет  $e_k$  і ширину  $b$  визначаємо на попередньому етапі проектування, виходячи з необхідних параметрів деформації на основній ділянці калібру  $O_h O_b$  (рис. 2.6). Радіус галтелі  $r_n$  і радіус калібру  $R_{kw}$  в точці закінчення галтелі  $O_w$  задаємо на підставі відповідних міркувань щодо параметрів формозміни труби в зоні галтелі (далі, в розділі 2.3.2). Решта дев'ять лінійних і кутових характеристик калібру визначаються як корені системи рівнянь (2.31.1-9).

Поточні значення *фактичного* радіуса калібру  $R_\theta = \overline{O_\theta O_k}$  (рис. 2.20) для ділянки галтелі (тобто при  $\theta_b < \theta \leq \theta_w$ ) визначаються з рівняння (2.30).

Аналогічним чином визначаємо параметри зони галтелі багаторадіусного калібру.

Варіант 1. Плавне сполучення з калібром і ребордою (подвійне сполучення). В цьому випадку замість системи рівнянь (2.28.1-9) маємо систему

$$R_{kw} = \frac{r}{\tan(\theta_w - \theta_r)}; \quad (2.32.1)$$

$$R_{kr} = \frac{r}{\sin(\theta_w - \theta_r)}; \quad (2.32.2)$$

$$\theta_w = \phi - \frac{\Delta}{2R_{kw}}; \quad (2.32.3)$$

$$R_{kw} \sin \theta_w = R_{bw} \sin \phi_w; \quad (2.32.4)$$

$$R_{kw} \cos \theta_w = R_{bw} \cos \phi_w - e_k; \quad (2.32.5)$$

$$R_b \sin \theta_b = R_k \sin \phi_b - e_{pb}; \quad (2.32.6)$$

$$R_b \cos \theta_b = R_k \cos \phi_b - e_{po}; \quad (2.32.7)$$

$$R_{kr} \sin \theta_r = (R_k + r) \sin \phi_b - e_{pb}; \quad (2.32.8)$$

$$R_{kr} \cos \theta_r = (R_k + r) \cos \phi_b - e_{po}. \quad (2.32.9)$$

Варіант 2. Плавне сполучення тільки з калібром (одинарне сполучення).

В цьому випадку замість системи рівнянь (2.31.1-9) маємо систему

$$R_{bw} \sin \phi_w - e_{pb} = R_{kw} \sin \theta_w; \quad (2.33.1)$$



$$R_{bw} \cos \phi_w - e_{po} = R_{kw} \cos \theta_w; \quad (2.33.2)$$

$$R_b \sin \phi_b - e_{pb} = R_k \sin \theta_b; \quad (2.33.3)$$

$$R_b \cos \phi_b - e_{po} = R_k \cos \theta_b; \quad (2.33.4)$$

$$(r_n + R_k) \sin \phi_b - e_{pb} = R_{kr} \sin \theta_r; \quad (2.33.5)$$

$$(r_n + R_k) \cos \phi_b - e_{po} = R_{kr} \cos \theta_r; \quad (2.33.6)$$

$$R_k \sin \phi_v - e_{pb} = b \sin \phi; \quad (2.33.7)$$

$$R_k \cos \phi_v - e_{po} = b \cos \phi; \quad (2.33.8)$$

$$\phi_w - \phi_b = \arccos \left[ \frac{R_{bw}^2 + (R_k + r_n)^2 - r_n^2}{2R_{bw}(R_k + r_n)} \right]. \quad (2.33.9)$$

Радіус  $R_k$ , ексцентриситети  $e_{pb}$ ,  $e_{po}$  і ширину  $b$  визначаємо на попередньому етапі проектування, виходячи з необхідних параметрів деформації на основній ділянці калібру  $O_h ABO_b$  (рис. 2.7). Поточні значення фактичного радіуса калібру  $R_\theta = \overline{O_\theta O_k}$  (рис. 2.18 та рис. 2.20) для ділянки галтелі (тобто при  $\theta_b < \theta \leq \theta_w$ ) визначаються з рівняння (2.29).

## 2.3. Удосконалення методики визначення геометричних параметрів контактної поверхні металу з валками

### 2.3.1. Методика без урахування деформації в випусках

В існуючих методиках розрахунку параметрів контактної поверхні металу з валками при поздовжній прокатці труб в калібрах виходять з того, що заготовка до деформації має циліндричну форму утворюючої зовнішньої поверхні [8, с. 49-56; 134, с. 90-97 та ін.]. При такому припущенні ці методики відповідають тільки умовам прокатки в першому проході і, в разі аналізу умов багатопрохідної прокатки (або прокатки попередньо овалізованих заготовок), не використовуються. В разі прокатки заготовки в другому та подальших проходах приймають умови, відповідно до котрих:

– заготовка, як і у першому проході, має циліндричну форму утворюючої зовнішньої поверхні, радіус котрої  $R_{0i}$  дорівнює ширині калібру поточної

кліті  $b_i$  [32, с. 192], або середньому діаметру калібру попередньої кліті  $R_{cp(i-1)}$  [184, с. 37];

– форма утворюючої зовнішньої поверхні заготовки до деформації відповідає формі заготовки після деформації в попередньому проході з урахуванням її кантування [185, 186 та ін.].

На виробництві часто проектують калібри дотримуючись умови  $h_{i-1} \leq b_i$ , тобто (рис. 2.21)

$$R_{0b} \leq b_i, \quad (2.34)$$

де  $R_{0b} = b_{i-1}$  – радіус заготовки до обтиснення в валках в напрямку випусків калібру.

Приймаємо такий механізм пластичної деформації в процесі поздовжньої прокатки. При формозміні циліндричної або попередньо овалізованої заготовки (рис. 2.21) в результаті обтиснення в вершині калібру точка  $B$  заготовки зміщується в положення  $B_x$  ( $h_i < \overline{O_k B_x} < h_{i-1}$ ), а точка  $D$  перетину профілю заготовки з профілем валка зміщується по поверхні валка в точку  $D_x$ . При цьому точка  $C$  переміщається в точку  $C_x$  (відбувається поширення

радіусу  $R_{0b}$  на величину  $\delta b_x$ ). Поточна овальність заготовки  $\lambda_x = \frac{\overline{O_k C_x}}{O_k B_x}$  зро-

стає в порівнянні з початковою овальністю заготовки  $\lambda = \frac{\overline{O_k C}}{O_k B} = \frac{h_{i-1}}{b_{i-1}}$  і, таким

чином, по мірі проходження заготовки через осередок деформації відбувається її переовалізація. На виході з осередку деформації маємо:  $h_i = \overline{O_k B_1}$ ,  $R_{0b} = \overline{O_k C_1} = b_i$ . В результаті формозміни в  $i$ -тому калібрі форма заготовки, яка до деформації співпадала з формою  $(i-1)$ -го калібру, стала співпадати з формою  $i$ -того калібру.

В усіх вищезгаданих відомих методиках зміною величини  $R_{0b}$  в процесі деформації нехтують приймаючи припущення  $\delta b_x = 0$  (рис. 2.21). Тому, в разі, коли виконується умова (2.31), розрахункові значення максимального

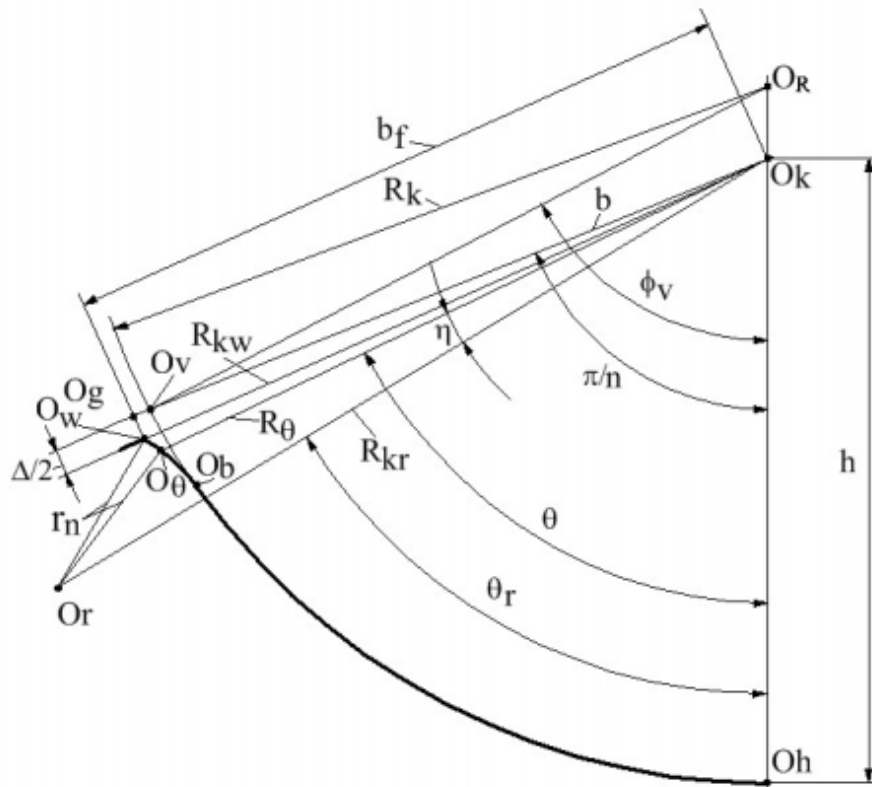


Рис. 2.20. Схема до визначення поточного радіуса калібру  $R_{\theta}$  в зоні галтели при одинарному сполученні

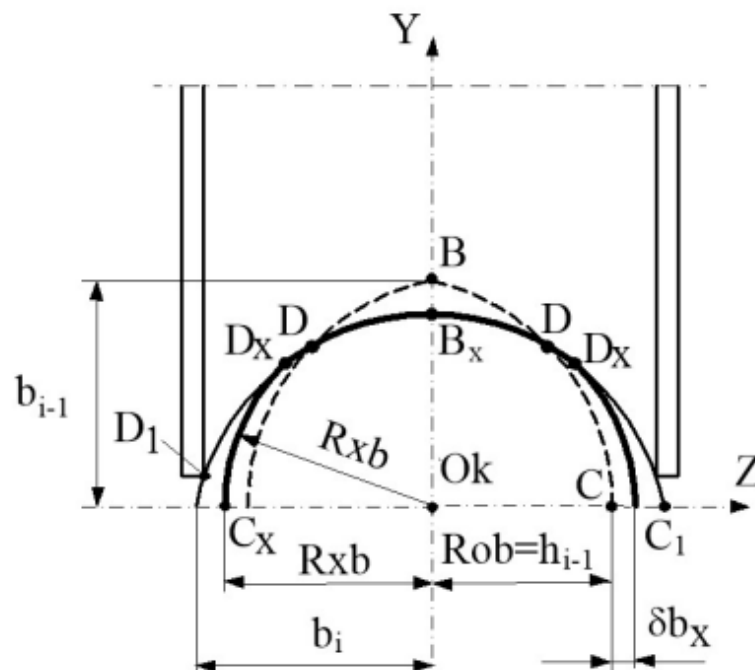


Рис. 2.21. Схема до вибору закону зміни радіуса заготовки  $R_{xb}$  в напрямку випуску калібру

радіусу прокатої труби  $(R_{l_{\max}})_i$  є меншими за ширину калібру  $b_i$ , в якому здійснювалася прокатка. Це категорично не корелюється з експериментальними даними, у відповідності до яких в реальних умовах маємо  $(R_{l_{\max}})_i \geq b_i$  [187, 188 та ін.], і обумовлює похибку в визначенні розмірів готових труб, довжини осередку деформації, площини контакту металу з валками, відносної деформації та енергосилових параметрів формозміни [8, 185, 189 та ін.].

Врахуємо зміну величини  $R_{0b}$  в процесі деформації. Задамо найпростіший – лінійний – закон зміни величини поширення вздовж осі прокатки  $O_k X$  відповідно до логічної умови

$$[R_{xb}(x, z)]_i = \begin{cases} R_{0i} & \text{якщо } x > L_{0i} \\ b_i - (b_i - h_{i-1}) \frac{x}{L_{0i}} & \text{якщо } x \leq L_{0i} \end{cases}; \quad (2.35)$$

$$[R_{xb}(x, z)]_i = \begin{cases} R_{0i} & \text{якщо } R_{0i} > [R_{xb}(x, z)]_i \\ [R_{xb}(x, z)]_i & \text{якщо } R_{0i} \leq [R_{xb}(x, z)]_i \end{cases}, \quad (2.36)$$

де  $R_{0i} = R_{k(i-1)}(z_{\max} - z)$  – закон зміни радіусу заготовки по її периметру в системі координат поточного калібру на вході в осередок деформації поточної кліті;  $R_{k(i-1)}(z)$  – закон зміни радіусу калібру попередньої кліті по його периметру в системі координат попереднього калібру;  $L_{0i} = L_{xi}(0)$  – довжина осередку деформації по вершині калібру;  $z_{\max} = b \sin \phi$ .

Вираз (2.35) регламентує умову, відповідно до якої за межами осередку деформації формозміна заготовки не відбувається. Вираз (2.36) регламентує умову, відповідно до котрої на вході в осередок деформації тангенціальна течія металу починається не відразу, а після того, як розрахункова величина  $R_{xb}(x, z)$  перевищить відповідний розмір заготовки; тобто цією умовою регламентується, що на вході в осередок деформації відбувається плющення заготовки без зменшення її периметра [1, 9 та ін.]. Фактично в разі використання закону (2.35-36) в розрахунках для вершини калібру приймаємо форму за-

готовки, що співпадає з формою попереднього калібру, а для випуску калібру приймаємо, що радіус заготовки є змінним та зростає за лінійним законом від висоти попереднього калібру  $h_{i-1}$  до ширині поточного калібру  $b_i$ . Очевидно, що відповідно до прийнятих умов (2.35-36) незалежно від форми утворюючої зовнішньої поверхні заготовки до прокатки утворююча зовнішньої поверхні заготовки після прокатки співпадає з формою калібру  $R_{ki}(z)$ , в якому здійснювалась деформація.

На рис. 2.22 надана графічна інтерпретація закону зміни радіусу заготовки відповідно до умов (8.16.6-7). З урахуванням прийнятих умов (2.35-36) горизонтальна проекція довжини контакту металу з валком визначиться як корінь рівняння

$$L_x(z) = \sqrt{[R_b(z)]^2 - \left( R_u - \sqrt{\{R_{xb}[L_x(z), z]\}^2 - z^2} \right)^2}, \quad (2.37)$$

На рис. 2.23 наведено розрахункові значення  $L_x(\theta)$  (тут  $\theta = \arcsin \frac{z}{R_k(z)}$ ;  $R_k(z)$  – закон зміни радіусу калібру по його периметру в прямокутній системі координат) при прокатці циліндричної заготовки в овальних двовалкових ( $n=2$ ) та тривалкових ( $n=3$ ) калібрах в першій кліті ( $i=1$ ). При проектуванні калібрів розбіжності між величинами  $R_{0b} = h_{i-1}$  та  $b_i$  оцінювали показником  $J_i < \frac{h_{i-1}}{b_i}$ .

Параметри прокатки, при яких здійснювалися розрахунки для рис. 2.23:  $b_1 = 25$  мм;  $\lambda_{k1} = 1,5$ ;  $h_1 = 16,68$  мм;  $R_{01} = 22,5$  мм ( $J_1 = 0,9$ );  $R_u = 500$  мм.

На рис. 2.24 наведено розрахункові значення  $L_x(\theta)$  при прокатці попередньо овалізованої в першому калібрі ( $i=1$ ) заготовки в овальних двовалкових ( $n=2$ ) та тривалкових ( $n=3$ ) калібрах в другій кліті ( $i=2$ ). Параметри прокатки, при яких здійснювалися розрахунки для рис. 2.24:  $b_2 = 18,52$  мм

( $J_2 = \frac{h_1}{b_2} = 0,9$ );  $\lambda_{k2} = 1,5$ ;  $h_2 = 12,35$  мм;  $R_u = 500$  мм.

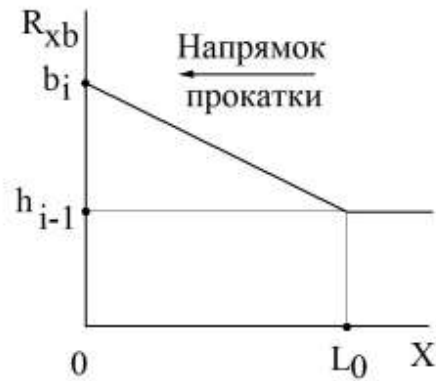


Рис. 2.22. Зміна по довжині осередку деформації радіусу заготовки  $R_{xb}$  в напрямку випуску калібру

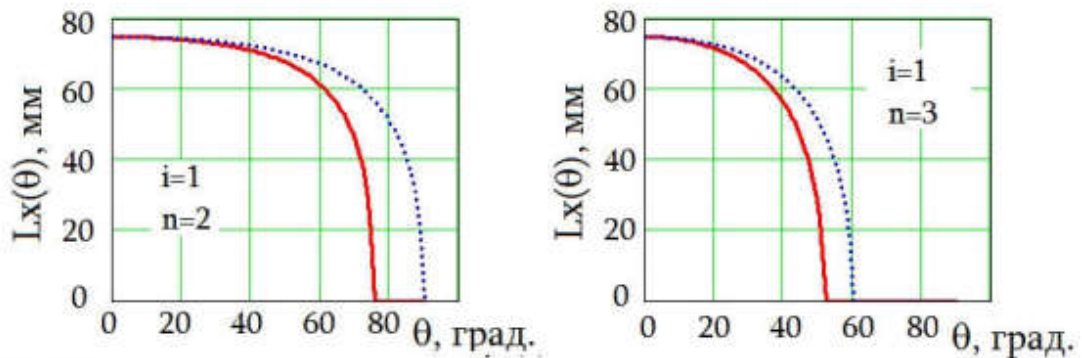


Рис. 2.23. Розрахункові значення  $L_x(\theta)$  при прокатці циліндричної заготовки в овальних калібрах ( $i = 1$ ): суцільні лінії –  $\delta b_x = 0$ ; точки – з використанням умов (2.35-36)

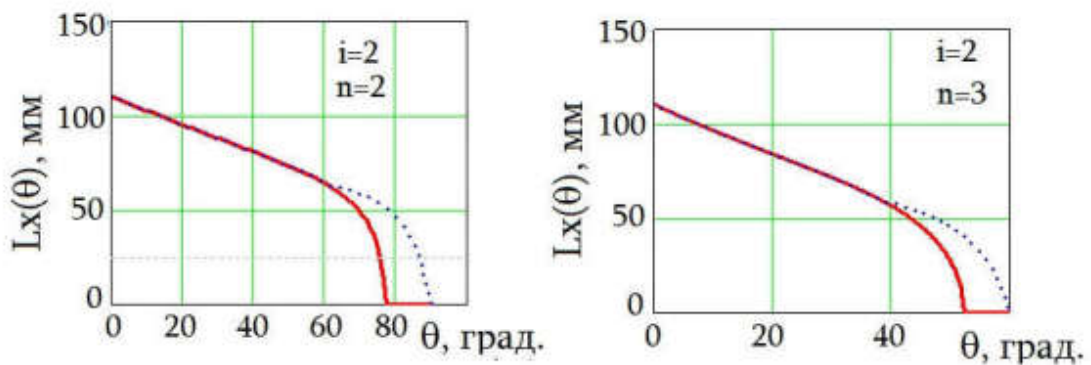


Рис. 2.24. Розрахункові значення  $L_x(\theta)$  при прокатці попередньо овалізованої заготовки в овальних калібрах ( $i = 2$ ): суцільні лінії –  $\delta b = 0$ ; точки – з використанням умов (2.35-36)

Розрахункові дані, що представлені на рис. 2.23-24, якісно відповідають характерним особливостям реального процесу прокатки [134, 189 та ін.].

На рис. 2.25 наведено форму зовнішньої поверхні заготовки в осередках деформації першої ( $i = 1$ ) та другої ( $i = 2$ ) двовалкових ( $n = 2$ ) клітей. Параметри прокатки: як для рис. 2.23-24.

Горизонтальна проекція площини контакту становить величину

$$F_{gor} = 2 \int_0^{z_{\max}} L_x(z) dz \quad [201, \text{с. 24}].$$

На рис. 2.26 показано розрахункові значення величин  $F_{gor}(\lambda_k, n, J, i)$  при прокатці з параметрами, які наведені для рис. 2.23-24; також приймали умову, згідно до якої овальності  $\lambda_k$  та показники  $J$  в першій та другій клітях є однакові ( $\lambda_{k1} = \lambda_{k2}, J_1 = J_2$ ).

Як впливає з даних, наведених на рис. 2.26, при однакових умовах здійснення процесу прокатки:

- збільшення числа валків  $n$ , що утворюють калібр зменшує величину горизонтальної проекції контактної поверхні  $F_{gor}$ ;
- зменшення показника  $J$  (збільшення величини деформації абсолютного поширення  $b_i - h_{i-1}$ ) зменшує величину  $F_{gor}$ .

На рис. 2.27 надано розрахункові значення величин  $F_{gor}(\lambda_k, n, J, i)$  при прокатці з параметрами, які наведені для рис. 2.26, але прийнято, що ідеальний діаметр валків становить величину  $R_u = 100$  мм.

Як впливає з порівняння даних, наведених на рис. 2.26 та 2.27, при однакових умовах здійснення процесу прокатки зменшення ідеального діаметра валків суттєво зменшує площину контактної поверхні заготовки з валками. Зауважимо, що наявність “сходинки” на графіках обумовлена тим, що при  $J < 0$  та при зміні овальності калібру  $\lambda_k$  за рахунок зменшення його висоти  $h_i$ , у відповідності до (2.36) тангенціальна теча металу починається не відразу після контакту заготовки з валками, а за умов, коли ширина  $b_j$  попереднього калібру стане меншою за розраховану у відповідності до (2.35)

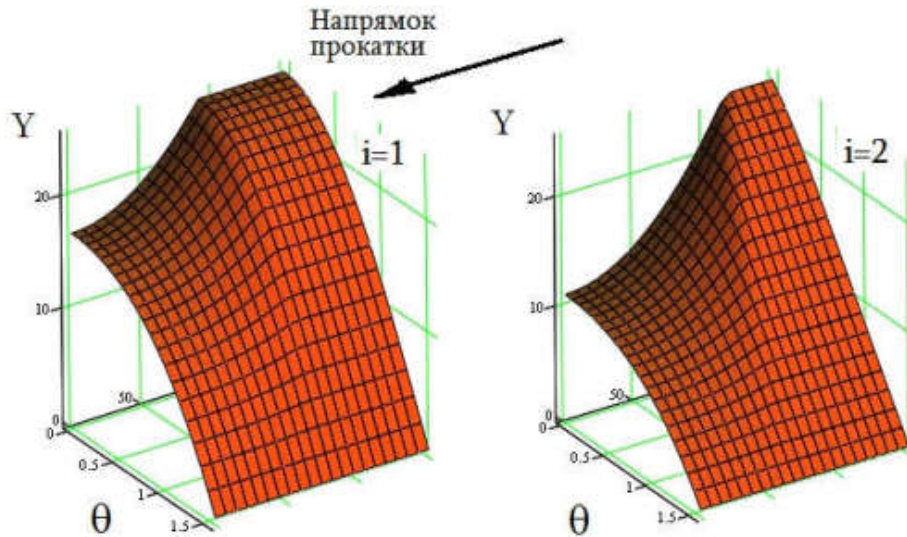


Рис. 2.25. Форма зовнішньої поверхні заготовки в  $\frac{1}{4}$  осередку деформації

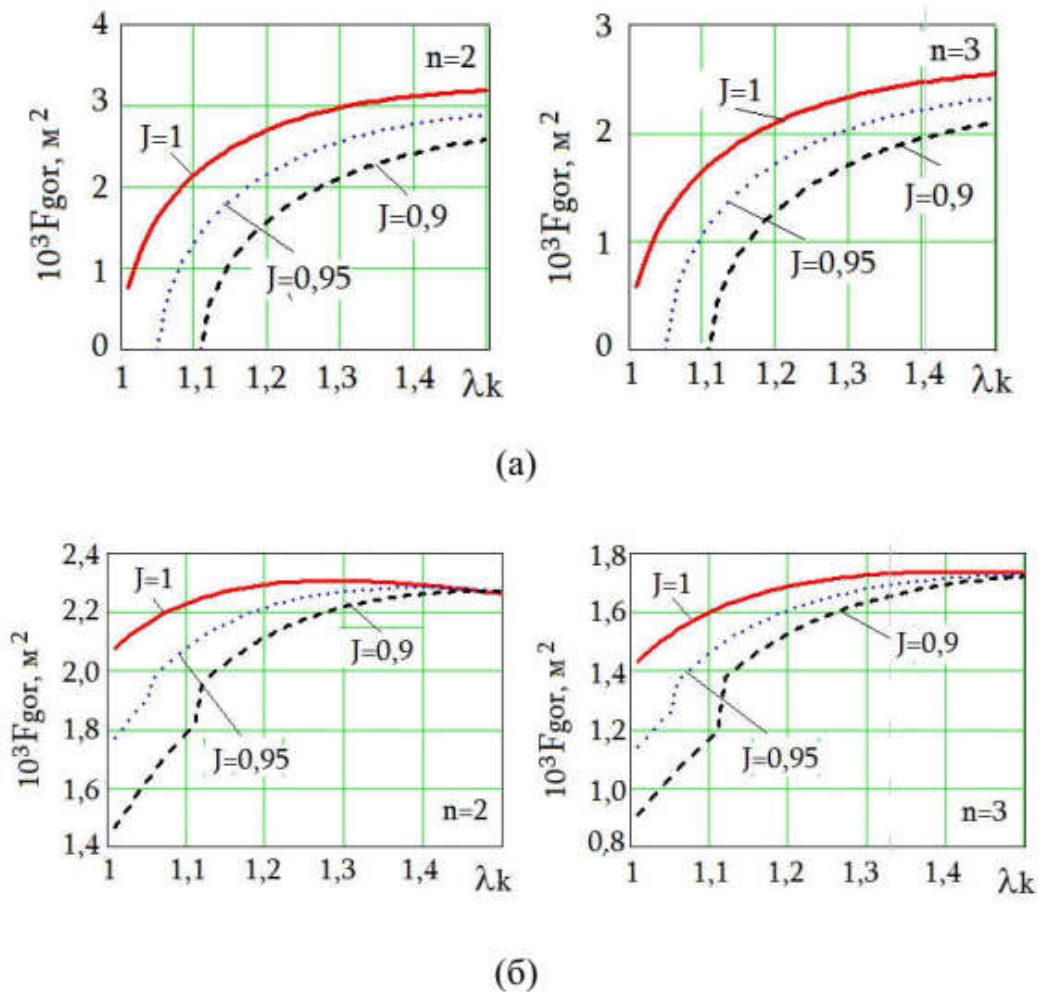


Рис. 2.26. Горизонтальні проекції  $F_{gor}$  площини контакту при  $R_u = 500$  мм: перший прохід (а); другий прохід (б)



величину  $R_{xb}$ . “Сходінка” на графіках відповідає моменту початку виконання цієї умови.

В роботі [207, с. 88] дано рівняння, яке автор використовував для обчислення площі контактної поверхні в загальній математичній моделі процесу редукування:

$$F_{II} = 2\phi r_n \sqrt{\frac{2\phi r_n \varepsilon R_h}{\sin\phi}}, \quad (2.38)$$

де  $r_n$  – середній зовнішній радіус заготовки;  $R_h = R_u - h$ .

На рис. 2.28 показано розрахункові значення величини  $F_{otn} = \frac{F_{gor}}{F_{II}}$  при прокатці з параметрами, які наведені для рис. 2.26.

Як впливає з порівняння даних, наведених на рис. 2.28, при однакових умовах здійснення процесу прокатки відносно близький збіг величин  $F_{gor}$  та  $F_{II}$  ( $\pm 5\%$ ) має місце лише при деформації в першому проході в двовалковому калібрі при  $J = 1$  (тобто при величині показника поширення  $\delta b$ , що дорівнює нулю).

В усіх інших випадках розбіжність між  $F_{gor}$  та  $F_{II}$  є суттєвою і використання в розрахунках величини  $F_{gor}$  цілком виправдовує себе з точки зору забезпечення точності.

### 2.3.2. Методика з урахуванням деформації в випусках

Висота калібру  $h$  є цілком певна величина (рис. 2.14, 2.16) – це відстань від центру калібру  $O_k$  до його вершини (точки  $O_h$ ). Під шириною калібру  $b$  прийнято розуміти відстань від центру калібру  $O_k$  до точки  $O_v$  перетину продовження профілю калібру, який описується радіусом  $R_k$ , и лінією  $\overline{O_k O_v O_g}$ , рівновіддаленою від поверхонь реборд сусідніх валків (рис. 2.18, 2.20). Таким чином, ширина калібру  $b$  – це умовний розмір.

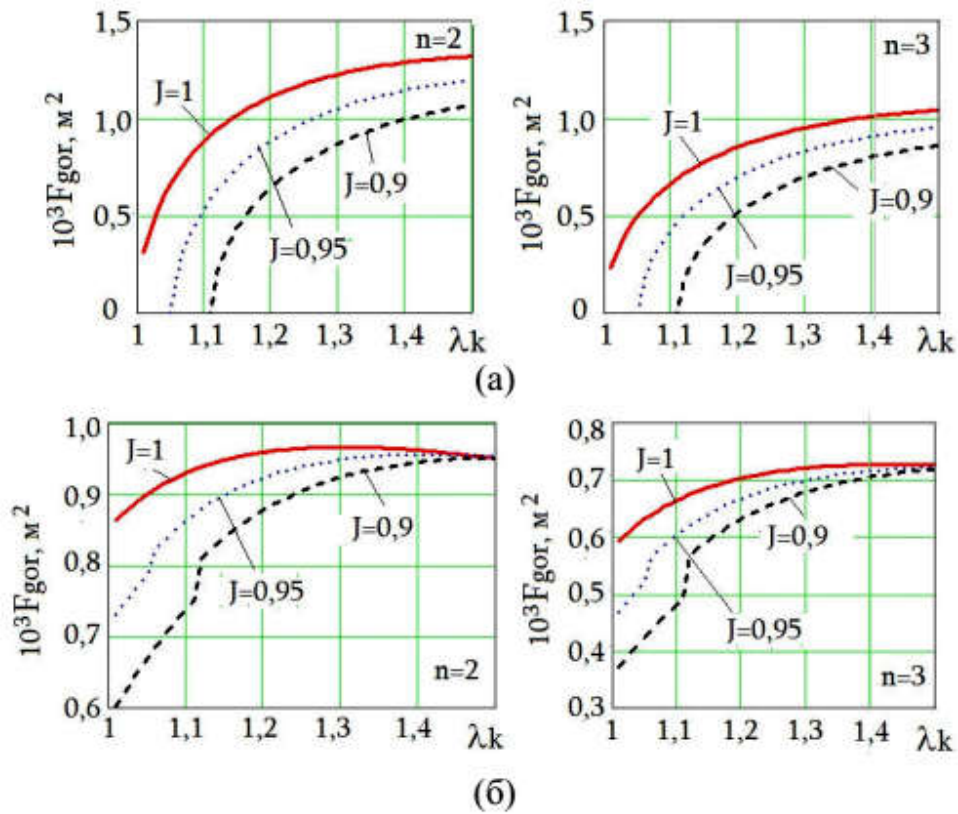


Рис. 2.27. Горизонтальні проекції  $F_{gor}$  площини контакту при  $R_u = 100$  мм: перший прохід (а); другий прохід (б)

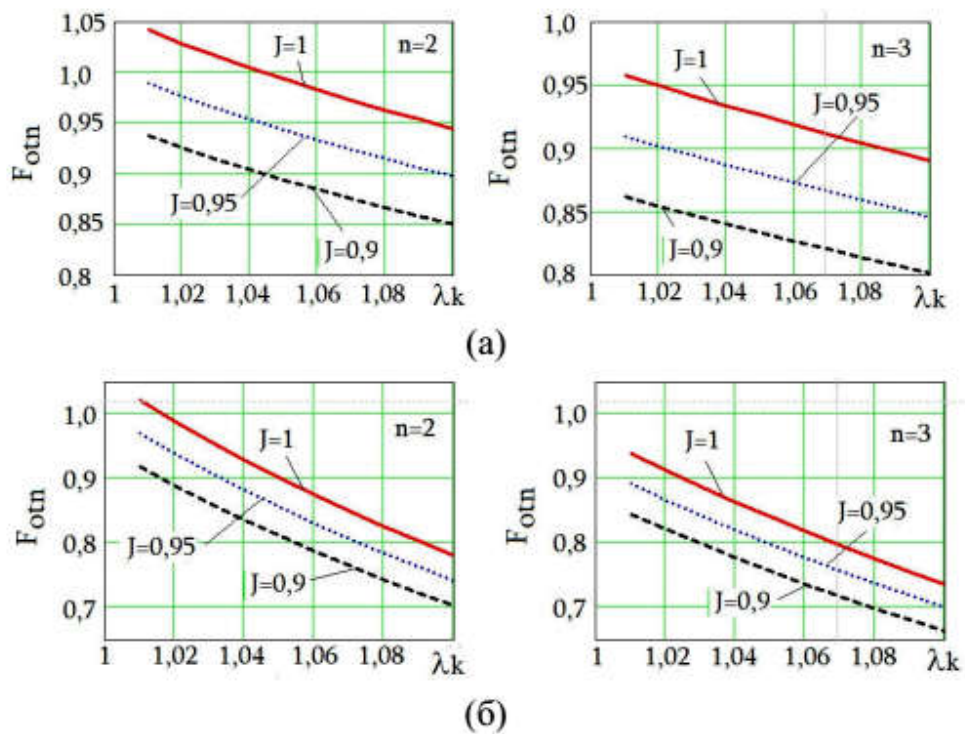


Рис. 2.28. Розрахункові значення співвідношення  $F_{otn}$  : перший прохід (а); другий прохід (б)

В роботі [205, с. 29] запропоновано поняття *фактична* ширина калібру  $b_f$  – відстань від центру калібру  $O_k$  до точки  $O_g$  перетину лінії  $\overline{O_k O_v O_g}$  з перпендикуляром до радіусу  $R_{kw}$  (рис. 2.14, 2.16). Величина  $b_f$  визначиться з трикутника  $O_w O_g O_k$ :

$$b_f = \frac{R_{kw}}{\cos\left(\arcsin\frac{\Delta}{2R_{kw}}\right)}. \quad (2.39)$$

Враховуючи, що реально величина зазору  $\Delta$  між ребордами сусідніх валків набагато менша за  $2R_{kw}$ , можна знаменник в рівнянні (2.39) прирівняти до одиниці і вважати  $b_f \approx R_{kw}$ .

Розглянемо різні умови деформування труби в зонах галтелей калібрів.

Випадок I – деформація здійснюється за умови  $h_j < b$ . В цьому випадку, коли показник поширення  $\delta b$  є позитивним, цілком припустимо використовувати умовний розмір  $b$  при аналізі умов формозміни в випусках калібру. При деформації за таких умов можна вважати, що форма труби в зоні випуска співпадає з *умовним* профілем калібру  $O_b O_v$ , і деформація труби ділянкою  $O_b O_w$  *справжнього* профілю валка не відбувається (рис. 2.29).

Кут  $\theta_r$ , що характеризує розмір зони, в якій труба контактує з поверхнею валка, можна в першому наближенні оцінити з рівняння

$$\theta_r \approx \phi - \arctan\frac{2r + \Delta}{2b}. \quad (2.40)$$

Розглянемо конкретний приклад. В однорадіусних калібрах редуційного стану ТПА 30-102 при  $\Delta = 1$  мм,  $r = 3$  мм (радіус подвійного сполучення),  $b = 16 \dots 36$  мм [203] маємо  $\theta_r \approx 78^\circ \dots 85^\circ$ ; тобто на ділянці, що становить приблизно 10...20% периметру калібру труба не контактує з поверхню валка. Це має призводити до підвищеної інтенсивності течі металу, що деформується, в напрямку випусків калібрів, що, в свою чергу, сприяє підвищенню поперечної різностінності.

Випадоk II – деформація здійснюється за умови  $h_j > b$ . В цьому випадку, коли величина показника поширення  $\delta b$  є від'ємною, очевидно, що труба має бути деформована ділянкою  $O_b O_w$  справжнього профілю валка (рис. 2.30), тому що можливість зменшення радіусу  $R_b$  з величини  $h_j$  до значення  $b$  суперечить здоровому глузду. При деформуванні за умови  $\delta b < 0$  кут  $\theta_w$ , що характеризує розмір зони, в якій труба не контактує з поверхнею валка, можна в першому наближенні оцінити з рівняння

$$\theta_r \approx \arctan \frac{\Delta}{2b}. \quad (2.41)$$

Для реальних значень  $\Delta$  та  $b$ , що наведені вище, маємо  $\theta_w \approx 88,2^\circ \dots 89,2^\circ$ ; тобто труба не контактує з поверхню валка на ділянці, що становить приблизно 1,3...3,0% периметру калібру, що в сім разів менше, ніж в *випадку I*. Збільшення довжини зони контакту металу з валком в напрямку випусків калібрів зменшує інтенсивність течії металу в тангенціальному напрямку, що повинно зменшити поперечну різностінність труб.

Очевидно, що кут  $\theta_w$  буде максимально можливим при виконанні умови

$$b_f \approx h_j. \quad (2.42)$$

Використовуючи конкретну умову  $b_f = 1,01 h_j$  з системи рівнянь (2.28.1-9) для галтелі з двійним сполученням (рис. 2.18) вираховуємо 9 невідомих геометричних параметрів зони галтелі калібру, серед котрих є радіус подвійного сполучення  $r$ .

Для реальних параметрів калібрів отримали значення  $r$  в межах  $r = (0,8 \dots 1,2) \Delta$ . При такій малій величині радіуса  $r$  є загроза появи поверхневих дефектів на трубах в зоні галтелей. Тому при проектуванні калібрів в промислових умовах задавали додаткове обмеження

$$r = (2,2 \dots 2,5) \Delta, \quad (2.43)$$

для реалізації якого треба використовувати калібри з радіусом одинарного сполучення (рис. 2.19, 2.20). При такій геометрії галтелі її радіус "неповного

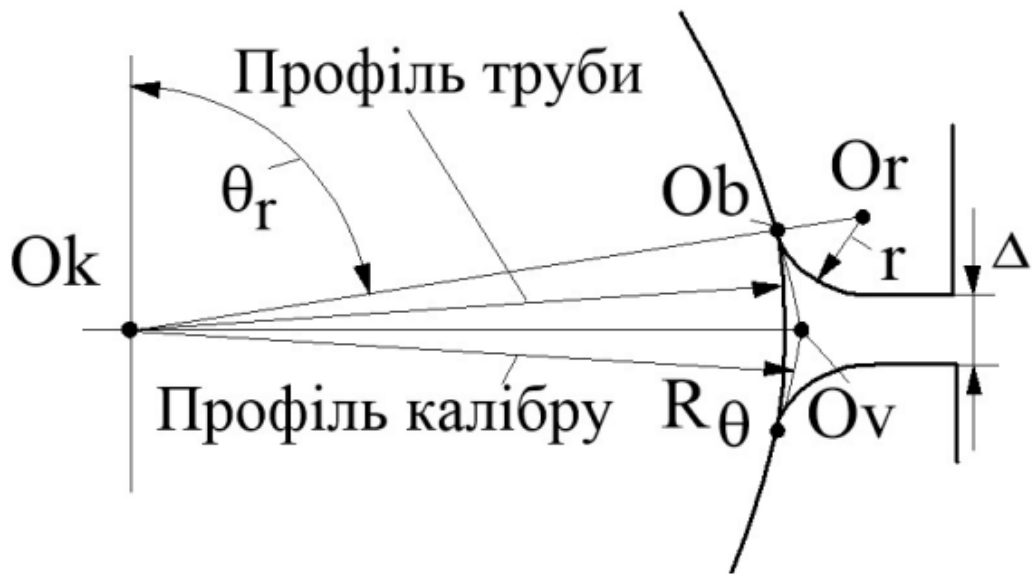


Рис. 2.29. Схема деформації труби в зоні реборд калібрів за умови  $\delta b > 0$

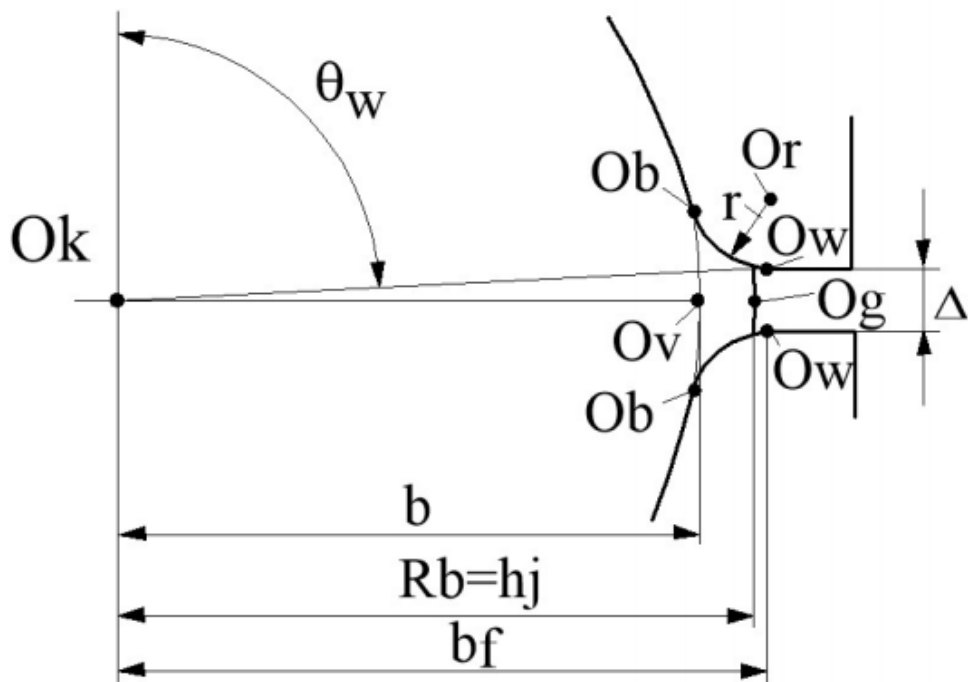


Рис. 2.30. Схема деформації труби в зоні реборд калібрів за умови  $\delta b < 0$

закруглення" є більшим за радіус "повного закруглення". При цьому тенденція до затікання деформованого металу в зазор  $\Delta$  між ребордами валків та утворення дефектів на зовнішній поверхні труб зменшується; цей ефект успішно використовують при проектуванні калібрів безперервних станів при прокатці на довгій оправці [194, 195].

Параметри зони галтелі таких калібрів мають визначатися з системи рівнянь (2.31.1-9) для однорадіусних калібрів, або (2.33.1-9) – для багаторадіусних.

Вищенаведені методики визначення геометричних параметрів одно– та багаторадіусних калібрів успішно застосовані в промислових умовах (дивися підрозділи 5.1.3, 5.3).

## 2.4. Висновки по розділу 2

1. Використовуючи відомі з курсу диференційної геометрії формули для спрямлення кривих, отримали формули для абсолютно точного розрахунку середнього радіуса калібру як при визначенні відносної деформації по діаметру  $\varepsilon$ , так і при визначенні витяжки  $\mu$ .

2. Обґрунтовано методику проектування, в якій поперечна різностінність готових труб є критерієм оптимізації параметрів калібру.

3. Розглянуто зв'язок геометричних параметрів одно– та багаторадіусних калібрів по всьому їх периметру, включно зону галтелі.

4. Розроблено модель деформації при прокатці в калібрах, що враховує течу металу в площині, що є перпендикулярною осі прокатки (при величинах показника поширення  $\delta b \geq 0$ ) та формозміну заготовки в зоні галтелі (при  $\delta b < 0$ ).

5. Здійснено співставлення розрахункових величин поперечної різностінності труб при використанні відомих, запропонованих трирадіусних калібрів та еквівалентних ним однорадіусних калібрів в результаті котрого показано, що проектуючи трирадіусні калібри з використанням запропонованої

методики, можна суттєво знизити (в 1,9...2,2 рази) рівень відносної різностінності готових труб, тобто підвищити їх точність.

6. Дано обґрунтування підвищення точності готових труб при використанні калібру, що пропонується, на підставі аналізу характеру зміни по периметру калібру поточної величини його радіуса. Показано, що в середині калібру його радіус є меншим за радіус відомого калібру і в цій зоні радіальне обтиснення є максимальним, що обумовлює “двосторонню” течу деформованого металу від середини калібру в напрямках його вершини та випуску; такі умови деформації з точки зору формування поперечної різностінності є більш оптимальними, ніж умови, при яких має місце одностороння течя в напрямку від вершини до випуска калібру.

7. Запропоновано методику вибору геометричних параметрів калібру в зоні галтелі, які забезпечують мінімізацію тангенціальної течії металу, що деформується, в наслідок чого зменшується поперечна різностінність та вірогідність формування дефектів на зовнішній поверхні труб.

## РОЗДІЛ 3

### УДОСКОНАЛЕННЯ МЕТОДИКИ ВИЗНАЧЕННЯ КІНЕМАТИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ПРОКАТКИ

#### 3.1. Методика визначення транспортуючого катаючого радіусу валків

Для простішого пояснення суті пропозицій по удосконаленню методики визначення кінематичних параметрів процесу поздовжньої прокатки в калібрах взагалі та, зокрема, – процесу поздовжньої безперервної прокатки труб без оправки розглянемо методику визначення *транспортуючого* катаючого радіусу  $R_{katT}$  валків. Транспортуючий катаючий радіус – це катаючий радіус, визначений за умов, коли вважають, що [76] :

- а) зусиллям  $P_x$ , що діє на заготовку, можна знехтувати (тобто  $n_{px} \approx 0$ );
- б) до заготовки не прикладені зовнішні осьові зусилля;
- в) сили тертя є паралельними осі прокатки  $OX$  (тобто  $n_{\tau x} \approx 1$ );
- г) довжина осередку деформації  $l_d$  постійна по його периметру;
- д) нейтральна лінія паралельна осі прокатки  $OX$  ( $\theta_{kat} = const$ , рис. 3.1);
- е) протяжність  $\Pi$  контакту металу з валком в будь-якому діаметральному перетині осередку деформації є незмінною по всій довжині осередку.

Відповідно до прийнятих припущень умова рівноваги заготовки під дією прикладених до неї сил має вигляд рівняння  $F^+ \tau_k n_{\tau x} - F^- \tau_k n_{\tau x} = 0$ , або, після скорочення на  $\tau_k n_{\tau x}$ ,  $F^+ = F^-$ .

Відповідно до прийнятих припущень *розгортка* половини контактної поверхні одного валка (загальна контактна поверхня) – це прямокутник зі сторонами  $l_{dcp}$  та  $\Pi/2n$ . Якщо вважати, що  $\Pi = 2n\phi R_{cp}$ , то, відповідно до отриманого рівняння  $F^+ = F^-$ , нейтральна лінія має ділити розгортку контактної поверхні навпіл, тобто кут  $\theta_{kat}$  катаючого радіусу має становити вели-



чину

$$\theta_{kat} = \frac{\pi}{2n} = \frac{\phi}{2}. \quad (3.1)$$

Транспортуючий катаючий радіус  $R_{katT}$  визначиться з рівняння

$$R_{katT} = R_u - R_{cp} \cos \theta_{kat}. \quad (3.2)$$

Для двовалкового калібру ( $n=2$ ) відповідно (3.1) маємо  $\theta_{kat} = \frac{\pi}{4}$ . З

(3.2) для  $n=2$  маємо  $R_{katT} = R_u - 0,71R_{cp}$ . Аналогічно для  $n=3$  отримуємо

$\theta_{kat} = \frac{\pi}{6}$  та  $R_{katT} = R_u - 0,87R_{cp}$ . Якщо вважати, що в реальних умовах є при-

пустимою заміна  $R_{cp} \approx h$ , ми отримаємо майже точний збіг отриманих результатів з відомими формулами О.А. Шевченка [2-4] для визначення катаючих радіусів в двовалкових ( $R_{kat} = R_u - 0,75h$ ) та тривалкових калібрах ( $R_{kat} = R_u - 0,9h$ ).

*Реальна* нейтральна лінія – це просторова крива, що не є паралельною осі прокатки (рис. 1.1). Якщо вважати, що реальна нейтральна лінія – це пряма, кут нахилу якої до осі прокатки становить  $\gamma_n$ , то виконання умови

$F^+ = F^-$  можливо лише тоді, коли умовна нейтральна лінія перетинає реальну нейтральну лінію в точці  $A$  на контактній поверхні, яка має осьову координату  $x_n = l_{dcp}/2$  (рис. 3.1б). Таким чином, транспортуючий катаючий

радіус  $R_{katT}$  – це радіус валка, для якого поверхнева швидкість  $v_{bA} = n_B R_{katT}$  збігається з швидкістю руху заготовки  $v_{mA}$  в точці  $A$  контактної поверхні, осьова координата якої становить  $x_n$ . Швидкість металу *на виході* з осередку

деформації становить  $v_{m1} = K_{kat} v_{bA}$  (тут  $K_{kat} = \frac{\mu_\Sigma}{\mu_A}$ ,  $\mu_\Sigma$ ,  $\mu_{\Sigma A}$  – відповідно

коефіцієнт, сумарна витяжка та витяжка в діаметральному перетині осередку деформації з координатою  $x_n$ ) та є більшою за  $v_{bA}$ . Відповідно реальний катаючий

радіус має бути більшим за  $R_{katT}$  у відповідності до рівняння

$$R_{kat} = K_{kat} R_{katT}. \quad (3.3)$$

Вищенаведений принцип корегування катаючого радіусу, що був визначений за умови припущення про паралельність нейтральної лінії та осі прокатки, є *універсальним* і має застосовуватися незалежно від наявності, чи відсутності інших припущень. Цей принцип захищено патентом [149].

Оцінимо порядок величини корегуючого коефіцієнту  $K_{kat}$ . Припустимо, що залежність  $\mu = \mu(x)$  лінійна. Тоді  $\mu_A = (\mu_\Sigma + 1)/2$  і

$$K_{kat} = \frac{\mu_\Sigma}{\mu_A} = \frac{2\mu_\Sigma}{\mu_\Sigma + 1}. \quad (3.4)$$

На рис. 3.2 наведено залежність  $K_{kat} = K_{kat}(\mu_\Sigma)$ , аналіз котрої показує, що при реальних витяжках  $\mu_\Sigma = 1,02 \dots 1,08$ , використання рівняння (3.3) замість рівняння (3.2) збільшує розрахункову величину катаючого радіуса приблизно в  $1,01 \dots 1,04$  разів. При безперервній прокатці це призводить до підвищення коефіцієнтів *кінематичного* натягу між клітями в  $1,01 \dots 1,04$  разів, що, в свою чергу, призводить до істотної зміни коефіцієнтів *пластичного* натягу між клітями [154] та змінює картину зміни товщини стінки заготовки  $S_{spi} = S_{spi}(i)$  по клітям стана.

### 3.2. Удосконалення методики визначення умовного катаючого радіусу валків

Використаємо відому методику визначення катаючого радіуса [154], в якій окреслені в п. 3.1 припущення а), б) та в) усунуті. Будемо називати обчислений за допомогою цієї методики катаючий радіус *умовним* катаючим радіусом  $R_{katy}$ . Скорегований відповідно умови

$$R_{katyK} = K_{kat} R_{katy} \quad (3.5)$$

катаючий радіус будемо називати *корегованим* катаючим радіусом.

В таблиці 3.1 наведено розрахунки параметрів прокатки товстостінної котельної труби з номінальними розмірами  $D_t \times S_t = 57 \times 11,6$  мм із заготовки з номінальними розмірами  $D_0 \times S_0 = 117 \times 14,8$  мм.

Перевірку доцільності використання  $K_{kat}$  здійснювали експериментально під час апробації спеціальної калібровки, параметри котрої наведені в табл. 3.1.

В умовах редуційного стану ТПА 30-102 провели прокатку 15 труб з кутовими швидкостями головного  $N_G$  та допоміжного  $N_V$  двигунів приводу, обчисленими відповідно методики [154] (кінематичний режим **А**) та прокатку 15 труб з кутовими швидкостями головного  $N_G$  та допоміжного  $N_V$  двигунів приводу, обчисленими відповідно методики [154] з використанням корегуючого коефіцієнта  $K_{kat}$  (кінематичний режим **Б**). В ході прокатки за допомогою товщиномірів IMS (які встановлені в лінії стана) фіксували середні стінки заготовок та прокатаних труб. Дані про *реальні* середні стінки в кожній партії з 15 прокатаних труб (для режиму **А**:  $S_0^P = 14,96$  мм,  $S_t^P = 11,78$  мм; для режиму **Б**:  $S_0^P = 14,93$  мм,  $S_t^P = 11,72$  мм) повторно використовували в моделі [154] для розрахунку зміни товщини стінки  $S_i$  по клітях без використання  $K_{kat}$  та із використанням. Ці дані порівнювали з експериментальними даними про реальні товщини стінки  $S_i^P$ , що були отримані обміром із застосуванням товщиноміру OLYMPUS 38DL PLUS загальмованих під час прокату труб. Природно, що при такому підході розбіг між експериментальними та розрахунковими даними про  $S_0$  і  $S_t$  має дорівнювати нулю.

На рис. 3.3 показано різницю  $P = \frac{S_i - S_i^P}{S_i^P} \cdot 100\%$  між розрахунковими значеннями  $S_i$  та експериментальними величинами  $S_i^P$ . Як випливає з даних, представлених на рис. 3.3, величина  $P$  в разі використання кінематичного режиму **А** сягає 2,7%, а в разі використання кінематичного режиму **Б** не перевищує 1,5%. Це побічно свідчить про перевагу розрахункових даних, отриманих з використанням коефіцієнта  $K_{kat}$ , котрий корегує величину  $R_{kat}$  у відповідності до рівняння (3.4). Прямим доказом доцільності корегування

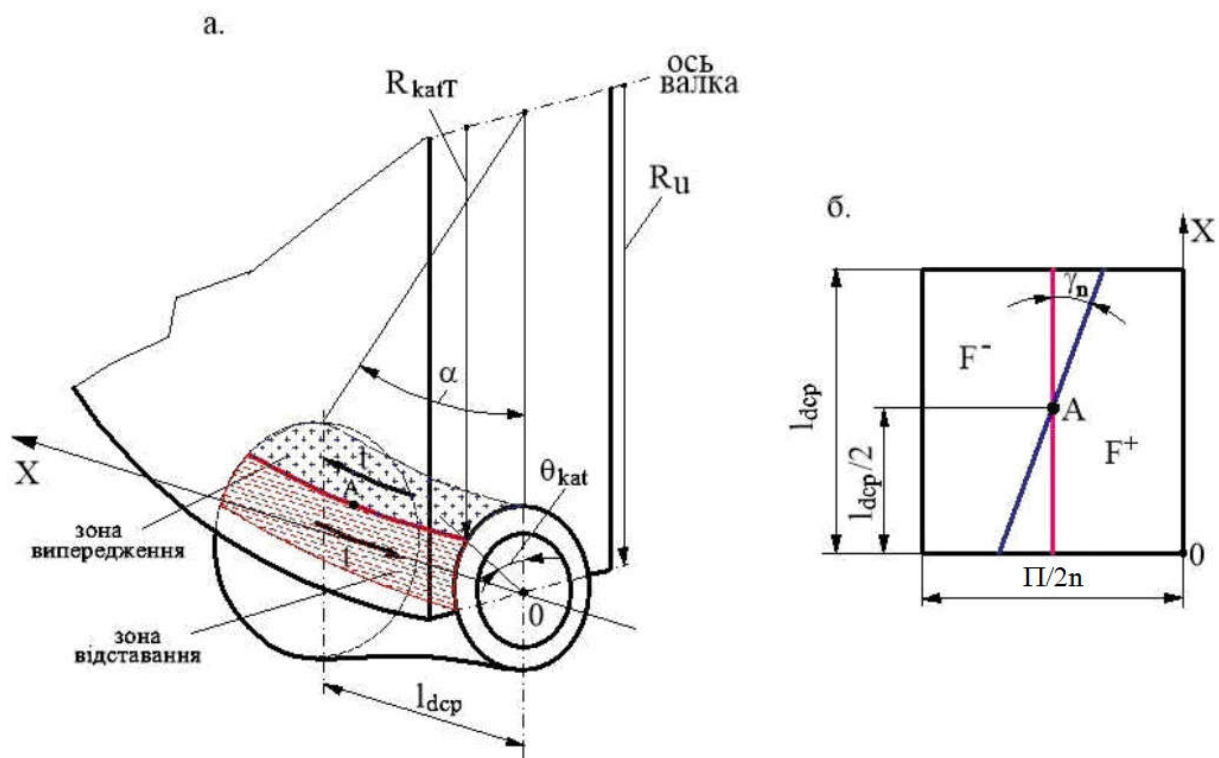


Рис. 3.1. Схема до визначення транспортуючого катаючого радіусу  $R_{katT}$ : осередок деформації (а); розгортка контактної поверхні (б)

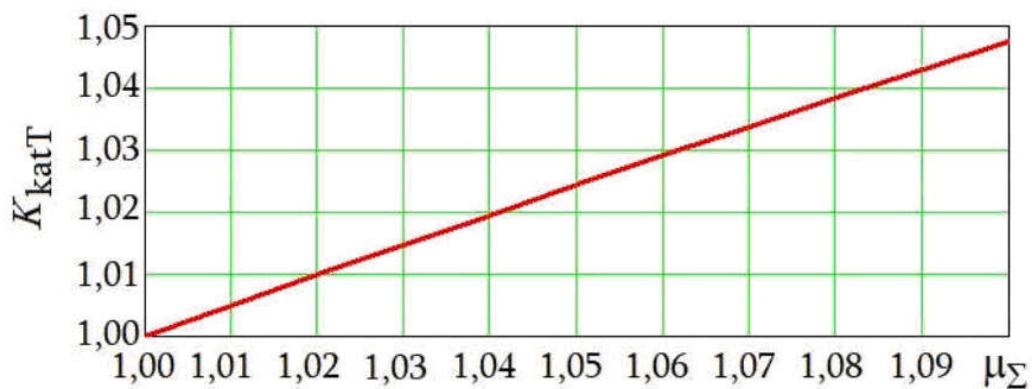


Рис. 3.2. Залежність коефіцієнту  $K_{katT}$ , що коригує величину транспортуючого катаючого радіусу  $R_{katT}$ , від сумарної витяжки  $\mu_{\Sigma}$

Таблиця 3.1. Параметри прокатки в 24-клітьовому редуційному стані труби  
за маршрутом 117x14,8 мм → 57x11,6 мм

$i$	$D_i$ , мм	$\varepsilon_i$	$\lambda_{ki}$	$\theta_{kati}$ , град		$N_G$ , об./хв.		$N_V$ , об./хв.	
				[154]	(3.4)	[154]	(3.4)	[154]	(3.4)
1	115,25	0,0150	1,037	53,7	56,8	175,9	179,8	9,7	9,5
2	112,59	0,0230	1,024	51,3	53,2				
3	109,67	0,0260	1,032	46,9	48,2				
4	106,49	0,0290	1,028	19,9	19,1				
5	102,97	0,0330	1,038	17,7	14,0				
6	99,47	0,0340	1,034	17,00	14,4				
7	96,09	0,0340	1,036	16,6	13,5				
8	92,82	0,0340	1,035	16,3	17,2				
9	89,57	0,0350	1,037	16,7	14,1				
10	86,44	0,0350	1,036	17,2	15,4				
11	83,41	0,0350	1,037	17,5	16,1				
12	80,49	0,0350	1,036	18,2	17,3				
13	77,68	0,0350	1,036	18,8	18,2				
14	74,96	0,0350	1,036	19,4	18,9				
15	72,33	0,0350	1,036	19,9	19,4				
16	69,80	0,0350	1,036	19,7	19,2				
17	67,36	0,0350	1,036	20,1	19,6				
18	65,00	0,0350	1,036	20,1	19,2				
19	62,73	0,0350	1,036	18,2	16,1				
20	60,53	0,0350	1,036	12,6	6,5				
21	59,02	0,0250	1,020	14,3	17,4				
22	57,96	0,0180	1,018	25,7	29,0				
23	57,60	0,0061	1,000	28,4	34,3				

величини  $R_{katy}$  у відповідності до рівнянь (3.3-4) є той факт, що середня реальна стінка труб, виготовлених за використання кінематичного режиму **A**, має абсолютне відхилення від номіналу, що дорівнює  $\Delta S = S_t^P - S_t = 0,18$  мм, а для труб, виготовлених за використання кінематичного режиму **B** ця величина дорівнює  $\Delta S = 0,12$  мм, тобто є меншою на 33%.

У практичних розрахунках умовний катаючий радіус дуже часто визначають як середній по ширині калібру радіус валка [9, 109, 110, 156 та ін.]

$$R_{katy} = \frac{1}{\phi} \int_0^{\phi} (R_u - R_{\theta} \cos \theta) d\theta \quad (3.6)$$

Таким чином, якщо умовний катаючий радіус розраховують за формулою (3.6), то, використовуючи залежність (3.5), можна скорегувати його величину і, тим самим, підвищити рівень відповідності математичної моделі реальному процесу прокатки без оправки.

Додамо, що формулу (3.6) використовують і для випадків прокатки труб на оправці [7, 8, 80, 130 та ін.]. Використання  $K_{kat}$  при розрахунку кінематичних параметрів прокатки труб із застосуванням оправки дає позитивний практичний результат [148, 160], що підтверджує універсальний характер запропонованого коефіцієнту  $K_{kat}$  для корегування катаючого радіусу  $R_{katy}$ .

### 3.3. Методика визначення реального катаючого радіусу валків

#### 3.3.1. Теоретичне обґрунтування методики

Реальна нейтральна лінія у разі поздовжньої прокатки у калібрах є просторовою кривою  $y_n = y_n[x_n(x), z]$ , горизонтальна проекція якої на площину  $XOZ$  – пласка крива  $x_n = x_n(z)$  (рис. 3.4). Аплікату  $z_n$ , що відповідає умові  $x_n(z_n) = 0$ , називають *нейтральною точкою*. Якщо використовують циліндричну систему координат, то кут, що відповідає умові  $x_n(\theta_n) = 0$  (рис. 3.4), називають *нейтральним кутом* [86]. Швидкість прокатки  $v_m$  визначиться величиною катаючого радіуса  $R_{kat}$ , яка пов'язана з величиною  $z_n$  умовою

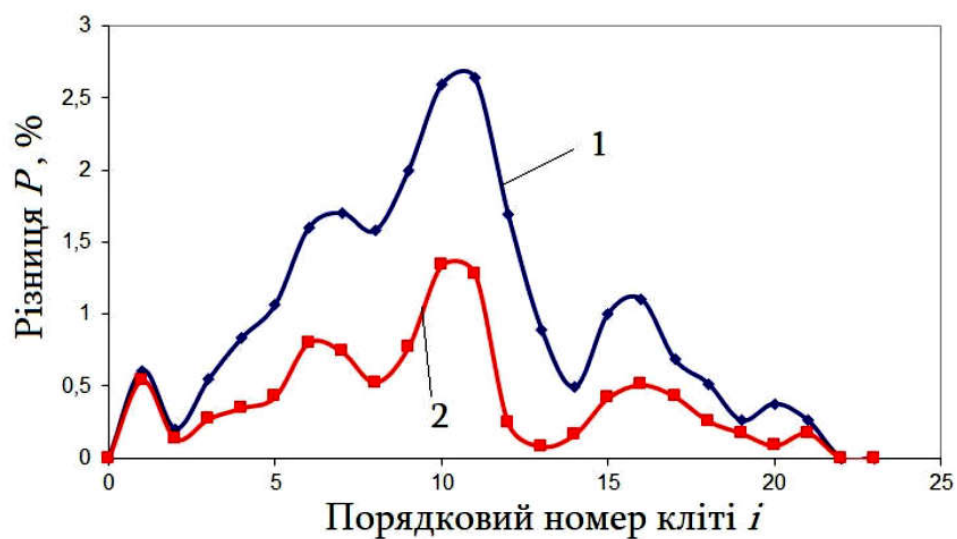


Рис. 3.3. Різниця між розрахунковими та реальними значеннями товщини стінки труби після прокатки в кліті з порядковим номером  $i$ : 1 – кінематичний режим А; 2 – кінематичний режим Б

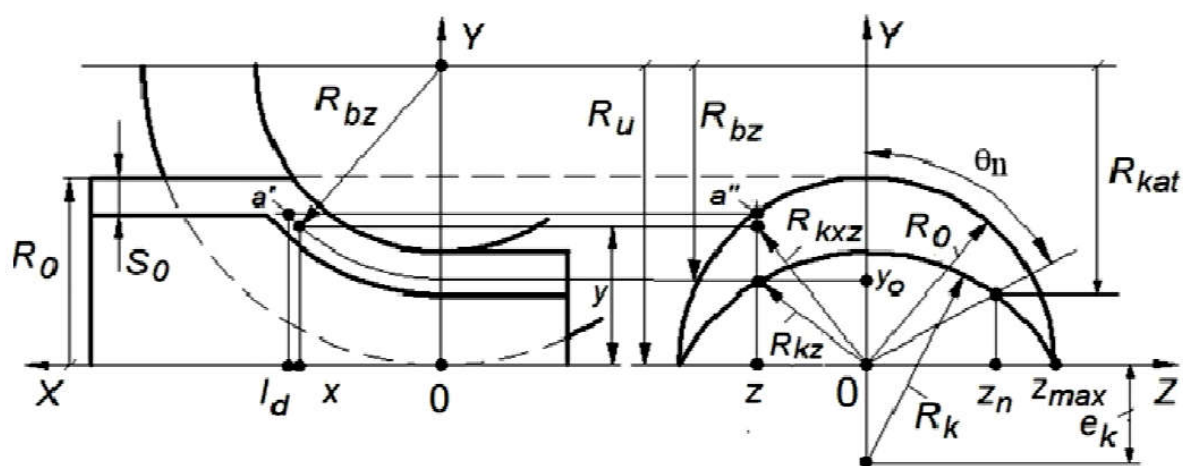


Рис. 3.4. Схема осередку деформації в разі прокатки циліндричної заготовки в однорадіусному овальному калібрі

$$R_{kat} = R_u - \sqrt{[R_z(z_n)]^2 - z_n^2}. \quad (3.7.1)$$

У разі припущення, відповідно до якого площина, що розділяє контактну поверхню на зони випередження і відставання, паралельна площині симетрії калібру  $XOY$  [231], *умовна нейтральна лінія* – це просторова крива, паралельна площині  $XOY$ , а горизонтальна проекція *умовної нейтральної лінії* на площину  $XOZ$  – це пряма, паралельна осі прокатування  $OX$  (рис. 3.5).

Аплікату  $z_{ny}$  точки перетину умовної нейтральної лінії з площиною центрів валків  $YOZ$  назвемо *умовною нейтральною точкою*; відповідно *умовним катаючим радіусом* назвемо величину

$$R_{katy} = R_u - \sqrt{R_z(z_{ny})^2 - z_{ny}^2}. \quad (3.7.2)$$

В роботі [222] запропоновано методику визначення величин  $R_{kat}$  і  $R_{katy}$ , при здійсненні прокатки в *двовалкових однорадіусних* овальних калібрах. Розповсюдимо цю методику на аналіз процесу прокатки в *одно- та трирадіусних, дво валкових та тривалкових* калібрах.

*Прийняті припущення.* При визначенні величин  $R_{kat}$  і  $R_{katy}$ , приймаємо наступні припущення:

1. Розглядаємо процес прокатування *циліндричної* (неовалізованої) заготовки у валках з *однаковими* геометричними параметрами, які обертаються з *однаковими кутовими* швидкостями (аналог процесу простої *поздовжньої* прокатки штаби [206]).
2. Вважаємо справедливою гіпотезу плоских перерізів: витяжка  $\mu$  вздовж осередку деформації усереднюється для кожного діаметрального перерізу і не залежить від координат  $y$  та  $z$ ;  $\mu = \mu(x)$ .
3. Нормальні контактні напруги  $p$  розподілені по контактній поверхні металу з валком рівномірно,  $p = p_{cp}$ .
4. Нормальні ( $p$ ) і дотичні ( $\tau_k$ ) контактні напруги пов'язані між собою законом тертя Г. Амонтона - Ш. Кулона  $\tau_k = fp_{cp}$ .

*Постановка задачі.* Швидкість відносного ковзання металу по поверхні



валка становить величину [163]

$$\Delta v = v_x - v_{bz}, \quad (3.8)$$

де  $v_x = v_{mx} \sqrt{1 - \left(\frac{x}{R_{bz}}\right)^2}$  – проекція вектора  $v_{mx}$  швидкості руху заготовки

у напрямі осі прокатки на напрям вектора лінійної швидкості поверхні валка

$v_{vz}$ ;  $v_{mx} = \frac{v_{m1} \mu_x}{\mu_\Sigma}$  – швидкість руху заготовки у напрямі осі прокатки;

$v_{m1} = n_B R_{kat}$  або  $v_{m1} = w_B R_{katy}$  – швидкість руху заготовки у напрямі осі

прокатки у площині центрів валків (за  $x = 0$ );  $\mu_x = \mu_x(R_{mxcp})$  – витяжка

вздовж осередку деформації;  $\mu_\Sigma$  – сумарна (загальна) витяжка;

$R_{mxcp} = R_{mxcp}(x)$  – середній радіус заготовки у конкретному діаметральному

перетині осередку деформації з абсцисою  $x$ ;  $R_{bz} = R_u - \sqrt{R_z^2 - z^2}$  – закон зміни величини радіуса валка по ширині калібру.

Визначимо середній радіус заготовки  $R_{mxcp}$ . Периметр заготовки як функція її радіуса  $R_{mx}$  визначиться рівнянням

$$\Pi_x = 2n \cdot \int_0^{z_{\max}} \sqrt{1 + \left[ \frac{d\left(\sqrt{R_{mx}^2 - z^2}\right)}{dz} \right]^2} dz, \quad (3.9)$$

де  $R_{mx} = \begin{cases} R_{mx} & \text{якщо } R_0 \geq R_{mx} \\ R_0 & \text{якщо } R_0 < R_{mx} \end{cases}$  – поточне значення радіуса заготовки

вздовж осередку деформації;  $R_{mx} = \sqrt{\left[ R_u - \sqrt{(R_u - y_0)^2 - x^2} \right]^2 + z^2}$ ;  $y_0 = y_0(z)$  –

ордината точки профілю калібру валка на виході з осередку деформації, яка визначається рівнянням профілю калібру;  $z$  – апліката точки профілю калібру валка на виході з осередку деформації.

Змінний вздовж осі прокатки середній радіус заготовки визначиться з рівняння (2.10.1) після заміни  $R(z)$  на  $R_{mx}(x, z)$ . Тоді витяжка  $\mu_x$  вздовж

осередку деформації визначиться рівнянням  $\mu_x = (2R_0 - S_0)/(2R_{mxcp} - S_0)$ .

Дотичні контактні напруги  $\tau_k$  мають напрямок, протилежний напрямку швидкості  $\Delta v$ . Тому у зоні випередження, де  $\Delta v > 0$ , елементарні сили тертя  $dT^+ = \tau_k dF^+$ , прикладені до заготовки, спрямовані *проти ходу* прокатки. У зоні відставання, де  $\Delta v < 0$ , елементарні сили тертя  $dT^- = \tau_k dF^-$ , прикладені до заготовки, спрямовані *по ходу* прокатки. Очевидно, що горизонтальна проекція  $dP_x$  елементарних сил нормального тиску  $dP = p dF$  спрямована *проти ходу* прокатки по всій контактній поверхні  $F$ .

Із урахуванням прийнятих допущень умова рівноваги заготовки під дією сил, прикладених до неї по всій контактній поверхні  $F_\Sigma = F^+ + F^-$  у напрямку осі прокатки  $OX$ , запишеться наступним чином

$$T^+ - T^- + P_x + Q = 0, \quad (3.10)$$

$$\text{де } T^+ = \iint_{(F^+)} \tau_k n_{\tau x} dF^+; \quad T^- = \iint_{(F^-)} \tau_k n_{\tau x} dF^-; \quad P_x = \iint_{(F_\Sigma)} p n_{px} dF; \quad n_{\tau x}, \quad n_{px} -$$

спрямівні косинуси проекцій на вісь  $OX$  елементарних сил  $dT^+$ ,  $dT^-$  та  $dP$  відповідно [198];  $Q$  – зовнішнє осьове зусилля, прикладене до заготовки.

Складові  $P_x$  та  $Q$  у рівнянні (3.10) не залежать від положення нейтральної лінії в осередку деформування. Величина  $Q$  визначається характером зовнішнього впливу на заготовку: за  $Q > 0$  результуюче зовнішнє осьове зусилля, прикладене до заготовки проти ходу прокатки; за  $Q < 0$  – у напрямі ходу прокатки. У разі  $p = p_{cp}$  величина  $P_x$  визначається із рівняння

$$P_x = 2np_{cp}F_{vert}, \quad (3.11)$$

де  $F_{vert} = \int_0^{z_{max}} \left( R_{bz} - \sqrt{R_{bz}^2 - l_d^2} \right) dz$  – вертикальна проекція площі контактної поверхні;  $l_d = \sqrt{R_{bz}^2 - \left( R_u - \sqrt{R_0^2 - z^2} \right)^2}$ .

*Розрахунок умовного катаючого радіуса.* Для розрахунку умовного ка-

таючого радіуса значення доданків  $T^+$  і  $T^-$  у рівнянні (3.10) визначиться наступним чином:

$$T^+ = 2nfp_{cp} \int_0^{z_{ny}} \frac{l_d}{\Phi} dz; \quad (3.12.1)$$

$$T^- = 2nfp_{cp} \int_{z_{ny}}^{z_{\max}} \frac{l_d}{\Phi} dz, \quad (3.12.2)$$

де  $\Phi = \cos\left(\arctan \frac{dy_0}{dz}\right)$ ;  $y_0 = y_0(z)$  – рівняння профілю калібру.

Підставляючи вирази (3.11), (3.12.1-2) у рівняння силової рівноваги (3.10), вирішуємо його відносно  $z_{ny}$  і за рівнянням (3.7.2) розраховуємо умовний катаючий радіус валка  $R_{katy}$ .

*Розрахунок реального катаючого радіуса.* Для розрахунку реального катаючого радіуса значення доданків  $T^+$  і  $T^-$  у рівнянні (3.10) визначається наступним чином:

$$T^+ = 2nfp_{cp} \int_0^{z_n} \frac{x_n(z, z_n)}{\Phi} dz; \quad (3.13.1)$$

$$T^- = 2nfp_{cp} \int_0^{z_{\max}} \frac{l_d - x_n(z, z_n)}{\Phi} dz. \quad (3.13.2)$$

Значення функції  $x_n(z, z_n)$  визначиться як корінь рівняння (3.8) за умови  $\Delta v = 0$ . Використаємо це рішення у рівняннях (3.13.1-2). Підставляючи (3.11), (3.13.1-2) у рівняння силової рівноваги (3.10), вирішуємо його відносно  $x_n(z, z_n)$  і за рівнянням (3.7.1) розраховуємо реальний катаючий радіус валка  $R_{kat}$ .

### 3.3.2. Результати розрахунків

*Параметри розрахунків.* Розрахунки виконували для процесу прокатки труб без оправки у випадку використання одно– та трирадіусних овальних

калібрів. В цьому випадку для трирадіусних калібрів використовуємо рівняння

$$y_0 = \begin{cases} \left( \sqrt{R_1^2 - z^2} - e_1 \right)^2 & \text{якщо } 0 \leq z < z_1 \\ \left[ \sqrt{R_p^2 - z^2} - e_{po} \right]^2 & \text{якщо } z_1 \leq z < z_2 \\ \left( \sqrt{R_2^2 - z^2} - e_2 \right)^2 & \text{якщо } z_2 \leq z \leq z_{\max} \\ \left( \sqrt{R_2^2 - z_{\max}^2} - e_2 \right)^2 + \Psi(z) & \text{якщо } z_{\max} < z \end{cases} ; \quad (3.14.1)$$

для однорадіусних калібрів використовуємо рівняння

$$y_0 = \begin{cases} \sqrt{R_k^2 - z^2} - e_k & \text{якщо } 0 \leq z \leq z_{\max} \\ \sqrt{R_k^2 - z_{\max}^2} - e_k + \Psi(z) & \text{якщо } z_{\max} < z \end{cases} , \quad (3.14.2)$$

де  $z_1 = R_1 \sin \theta_1$ ,  $z_2 = R_2 \sin \theta_2$ ;  $\Psi(z)$  – будь-яка монотонно спадаюча функція, що задовольняє умові  $\Psi(z_{\max}) = 0$  [75].

Введення у рівняння (3.14) *фіктивної* ділянки  $z_{\max} < z$  зумовлене тим, що можливий такий варіант розташування нейтральної лінії, за якого вона перетинає вісь  $OZ$  за межами калібру. Конкретний вид функції  $\Psi(z)$  впливає лише на величину  $z_n$ , але не впливає на значення функції  $y_0(z_n)$  та величину катаючого радіуса  $R_{kat} = R_u - y_0(z_n)$ , які не залежать від  $\Psi(z)$ . У розрахунках використовували лінійну залежність  $\Psi(z) = z_{\max} - z$ . Такий штучний прийом дозволяє зняти припущення, яке раніше використовували в моделях прокатки труб без оправки і відповідно до котрого при  $R_{kat} \geq R_u$  зона випередження розповсюджується на всю контактну поверхню (дивися п. 1.4).

У розрахунках приймали  $R_0 = b = 25 \cdot 10^{-3}$  м та варіювали значеннями  $\lambda_k$ ,  $f$ ,  $\bar{R}_u = R_u/R_0$ ,  $\bar{T} = S_0/2R_0$  та  $\bar{Q} = Q/P_x$ . Для трирадіусних калібрів приймали:  $\theta_1 = \phi/3$ ,  $\theta_2 = 2\phi/3$ . Розбіжність між значеннями реальних  $R_{kat}$  та умовних  $R_{katy}$  катаючих радіусів оцінювали співвідношенням

$$U_{kat} = R_{kat} / R_{katy}.$$

На рис. 3.6-7 надані результати розрахунку параметрів плоскої кривої  $x_n = x_n(z)$ , яка є проекцією просторової кривої  $y_n = y_n[x_n(z), z]$  на площину  $XOZ$ . Представлені на рис. 3.6-7 дані дозволяють зробити висновок про те, що можливі чотири характерних (типових) положення нейтральної лінії у межах контактної поверхні валка і заготовки: нейтральна лінія перетинає осі  $x$  та  $z$  (нейтральна лінія типу *I*); нейтральна лінія перетинає вісь  $z$  та задню межу контактної поверхні (тип *II*); нейтральна лінія двічі перетинає задню межу контактної поверхні (тип *III*); нейтральна лінія перетинає вісь  $x$  та задню межу контактної поверхні (тип *IV*).

Висновок про те, що нейтральна лінія може перетинати вісь  $x$  та задню межу контактної поверхні, отримано вперше. Раніше [75] декларувалось, що можливі лише *три* характерних положення нейтральної лінії в межах контактної поверхні валка і заготовки (тип *I*, тип *II* та тип *III*).

На рис. 3.8 показано зв'язок між зусиллям  $Q$ , що прикладене до заготовки зовні, та величиною  $\bar{z}_n = z_n / z_{\max}$ , що характеризує розташування нейтральної точки (рис. 3.6). При  $\bar{z}_n = 0$  зона випередження розповсюджується на всю контактну поверхню ( $F^+ = F_\Sigma$ ), при  $0 \leq \bar{z}_n \leq 1$  маємо нейтральні лінії типів *I* або *II*, при  $\bar{z}_n > 1$  маємо нейтральні лінії типів *III* або *IV*. Зауважимо, що нейтральні лінії типів *II* та *IV* існувати одночасно в одному осередку деформації не можуть; можливі тільки такі сукупності: тип *I*, тип *II* та тип *III* або тип *I*, тип *III* та тип *IV*.

Аналізуючи дані, наведені на рис. 3.8, можна дійти наступних висновків. Трирадіусні калібри мають більшу здатність до опору зовнішньому силовому впливу:

– гальмування прокатки здійснюється при “гальмівному” зусиллі  $Q > 0$ , більшому, ніж у випадку застосування однорадіусних калібрів;

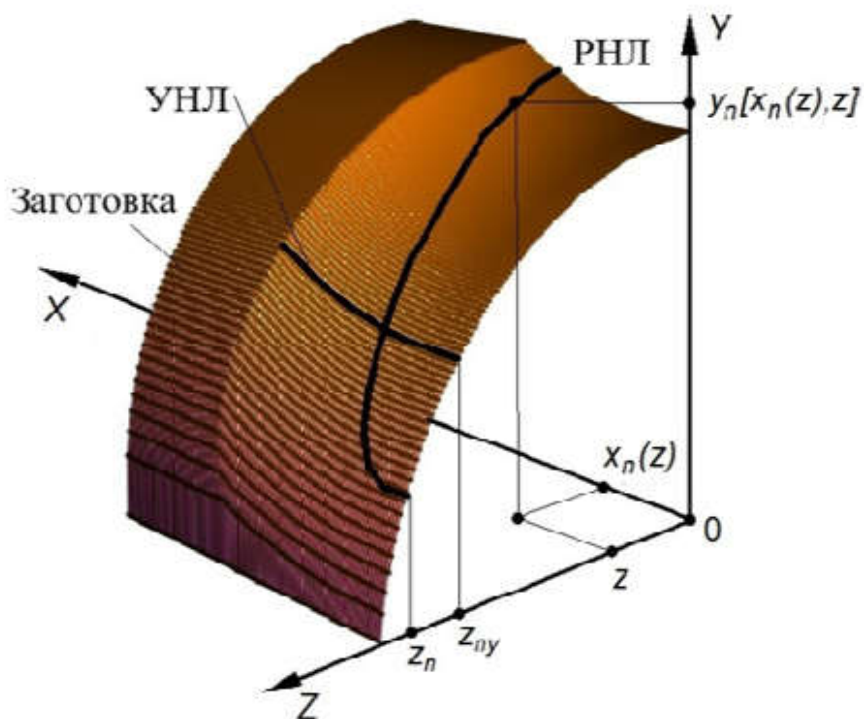


Рис. 3.5. Реальна нейтральна лінія (РНЛ) та умовна нейтральна лінія (УНЛ)

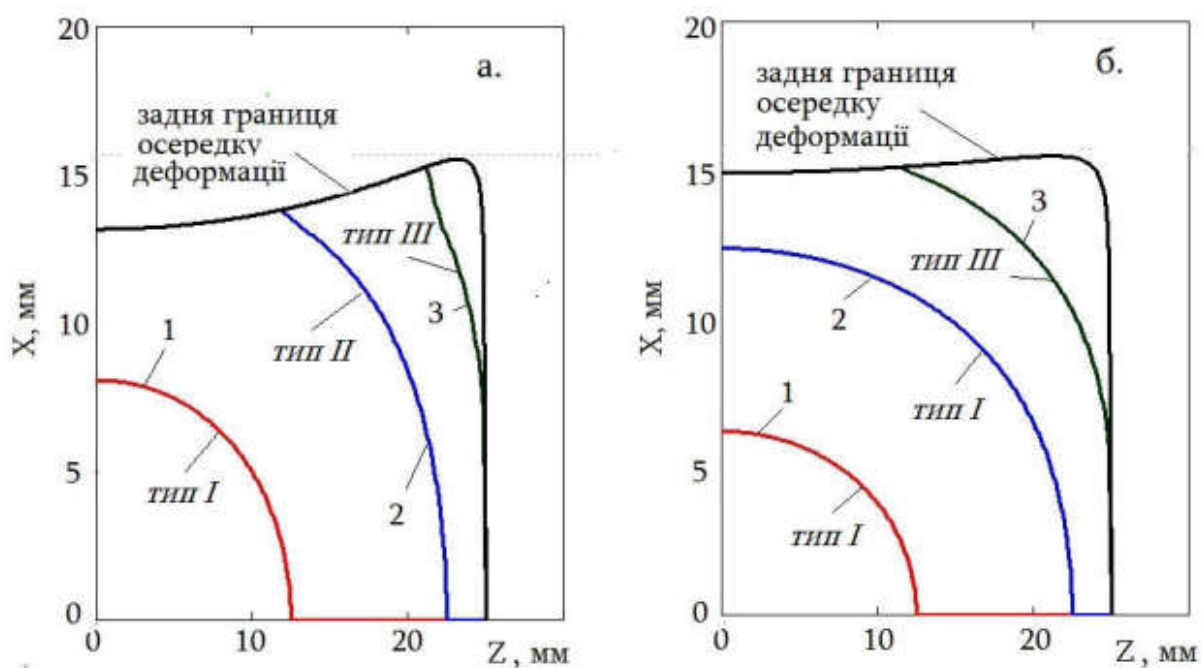


Рис. 3.6. Контактна поверхня та нейтральні лінії для однорадіусних (а) та трирадіусних (б) двовалкових калібрів за  $\bar{R}_u = 2$ ,  $\bar{T} = 0,45$ ,  $f = 0,3$ :

$$1 - \bar{z}_n = 0,5; 2 - \bar{z}_n = 0,9; 3 - \bar{z}_n = 1,1$$

– буксування валків по поверхні металу починається при активному зусиллі  $Q < 0$ , більшому (за абсолютною величиною), ніж у випадку застосування однорадіусних калібрів.

Цей факт пояснюється тим, що площа контакту  $F_{\Sigma}$  в разі застосування трирадіусних калібрів перевищує  $F_{\Sigma}$ , що має місце в разі застосування однорадіусних калібрів.

На рис. 3.9-11 зв'язок показника  $\bar{z}_n$  з параметрами  $\bar{R}_u$ ,  $f$  та  $\bar{T}$ , що характеризують умови формозміни при відсутності зовнішнього силового впливу на заготовку ( $\bar{Q} = 0$ ). Аналіз даних, наведених на рис. 3.9-11, дозволяє зробити такі висновки. За одноманітних інших параметрів прокатки збільшення величин  $\bar{R}_u$ ,  $f$  та  $\bar{T}$  призводить до підвищення показника  $\bar{z}_n$  (тобто збільшує величину катаючого радіусу  $R_{kat}$  та підвищує швидкість прокатки).

*Порівняння розрахункових значень реального та умовного катаючих радіусів.* У результаті виконаних розрахунків визначено, що в області реальних значень коефіцієнта тертя під час редукування труб ( $f > 0,25$  [98]) величина  $f$  практично не впливає на співвідношення  $U_{kat}$  (рис. 3.12).

Співвідношення  $U_{kat}$  практично не залежить від кількості валків, які утворюють калібр (рис. 3.13). У разі прокатки з результируючим зовнішнім осьовим зусиллям  $Q$ , спрямованим по ходу прокатки ( $Q < 0$ ), величина  $Q$  практично не впливає на співвідношення  $U_{kat}$ . У разі прокатки з результируючим зовнішнім осьовим зусиллям  $Q$ , спрямованим проти ходу прокатки ( $Q > 0$ ), зростання величини  $Q$  зменшує розбіжність між значеннями реального і умовного катаючих радіусів (рис. 3.13). Збільшення овальності калібру  $\lambda_k$  та відносної товщини стінки  $\bar{T}$  призводить до збільшення співвідношення  $U_{kat}$  (рис. 3.14). Зі збільшенням відносного радіусу валків  $\bar{R}_u$  співвідношення  $U_{kat}$  зменшується (рис. 3.14).

Опрацювання розрахункових даних дозволило отримати апроксимуючу залежність

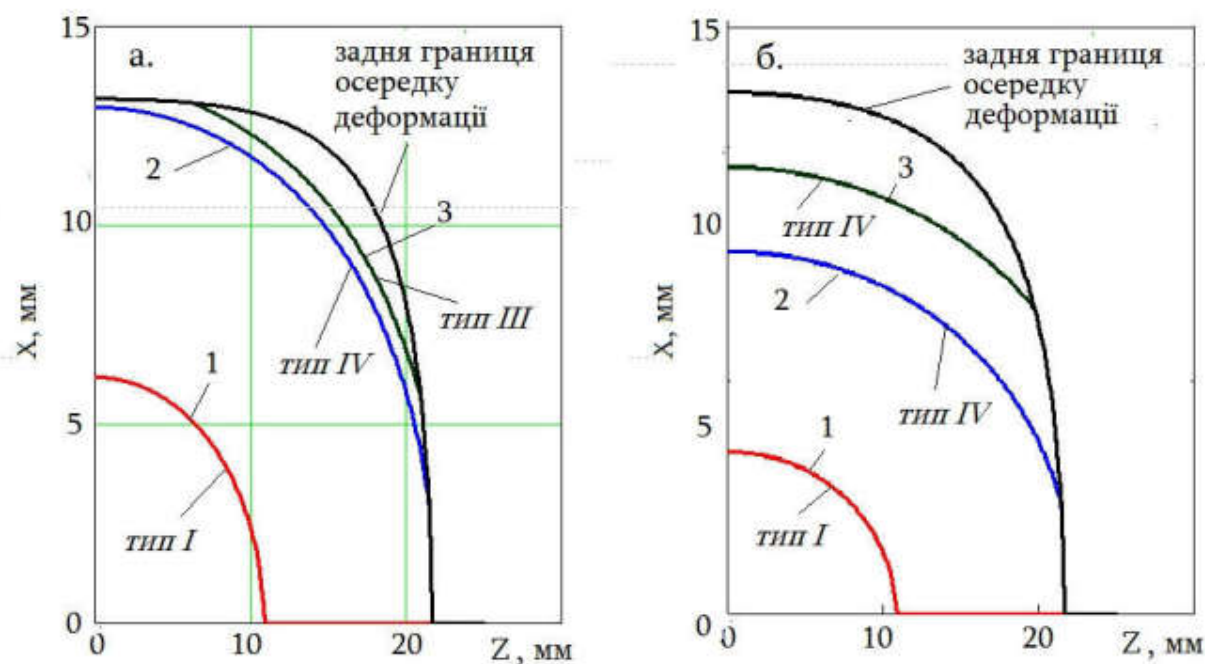


Рис. 3.7. Контактна поверхня та нейтральні лінії для однорадіусних (а) та трирадіусних (б) тривалкових калібрів за  $\bar{R}_u = 2$ ,  $\bar{T} = 0,45$ ,  $f = 0,3$ :

$$1 - \bar{z}_n = 0,5; 2 - \bar{z}_n = 1,0; 3 - \bar{z}_n = 1,2$$

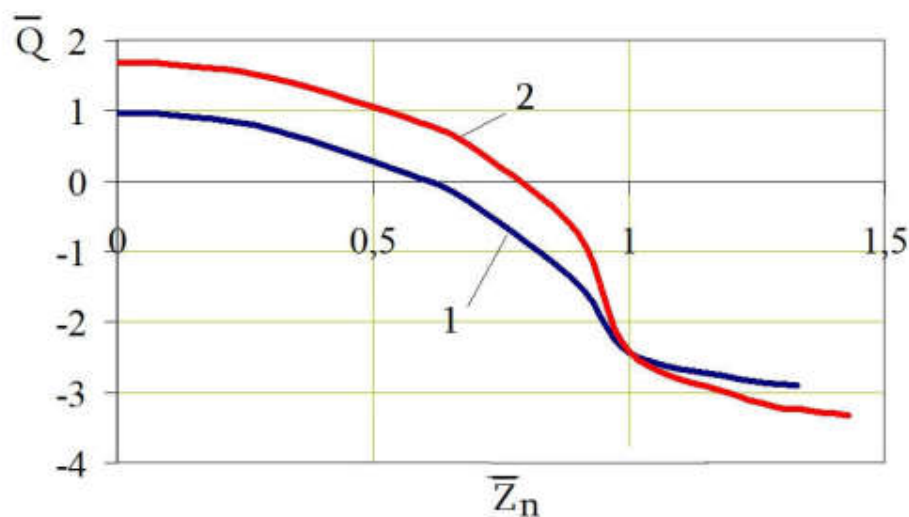


Рис. 3.8. Зв'язок між відносним зусиллям  $\bar{Q}$ , що прикладене до заготовки зовні, та величиною  $\bar{z}_n = z_n/z_{\max}$  при  $\bar{R}_u = 2$ ,  $\bar{T} = 0,45$ ,  $f = 0,3$ :

1 – однорадіусний калібр; 2 – трирадіусний калібр



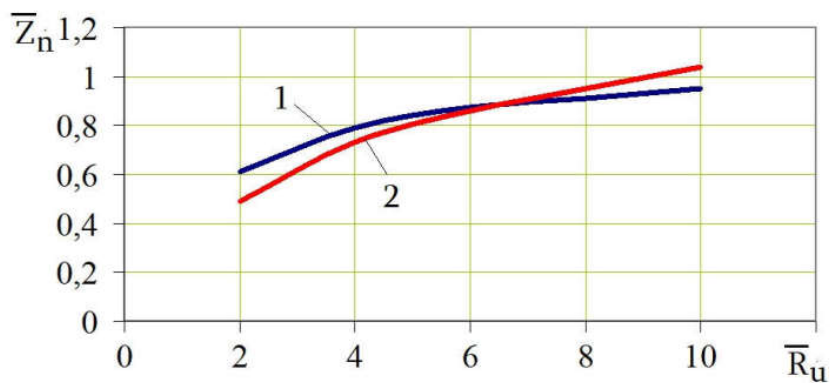


Рис. 3.9. Зв'язок між параметром  $\bar{z}_n$  та відносним радіусом валка  $\bar{R}_u$  при  $\bar{T}=0,45$ ,  $f=0,3$ : 1 –  $n=2$ ; 2 –  $n=3$

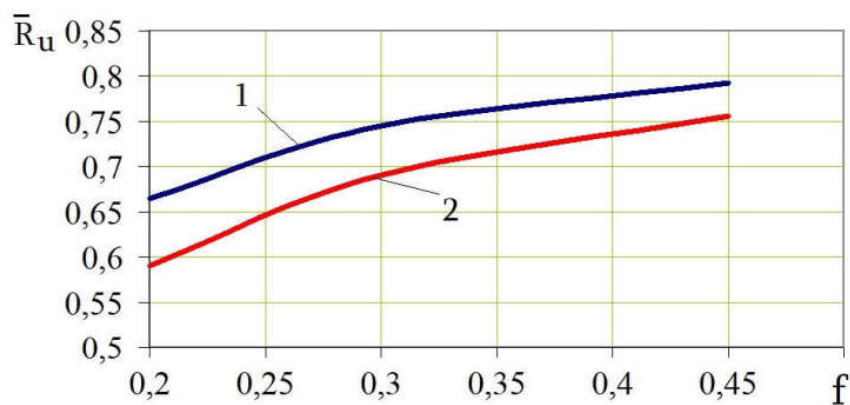


Рис. 3.10. Зв'язок між параметром  $\bar{z}_n$  та коефіцієнтом зовнішнього тертя  $f$  при  $\bar{T}=0,25$ ,  $\bar{R}_u=4$ : 1 –  $n=2$ ; 2 –  $n=3$

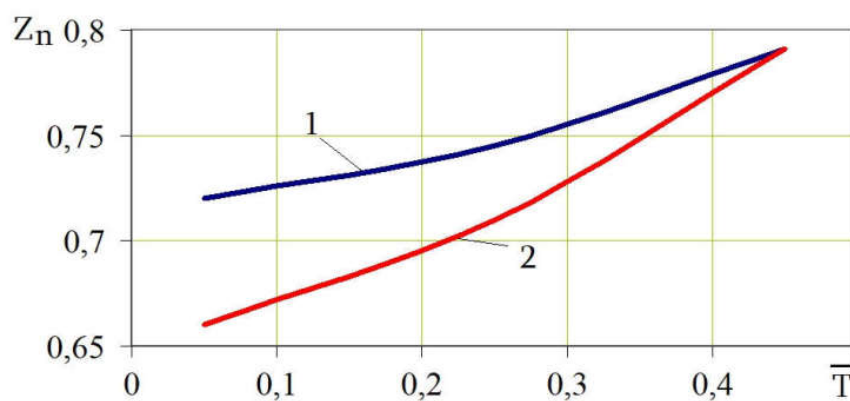


Рис. 3.11. Зв'язок між параметром  $\bar{z}_n$  та показником тонкостінності заготовки  $\bar{T}$  при  $f=0,35$ ,  $\bar{R}_u=4$ : 1 –  $n=2$ ; 2 –  $n=3$

$$U_{kat} = 1 + (\lambda_k - 1) \cdot (0,3216 \bar{T} + 0,739) \cdot (\bar{R}_u)^{0,1856 \bar{T} - 0,3659}. \quad (3.15)$$

Таким чином, якщо катаючий радіус розраховано як  $R_{katy}$ , його величину можна скоригувати відповідно умові

$$R_{kat} = U_{kat} R_{katy}. \quad (3.16)$$

Для перевірки цього ствердження було здійснено порівняльні розрахунки, а саме розраховували кінематичні параметри прокатки труби по маршруту  $\emptyset 119 \rightarrow \emptyset 42,4$  мм з різними коефіцієнтами загального пластичного натягу  $Z_\Sigma$  в 24-клітьовому редуційному стані ТПА 30-102. Результати розрахунків дані в табл. 3.2. З результатів розрахунків випливає, що використання формули (3.16) призводить до похибки в розрахунках  $N_G$  і  $N_V$ , що не перевищують  $\pm 0,5\%$  від значень цих величин, які були розраховані через точні значення  $R_{kat}$ , тобто без використання формули (3.16).

Таблиця 3.2. Значення  $N_G$  і  $N_V$ , обчислені через точний катаючий радіус  $R_{kat}$  та  $R_{kat}$ , розрахований по формулі (3.16)

Маршрут	$Z_\Sigma$	$R_{kat}$ точний		$R_{kat}$ по (3.16)	
		$N_G$ , об./хв.	$N_V$ , об./хв.	$N_G$ , об./хв.	$N_V$ , об./хв.
119x7 → 42,4x10,1 мм	0	523,0	-127,8	525,6	-128,3
119x7 → 42,4x8 мм	0,274	514,6	-13,8	516,9	-13,9
119x7 → 42,4x6 мм	0,538	500,3	176,1	502,7	175,1

Таким чином, використання формули (3.16) цілком припустимо. Цей висновок підтверджується ще одним вагомим аргументом: час розрахунку кінематичних параметрів прокатки при застосуванні варіанта “ $R_{kat}$  точний” (табл. 3.2) складав 2...4 години (в залежності від потужності ПЕОМ), а при застосуванні варіанта “ $R_{kat}$  по формулі (3.16)” (табл. 3.2) – 5...10 хвилин. З огляду на те, що варіант “ $R_{kat}$  по формулі (3.16)” значно прискорює процедуру розрахунків реального катаючого радіуса  $R_{kat}$  практично без збитку для точності визначення кінематичних параметрів прокатки, його можна

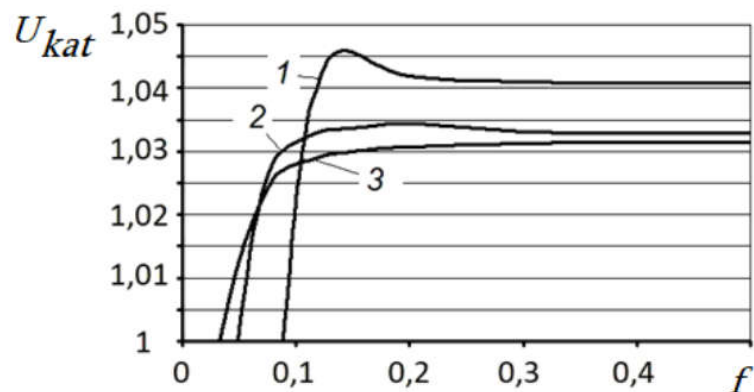


Рис. 3.12. Розрахункові залежності  $U_{kat} = U_{kat}(f)$  за  $\lambda_k = 1,05$ ,  $\bar{Q} = 0$ ,  $\bar{T} = 0,45$ ,  $n = 2$ : 1 –  $\bar{R} = 2$ ; 2 –  $\bar{R} = 5$ ; 3 –  $\bar{R} = 10$

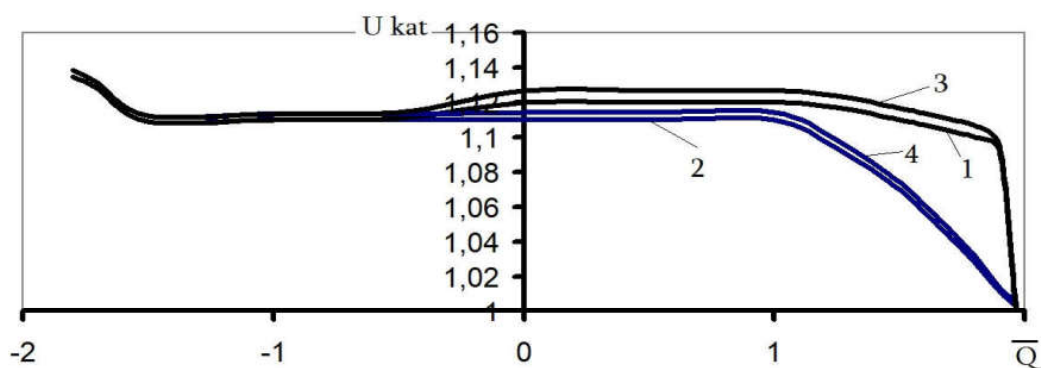


Рис. 3.13. Розрахункові залежності  $U_{kat} = U_{kat}(\bar{Q}, f, n)$  за  $\lambda_k = 1,15$ ,  $\bar{T} = 0,45$ : 1 –  $f = 0,45$ ,  $n = 2$ ; 2 –  $f = 0,3$ ,  $n = 2$ ; 3 –  $f = 0,45$ ,  $n = 3$ ; 4 –  $f = 0,3$ ,  $n = 3$ ;

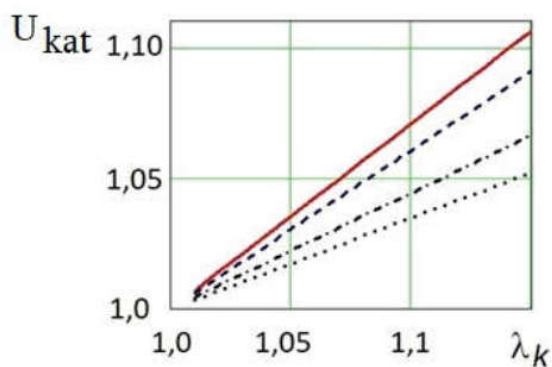


Рис. 3.14. Розрахункова залежність  $U_{kat} = U_{kat}(\lambda_k, \bar{T})$  за  $f = 0,375$ ,  $\bar{Q} = 0$ :  $\bar{R} = 2$ ,  $\bar{T} = 0,4$  – суцільна лінія;  $\bar{R} = 2$ ,  $\bar{T} = 0,1$  – пунктир;  $\bar{R} = 10$ ,  $\bar{T} = 0,4$  – штрих-пунктир;  $\bar{R} = 10$ ,  $\bar{T} = 0,1$  – крапки

рекомендувати для використання в промислових умовах.

В суто дослідницьких цілях більш коректним є використання варіанта “ $R_{kat}$  точний”.

Розроблену методику розрахунку кінематичних параметрів прокатки труб без оправки в станах з диференційно – груповим приводом валків через величину  $R_{kat}$  з використанням формули (3.16) та уточнюючого показника  $U_{kat}$  було використано при промисловому впровадженні трирадіусних калібрів на редуційному та калібрувальному станах ТПА 30-102 (підрозділ 5.1).

### 3.3.3. Експериментальна перевірка результатів

На підставі аналізу розрахункових даних (рис. 3.11) можна зробити цікавий з практичної точки зору висновок про те, що при великих значеннях співвідношення  $\bar{R}_u = R_u / R_0$  при прокатці без впливу зовнішніх зусиль на заготовку ( $\bar{Q} = 0$ ) співвідношення  $\bar{R}_{kat} = R_{kat} / R_u$  може перевищувати *одиницю*. Для перевірки цього виводу в умовах двовалкового калібрувального стану ТПА 350 було зроблено експеримент. На валках з  $R_u = 0,3575$  м були нарізані однорадіусні овальні калібри з такими параметрами:  $R_{cp} = 46,1$  мм,  $b = 48$  мм,  $\lambda_k = 1,08$ . В цьому калібрі прокатали 5 круглих заготовок  $\varnothing 48$  мм при  $w_B = 4,71$  1/сек. Співвідношення  $\bar{R}_u$  в експерименті становило  $\bar{R}_u = 14,9$ . При таких параметрах прокатки розрахункове значення співвідношення  $\bar{R}_{kat}$  для  $f = 0,3$  становить  $\bar{R}_{kat} = 1,037$ . Середня швидкість прокатки, яку фіксували методом відеозйомки, в експерименті становила  $v = 1,75$  м/с, що дає значення  $R_{kat} = v / w_B = 0,3715$  м. Таким чином співвідношення  $\bar{R}_{kat}$  в експерименті становило  $\bar{R}_{kat} = 1,036$ , тобто було більшим за *одиницю* і практично *співпадало* з розрахунковою величиною.

Отже, *вперше* аналітично показано та експериментально доведено, що при прокатці в калібрах при відсутності зовнішніх силових впливів на заго-

товку ( $\bar{Q}=0$ ) можливо виконання умови  $\bar{R}_{kat} > 1$  (тобто  $R_{kat} > R_u$ ).

### 3.4. Висновки по розділу 3

1. Теоретично обґрунтовано спосіб [149] корегування розрахованих за наближеними формулами та спрощеними методиками величин умовних катаючих радіусів  $R_{katy}$  відповідно до рівняння  $R_{katy}K = K_{kat}R_{katy}$ ; експериментальна перевірка в умовах редуційного стану ТПА 30-102 підтвердила доцільності використання коефіцієнта  $K_{kat}$  при розрахунках кінематичних параметрів прокатки труб без оправки (точність розрахунків товщини стінки підвищується, відхилення *реальної* товщини стінки труби від завданого *номіналу* зменшується).

2. Розроблено узагальнену методику розрахунку катаючого радіуса  $R_{kat}$ , засновану на аналізі *реальної* форми нейтральної лінії в осередку деформації за умови силової рівноваги заготовки під дією прикладених до неї сил.

3. Встановлено, що можуть бути *чотири* характерних (типових) положення нейтральної лінії на поверхні контакту валків і металу.

4. Розглянуто окремий випадок узагальненої методики, в якому нейтральна лінія лежить у площині, паралельній осі прокатки, а розрахунковий катальний радіус  $R_{katy}$  є *умовним*.

5. Розраховано і порівняно величини реальних  $R_{kat}$  та умовних  $R_{katy}$  катаючих радіусів у разі прокатки в овальних одно– та трирадіусних калібрах.

6. Отримано апроксимуючу залежність  $U_{kat}$  для коригування розрахункових значень умовного катаючого радіуса  $R_{katy}$ , використання котрої значно спрощує та прискорює процедуру розрахунків реального катаючого радіуса  $R_{kat}$  практично без збитку для точності розрахунку кінематичних параметрів прокатки.

7. Аналітично показано та експериментально доведено, що при прокатці в калібрах при відсутності зовнішніх силових впливів на заготовку ( $\bar{Q}=0$ ) можливо виконання умови  $\bar{R}_{kat} > 1$  (тобто  $R_{kat} > R_u$ ).

## РОЗДІЛ 4

### УДОСКОНАЛЕННЯ МЕТОДИКИ ВИЗНАЧЕННЯ ЕНЕРГОСИЛОВИХ ПАРАМЕТРІВ ПРОКАТКИ

#### 4.1. Середнє (питоме) нормальне контактне напруження

Середнє нормальне контактне напруження  $p_{cp}$ , яке є стискуючим напруженням, має знак "мінус" [97]. У подальших викладках для зручності будемо розглядати *абсолютне* значення напруження  $p_{cp}$ , яке для процесу прокатки труб без оправки зв'язане з параметрами деформації рівнянням [1, с. 49].

$$p_{cp} = 2 \left( \frac{S}{D} \right)_{cp} n_{\sigma} \beta \sigma_T (1 - Z), \quad (4.1)$$

$$\text{де } \left( \frac{S}{D} \right)_{cp} = \frac{1}{2} \left( \frac{S_0}{D_0} + \frac{S_1}{D_1} \right) [128].$$

У відповідності до (4.1) на  $p_{cp}$  впливають діаметр  $D_0$ ,  $D_1$  і стінка  $S_0$ ,  $S_1$  труби до та після деформації, коефіцієнт підпору  $n_{\sigma}$ , межа плинності  $\sigma_T$  матеріалу, що деформується, середній коефіцієнт пластичного натягу  $Z$ . Для осесиметричної деформації коефіцієнт Лоде дорівнює *одиниці* [32, 206 та ін.]

##### 4.1.1. Коефіцієнт підпору

В існуючих методиках розрахунку енергосилових параметрів прокатки труб без оправки при визначенні питомих контактних напруг  $p_{cp}$  використовують *емпіричні* [2, 3, 7, 33, 140 та ін.] або *теоретичні* [12, 27, 42, 128, 134, та ін.] методики розрахунку коефіцієнтів підпору  $n_{\sigma}$ . Для *емпіричних* методик є певні обмеження щодо їх використання; так, наприклад, формула

$$n_{\sigma} = 1 + \frac{\sqrt{D_j S_i}}{2l_{di}} \quad (\text{та подібні}) \quad \text{дає задовільні результати при } \varepsilon_i > 2 \dots 2,5\%, \text{ та}$$

$S/D < 0,1 \dots 0,12$  [134, 140 та ін.], тобто не може бути використана при визна-

ченні параметрів прокатки в калібрувальних станах та взагалі – параметрів прокатки відносно товстостінних труб. *Теоретичні* методика в своїй більшості:

а) базуються на припущенні про те, що нейтральна лінія, як при простій прокатці штаби, розташована *перпендикулярно* осі прокатки, а це явно не відповідає дійсності (рис. 3.6-7);

б) досить складні в реалізації;

в) не дозволяють здійснити розрахунок енергосилових параметрів прокатки з задовільною точністю.

Слід відзначити, що вище перелічені вади притаманні і емпіричним та теоретичним методикам обчислення  $n_{\sigma}$  при *гвинтовій* та *поздовжній* прокатці труб на *оправці*.

В той же час розроблено достатньо обґрунтовані та достовірні методики розрахунку величини  $n_{\sigma}$  при *простій прокатці штаб* [78, 118, 136, 170, 179, 218, 223 та ін.]. Для визначення енергосилових параметрів гвинтової та поздовжньої прокатки труб на *оправці* досить часто використовують методику, що базується на співставленні процесу простої прокатки штаби та конкретного процесу прокатки труб за рахунок використання *критеріїв – аналогів* геометричних параметрів цих процесів [150, 191, 219-221 та ін.].

При простій прокатці штаби геометричними характеристиками (параметрами) процесу деформації, що визначають величину  $n_{\sigma}$ , є: показник

$\bar{R} = \frac{R}{h_0}$  – співвідношення радіуса валка  $R$  та початкової товщині смуги  $S_0$ ;

показник  $\bar{L} = \frac{l_d}{S_{cp}}$  – співвідношення горизонтальної проекції довжини осередку деформації  $l_d$  та середньої товщини смуги  $S_{cp} = (S_0 + S_1)/2$  [179, 218].

Аналогами величин  $S_0$  і  $S_1$  при поздовжній прокатці в калібрі труби без оправки можна розглядати величини середнього діаметра прутка до деформації  $D_{0cp} = 2R_{0cp}$  и після деформації  $D_{1cp}$  [150].

Якщо розглядати меридіональні перетини осередку деформації площинами  $rO_k X$ , які проходять через ось прокатки  $O_k X$  під кутом  $\varphi$  до площини  $XO_k Y$  (рис. 4.1), то очевидно, що при  $\varphi = 0$  аналогом радіуса валка  $R$  при прокатці смуги (штаби) буде радіус валка в вершині калібру  $R_h$ . В роботі [150] запропоновано таким самим чином визначати аналог радіуса валка для всього осередку деформації. Але при  $\varphi$ , який не дорівнює нулю, використовувати таку аналогію неможна. Для довільного меридіонального перетину, положення якого характеризується кутом  $\varphi \neq 0$ , аналогом радіуса валка  $R$  при прокатці смуги буде радіус кривизни  $R_d$  лінії перетину площини  $rO_k X$  з контактною поверхнею заготовки та валка. Назвемо лінію перетину площини  $rO_k X$  з контактною поверхнею заготовки та валка *дугою контакту*. На рис. 4.1 дуга контакту - крива лінія, що проходить через точки 1, 2, 3 і 4. Аналогом величини  $R$  при поздовжній прокатці в калібрі можна розглядати радіус кривизни поверхні контакту металу з валком  $R_d$  (деформуючий радіус), поточна величина якого визначиться з рівняння (рис. 4.1)

$$R_d(x, \varphi) = \frac{x}{\sin \alpha_d(x, \varphi)}, \quad (4.2)$$

де  $\alpha_d(x, \varphi) = \arctan \left[ \frac{dR_{x\varphi}(x, \varphi)}{dx} \right]$ ;  $R_{x\varphi}(x, \varphi)$  – поточний радіус заготовки

для конкретної дуги контакту (при  $\varphi = const$ ).

Закон зміни радіуса заготовки для конкретної дуги контакту має вигляд

$$R_{x\varphi}(x, \varphi) = R_x(x, z_\varphi), \quad (4.3)$$

де  $z_\varphi = z_\varphi(x, \varphi)$  – апліката точок, що належать конкретній дузі контакту.

Апліката  $z_\varphi$  визначиться як корінь рівняння

$$R_x(x, z) \sin \varphi - z = 0,$$

де  $R_x = \sqrt{\left[ R_u - \sqrt{[R_u - y_0(z)]^2 - x^2} \right]^2 + z^2}$ ;  $y_0(z)$  – закон зміни радіуса, що

залежить від типу калібру – див. рівняння 3.14.1-2).



Тобто

$$z_{\varphi}(x, \varphi) = \text{root}[R_x(x, z) \sin \varphi - z, z]. \quad (4.4)$$

Рівняння (4.4) – це рівняння проекції конкретної дуги контакту, яка характеризується конкретним кутом  $\varphi$ , на горизонтальну площину  $XO_kZ$ . На рис. 4.2 показана горизонтальна проекція контактної поверхні і горизонтальні проекції дуг контакту при прокатці циліндричного прутка діаметром  $D_0 = 50$  мм в двовалковому ( $n = 2$ ) овальному трирадіусному (а) та однорадіусному (б) калібрах (овальність калібрів  $\lambda_k = 1,5$ ; ширина калібрів  $b = 25$  мм; ідеальний діаметр валків  $D_u = 500$  мм). Як випливає з наведених на рис. 4.2 даних, незалежно від типу калібру, в якому здійснюється прокатка, горизонтальні проекції дуг контакту мають подібний вигляд.

Середній деформуючий радіус  $R_{d\varphi cp} = R_{d\varphi cp}(\varphi)$  для конкретної дуги контакту (при  $\varphi = \text{const}$ ) визначиться з рівняння

$$R_{d\varphi cp} = \frac{1}{L_{\varphi}(\varphi)} \int_0^{L_{\varphi}(\varphi)} R_d(x, \varphi) dx, \quad (4.5)$$

де  $L_{\varphi}(\varphi) = l_d(R_0 \sin \varphi)$  – задня межа осередку деформації для конкретної дуги контакту

На рис. 4.3 показано зміну величин відносних деформуючих радіусів  $\bar{R}(\varphi) = R_{d\varphi cp} / 2R_0$  по периметрам трирадіусного (а) та однорадіусного (б) овальних калібрів (параметри ті самі, що і для рис. 4.2). Як видно з представлених на рис. 4.3 даних, характер зміни відносних деформуючих радіусів  $\bar{R}(\varphi)$  по периметру калібру залежить від типу калібру, в якому здійснюється деформація. Це обумовлено тим фактом, що при збільшенні  $\varphi$  (тобто в міру наближення до випуску калібру) величина  $R_d$ , визначається рівнянням (4.2)

як  $R_d(x, \varphi) = \lim_{x \rightarrow 0} \left[ \frac{x}{\sin a_d(x, \varphi)} \right]$ . В силу індивідуальних особливостей профі-

лів: для трирадіусних калібрів ця межа прагне до нуля, для однорадіусних –

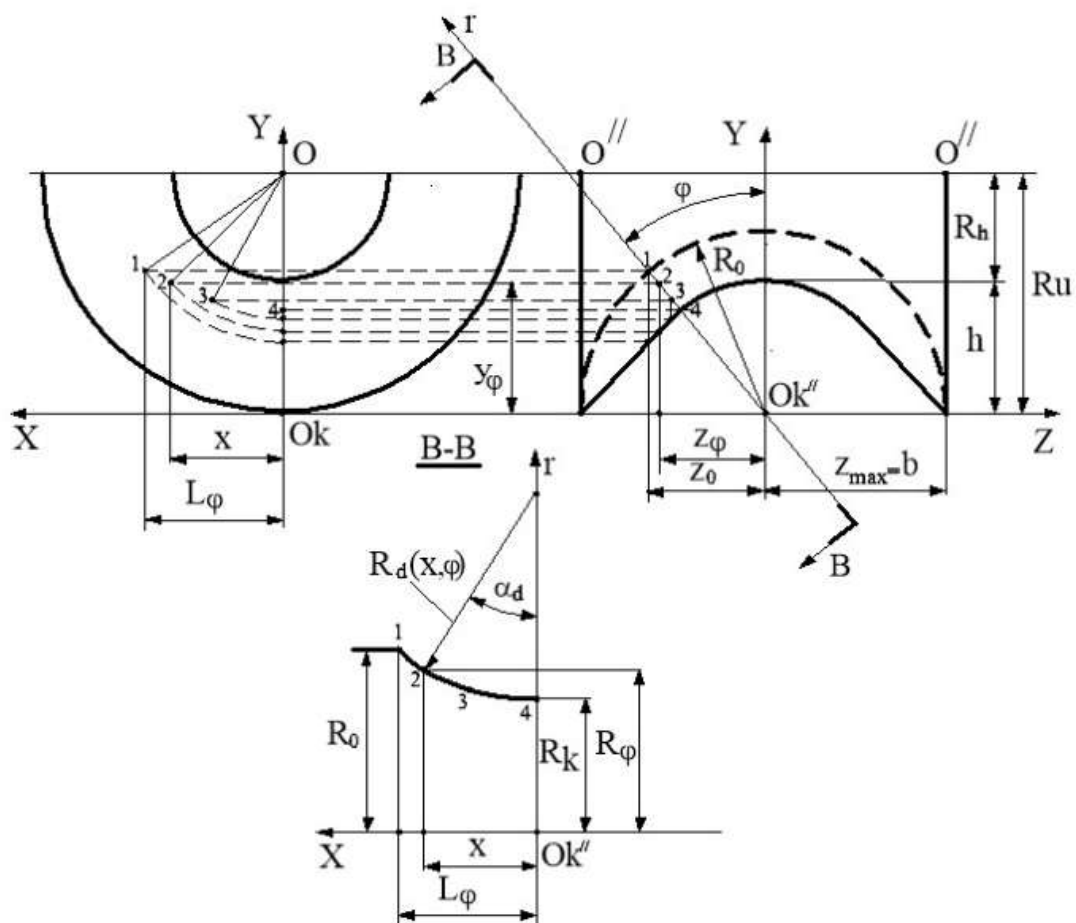


Рис. 4.1. Схема до визначення параметрів дуги контакту

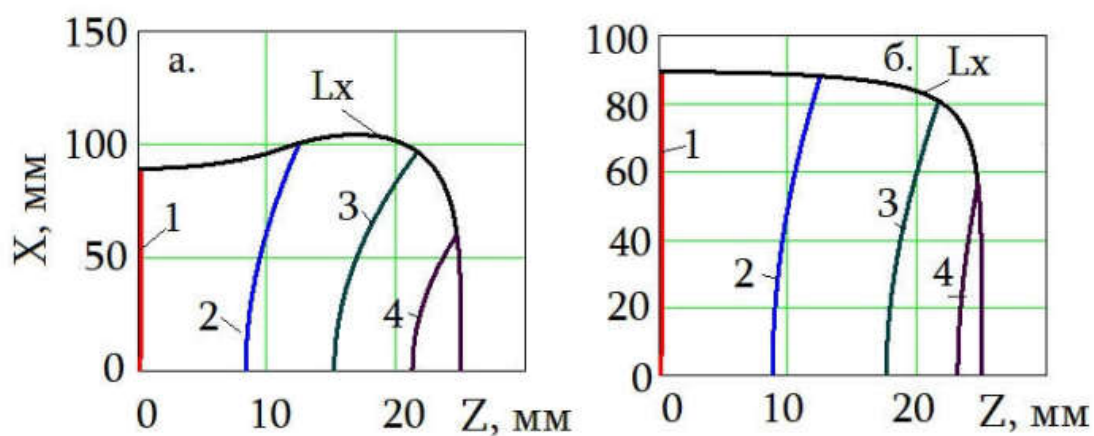


Рис. 4.2. Горизонтальна проекція контактної поверхні  $L_x$  і горизонтальні проекції дуг контакту при прокатці в овальних трирадіусному (а) та однорадіусному (б) калібрах: 1– $\varphi = 0$ ; 2– $\varphi = 30$  град.; 3– $\varphi = 60$  град.; 4– $\varphi = 81$  град.

до нескінченності.

Середній деформуючий радіус  $R_{dcp}$  для всієї контактної поверхні визначиться з рівняння

$$R_{dcp} = \frac{1}{\phi} \cdot \int_0^{\phi} \left[ \frac{1}{L_{\varphi}(\varphi)} \int_0^{L_{\varphi}(\varphi)} R_d(x, \varphi) dx \right] d\varphi, \quad (4.6)$$

Довжина горизонтальної проекції конкретної дуги контакту (при  $\varphi = const$ ) на площину  $XO_kZ$  визначається з рівняння

$$L_d(\varphi) = \int_0^{L_{\varphi}(\varphi)} \frac{1}{\cos \left[ \arctan \left( \frac{dz_{\varphi}(x, \varphi)}{dx} \right) \right]} dx. \quad (4.7.1)$$

На рис. 4.3 показана зміна величин показника  $\bar{L}(\varphi) = \frac{2L_d(\varphi)}{D_{0cp} + D_{1cp}}$  по пе-

риметрам трирадіусного (а) та однорадіусного (б) овальних калібрів (параметри ті самі, що і для рис. 4.2). Як видно з представлених даних, характер зміни показника  $\bar{L}(\varphi)$  по периметру калібру істотно залежить від типу калібру, в якому здійснюється деформація. Для трирадіусного калібру, в якому максимальне радіальне обтиснення відбувається в середині калібру (рис. 2.13, лінія 3), задня межа осередку деформації має форму так званого сідла (рис. 2.14, лінія 3). Для однорадіусного калібру, в якому максимальне радіальне обтиснення відбувається в вершині калібру (рис. 2.13, лінія 2), довжина осередку монотонно зменшується від вершини до випуску (рис. 2.14, лінія 2).

Середня для всього осередку деформації величина проекції  $L_d$  визначиться з рівняння

$$L_{dcp} = \frac{1}{\phi} \cdot \int_0^{\phi} L_d(\varphi) d\varphi. \quad (4.7.2)$$

Тепер можна розрахувати аналог відносного радіуса валка при поздовжній прокатці в калібрі

$$\bar{R} = \frac{R_{dcp}}{D_{0cp}} \quad (4.8.1)$$

і аналог узагальненого показника форми осередку деформації при поздовжній прокатці в калібрі

$$\bar{L} = \frac{2L_{dcp}}{D_{0cp} + D_{1cp}}. \quad (4.8.2)$$

Для параметрів розрахунку, відповідних рис. 4.2 і 4.3, за формулами (4.8.1-2) отримуємо: для трирадіусного калібру  $\bar{R} = 11,7$  і  $\bar{L} = 1,8$ ; для однорадіусного калібру  $\bar{R} = 22,8$  і  $\bar{L} = 1,9$ .

Порахувавши значення  $\bar{R}$  і  $\bar{L}$ , можна визначити величину коефіцієнта підпору  $n_{\sigma}$  при заданій величині середнього коефіцієнта зовнішнього контактного тертя  $f$ . Для цієї мети можна використовувати графіки, наведені в роботі [179], але при проведенні конкретних розрахунків дані, представлені на графіках, необхідно описати апроксимуючою залежністю.

#### **4.1.2. Апроксимуюче рівняння для коефіцієнта підпору**

В роботах [179, 218] запропоновано принцип розрахунку *універсального* коефіцієнта підпору  $n_{\sigma}$ , який *одночасно* відображає вплив напружень контактного тертя  $\tau_k$  і зовнішніх недеформованих зон на величину напруження  $p_{cp}$ . При розрахунку коефіцієнта підпору за методикою О.І. Целікова [219-221] його величина фактично визначається як добуток  $n_{\sigma} = n_{\tau} n_b$  (тут  $n_{\tau}$ ,  $n_b$  - коефіцієнти підпору, що відображають вплив напружень контактного тертя і зовнішніх недеформованих зон на величину напруження  $p_{cp}$ ). Значення  $n_{\tau}$  і  $n_b$  розраховуються за методиками, що базуються на *різних за своєю суттю* припущеннях. Наприклад, при визначенні коефіцієнта підпору  $n_{\tau}$  використовується інженерний метод спільного рішення диференціальних рівнянь рівноваги і умови пластичності при наявності напружень контактного тертя.

При визначенні коефіцієнта підпору використовується інженерний метод ліній ковзання при відсутності напружень контактної тертя  $\tau_k$ .

Слід зазначити, що, навіть при використанні сучасних автоматизованих систем математичних обчислень, розрахунок коефіцієнтів підпору  $n_\sigma$  і  $n_{\sigma u}$  – процедура складна і вимагає значних витрат часу як при складанні обчислювальних програм, так і при їх реалізації. Тому в інженерних методиках при розрахунку коефіцієнта підпору  $n_\sigma$  часто використовують не методику О.І. Целікова, а апроксимуючі рівняння. Наприклад, нехтуючи впливом зовнішніх недеформованих зон (приймаючи  $n_b = 1$ ), використовують рівняння наступного виду

$$n'_\sigma = n_\tau = 1 + f\bar{L}, \quad (4.9)$$

$$\text{де } \bar{L} = \frac{2\bar{R}}{2 - \varepsilon} \cdot \sqrt{\frac{\varepsilon}{2\bar{R}} \left( 2 - \frac{\varepsilon}{2\bar{R}} \right)}; \quad \varepsilon = \frac{S_0 - S_1}{S_0}.$$

Залежність (4.9) апроксимує значення коефіцієнтів підпору  $n_\tau$  з похибкою  $\Delta = \frac{n_\tau - n'_\sigma}{n_\tau} \cdot 100\%$ , що не перевищує  $-20 \dots + 10\%$  для реальних значень  $\varepsilon$  і  $f$  [201]. Запропонуємо рівняння, що апроксимує значення коефіцієнта підпору  $n_{\sigma u}$  з достатньою для інженерних розрахунків точністю і, тим самим, спростимо визначення силових параметрів технологічних процесів прокатки.

Коефіцієнт підпору  $n_{\sigma u} = n_{\sigma u}(f, \varepsilon, \bar{R}, \bar{L})$  є функція від коефіцієнта тертя  $f$ , відносного обтиснення смуги  $\varepsilon$ , відносного радіуса валка  $\bar{R}$  та відносної довжини осередку деформації  $\bar{L}$ . Відомий алгоритм статистичної обробки емпіричних даних [125], який можна застосувати до створення рівнянь, що апроксимують розрахункові значення  $n_{\sigma u} = n_{\sigma u}(f, \varepsilon, \bar{R}, \bar{L})$ . За цим алгоритмом послідовність створення апроксимуючого рівняння така:

- вибирається базове рівняння, характер зміни якого при зміні змінних параметрів якісно відповідає характеру зміни розрахункової залежності;

- базове рівняння доповнюється функціями змінних параметрів (так званими брік-функціями), доцільність використання яких в апроксимуючому рівнянні обґрунтовується на підставі зіставлення вихідних розрахункових даних і результатів розрахунку по апроксимуючій залежності.

В якості базового рівняння використовували залежність, що апроксимує значення коефіцієнтів підпору  $n_{\sigma}$ , розрахованих за методикою О.І. Целікова [201], –

$$n'_{\sigma i} = \begin{cases} 1 + f\bar{L} & \text{якщо } \bar{L} \geq 1 \\ 1,25 \ln \frac{1}{L} + 0,25\bar{L} - 0,25 & \text{якщо } \bar{L} < 1 \end{cases} \quad (4.10)$$

Базове рівняння (4.10) є функцією тих самих змінних параметрів  $f$ ,  $\varepsilon$  і  $\bar{R}$  (дивись рівняння 4.9), що і вихідна розрахункова залежність  $n_{\sigma} = n_{\sigma i}(f, \varepsilon, \bar{R})$ . Шляхом додавання до базового рівняння (4.10) різних брік-функцій, перевірки доцільності їх додавання і відповідних послідовних перетворень рівняння (4.10) приймає остаточний вигляд

$$n'_{\sigma i} = G_o \cdot \begin{cases} (1 + f\bar{L}) + (\bar{L} - 1)k & \text{якщо } \bar{L} \geq 1 \\ \left[ \Psi \ln \frac{1}{L} + \Psi\bar{L} - (\Psi - 1) \right] (1 + f\bar{L}) & \text{якщо } \bar{L} < 1 \end{cases}; \quad (4.11.1)$$

$$n'_{\sigma i} = \begin{cases} n'_{\sigma i} & \text{якщо } n'_{\sigma i} < 2,856 \\ 2,856 & \text{якщо } n'_{\sigma i} \geq 2,856 \end{cases}, \quad (4.11.2)$$

де  $G_o = 0,04 \ln \bar{R} + 0,82$ ;  $k = k(f, \bar{R}) = k_1 \ln \frac{\bar{R}}{10} + k_2$ ;

$$k_1 = k_1(f) = -249,87f^3 + 204f^2 - 54,18f + 4,75;$$

$$k_2 = k_2(f) = -2,65f^2 + 2,17f - 0,39; \quad \Psi = 0,0002\bar{R}^2 - 0,0176\bar{R} + 1,1733.$$

На рис. 4.4 наведено вихідні значення коефіцієнтів підпору  $n_{\sigma i}$  і значення  $n'_{\sigma i}$ , розраховані по апроксимуючому рівнянню (4.11). Аналіз розра-

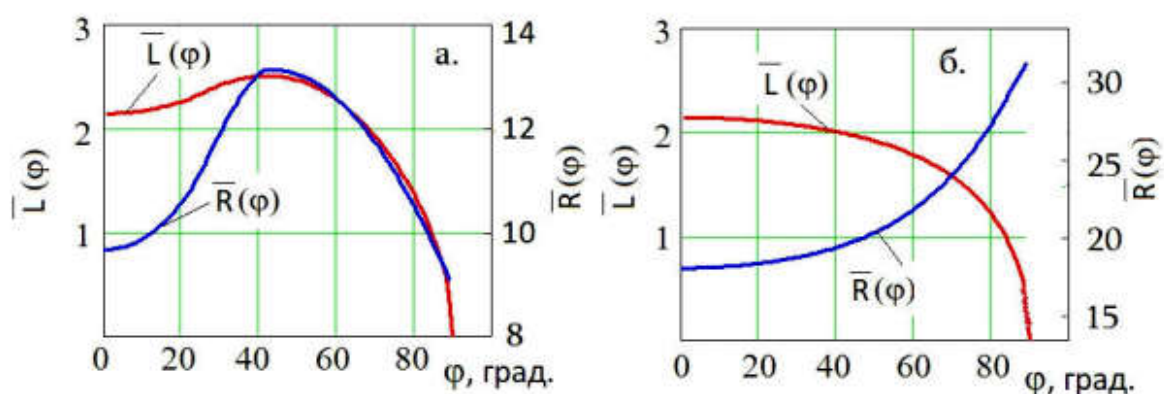


Рис. 4.3. Зміна величин показників  $\bar{L}(\varphi)$  і відносних деформуючих радіусів  $\bar{R}(\varphi)$  по периметру овальних трирадіусного (а) та однорадіусного (б) калібрів

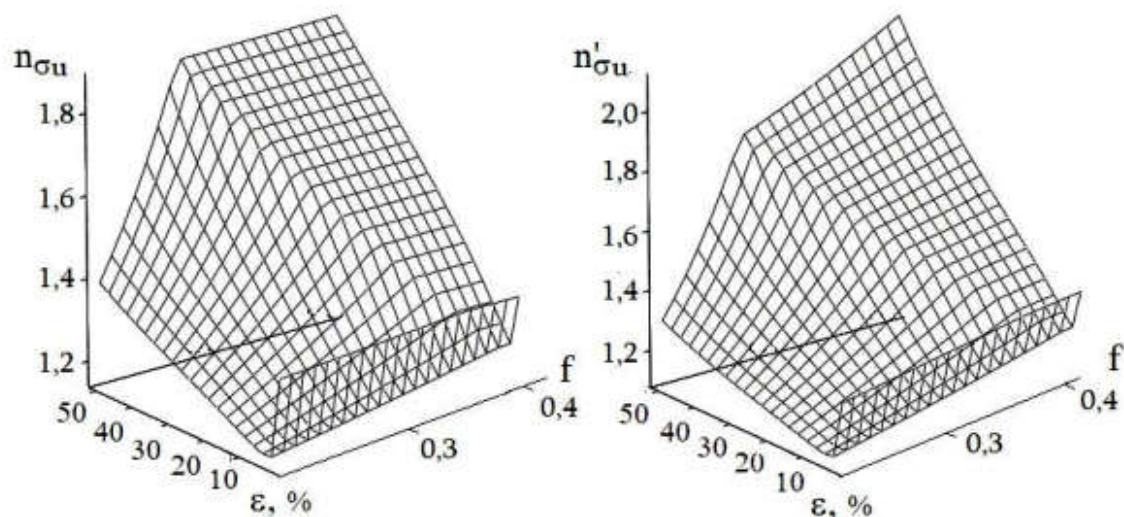


Рис. 4.4. Залежності  $n_{\sigma u}(f, \varepsilon, \bar{R} = 25)$  і  $n'_{\sigma u}(f, \varepsilon, \bar{R} = 25)$

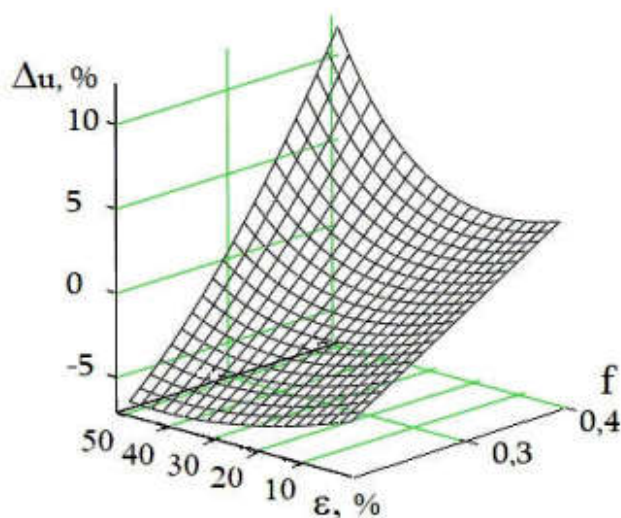


Рис. 4.5. Функція помилки апроксимації  $\Delta_u(f, \varepsilon, \bar{R} = 25)$

хункових даних, представлених на рис. 4.4, дозволяє зробити висновок про те, що тенденції зміни вихідної ( $n_{\sigma u}$ ) та апроксимуючої функції ( $n'_{\sigma u}$ ) аналогічні. На рис. 4.5 представлена залежність похибки апроксимації

$$\Delta_u = \frac{n_{\sigma u} - n'_{\sigma u}}{n_{\sigma u}} \cdot 100\% \text{ від відносного обтиснення } \varepsilon \text{ і коефіцієнта тертя } f \text{ при}$$

$\bar{R} = 25$ . Як випливає з наведених на рис. 4.5 даних помилка апроксимації розрахункових значень коефіцієнта підпору  $n_{\sigma u}$  лежить в межах  $\Delta_u = -7 \dots +12\%$ . При варіюванні величини  $\bar{R}$  в межах  $0,25 \dots 100$  похибка  $\Delta_u$  не виходить за рамки діапазону  $(-12 \dots +15)\%$ , що цілком прийнятно для інженерних розрахунків.

Підставляючи в рівняння (4.11) значення раніше розрахованих за формулами (4.8.1-2) критеріїв – аналогів  $\bar{L}$  та  $\bar{R}$ , отримуємо значення усереднених для всього осередку деформації коефіцієнтів підпору при  $f = 0,3$ :  $n_{\sigma u} = 1,28$  (для трирадіусного калібру);  $n_{\sigma u} = 1,33$  (для однорадіусного калібру). Одержаний результат дозволяє зробити висновок про те, що тип калібру (одно– , або трирадіусний) фактично не впливає на розрахункову величину коефіцієнту підпору  $n_{\sigma u}$ , що перевірено чисельними розрахунками реальних параметрів прокатки та експериментальними даними (розділ 5.1.3). Тому далі в поточному розділі аналізували параметри формозміни при використанні однорадіусних калібрів, маючи на увазі, що для трирадіусних калібрів будуть отримані близькі за значенням результати.

#### **4.1.3. Межа плинності деформованого матеріалу**

При ОМТ в гарячому стані межа плинності  $\sigma_T$  металу в основному залежить від [66]: температури  $t^o$ , ступеня  $\varepsilon$  та швидкості  $u$  деформації. Зазвичай залежності  $\sigma_T = \sigma_T(u, \varepsilon, t^o)$  надають у вигляді графіків [66, 172, 224, 225 та ін.]. Для використання в практичних розрахунках графічні дані апроксимують [32, 224, 225 та ін.] рівняннями різного виду, що умовно можна по-



ділити на дві групи – *монотонні* та *немонотонні*.

При застосуванні монотонних рівнянь, наприклад, рівняння Третьякова – Зюзіна [224, с. 7], величини  $\sigma_T$  *монотонно* зростають із зростанням  $\varepsilon$  та  $u$  і *монотонно* зменшуються із зростанням  $t^o$ . Реальна залежність  $\sigma_T = \sigma_T(u, \varepsilon, t^o)$  у відношенні величини  $\varepsilon$  не є монотонною [66, 172, 225, 226], тому використання монотонних залежностей  $\sigma_T(\varepsilon)$  повністю виправдано тільки для вуглецевих сталей, деформація яких проходить за умов динамічного повернення [226]. При деформації легованих сталей, формозміна яких проходить за умов динамічної рекристалізації [226], використання монотонних залежностей  $\sigma_T(\varepsilon)$  може призводити до похибки. При використанні немонотонних рівнянь, наприклад, рівняння Шпіттеля в програмі Spittel's Equation, при малих значеннях відносної деформації  $\varepsilon$  розрахункові величини  $\sigma_T$  дають велику похибку по відношенню до емпіричних даних. В інструкції до програми Spittel's Equation прямо зазначено, що при  $\varepsilon < 0,04$  (а саме такі деформації мають місце при багатьох реальних процесах редукування та калібрування труб) рівняння Шпіттеля “не працює”.

Обидва вищезначених недоліки можна усунути, якщо використовувати залежність наступного виду [201]

$$\sigma_T = \begin{cases} \left[ n_1 (1 - \varepsilon^{n_2}) \right]^{\varepsilon - \varepsilon_{\max}} \cdot m_1 (u_o + u)^{m_2 + m_3 t} \cdot \exp(m_4 t) & \text{if } \varepsilon \leq \varepsilon_{\max} \\ [1 + n_3 (\varepsilon - \varepsilon_{\max})] \cdot m_1 (u_o + u)^{m_2 + m_3 t} \cdot \exp(m_4 t) & \text{if } \varepsilon > \varepsilon_{\max} \end{cases}, \text{ МПа,} \quad (4.12)$$

де  $\varepsilon_{\max}$ ,  $u_o$ ,  $m_1$ ,  $m_2$ ,  $m_3$ ,  $m_4$ ,  $n_1$ ,  $n_2$ ,  $n_3$  – емпіричні коефіцієнти.

Значення емпіричних коефіцієнтів  $\varepsilon_{\max}$ ,  $u_o$ ,  $m_1$ ,  $m_2$ ,  $m_3$ ,  $m_4$ ,  $n_1$ ,  $n_2$ ,  $n_3$  обчислюється методом колокації відповідно методики, що захищена патентом [126]. На рис. 4.6 наведено розрахункові (лінії) та експериментальні (крапки, дані програми JMatPro) значення  $\sigma_T(20 \text{ c}^{-1}, \varepsilon, 1100 \text{ } ^\circ\text{C})$  для сталі 28Mn4: 1 – апроксимація за Третьяковим – Зюзіним [224, с. 7]; 2 – апроксимація за Шпіттелем (дані програми Spittel's Equation); 3 – апроксимація по

формулі (4.12) із застосуванням способу [126]. Середньоквадратичне відхилення

$$\bar{\sigma}^2 = \frac{1}{\varepsilon_m} \cdot \sqrt{\int_0^{\varepsilon_m} (\sigma_T^P - \sigma_T^E)^2 d\varepsilon}$$

розрахункових  $\sigma_T^P$  даних від експериментальних  $\sigma_T^E$  в інтервалі  $\varepsilon = 0 \dots \varepsilon_m$  при  $\varepsilon_m = 0,9$  становить: для формули Третякова – Зюзіна 4,469 МПа; для формули Шпіттеля 4,259 МПа; для формули (4.12) 1,378 МПа. Таким чином можна констатувати, що формула (4.12) дає найбільш близький до дійсного значення  $\sigma_T$  розрахунковий результат.

В подальших розрахунках використовували залежність  $\sigma_T = \sigma_T(u, \varepsilon, t^o)$  відповідно формулі (4.12). Величини  $u$ ,  $\varepsilon$ ,  $t^o$  визначимо як усереднені для всього осередку деформації.

Середній ступінь деформації. Якщо розглядати циліндричну систему координат  $r\varphi X$  (рис. 4.1) і знехтувати переміщеннями  $U_\varphi$  точок деформованого металу в тангенціальному напрямку ( $U_\varphi = 0$ ), то лінійну деформацію в кожній точці осередку деформації можна розкласти на три складових: радіальну  $e_r = \frac{\partial U_r}{\partial r}$  (тут  $U_r$  – абсолютна величина радіального переміщення точки), тангенціальну  $e_\varphi = \frac{U_r}{r}$  і осьову  $e_x$ . З умови нестискуваності отримаємо  $e_x = -(e_r + e_\varphi)$ .

Задаємо закон зміни радіальних переміщень  $U_r$ . Радіальні переміщення повинні відповідати таким граничним умовам:

а) на контактній поверхні (при  $r = R_{x\varphi}$ , де  $R_{x\varphi}$  – зовнішній радіус заготовки, що визначається відповідно до рівнянь 4.3-4) радіальне переміщення дорівнює  $U_r(R_{x\varphi}) = \Delta R_{x\varphi} = R_{x\varphi} - R_0$ ;

б) на осі заготовки (при  $r = 0$ ) внаслідок симетрії процесу деформації радіальні переміщення відсутні  $U_r(0) = 0$ .

Задаємо найпростіший – лінійний – закон зміни переміщень  $U_r$ , що задовольняє вищенаведеним граничним умовам (а) і (б):

$$U_r = \frac{\Delta R_{x\varphi} r}{R_{x\varphi}}. \quad (4.13.1)$$

Використовуючи прийнятий закон (4.13.1), отримуємо

$$e_r = e_\varphi = \frac{U_r}{r} = \frac{\Delta R_{x\varphi}}{R_{x\varphi}}, \quad (8.13.2)$$

$$e_x = -2e_r = -\frac{2\Delta R_{x\varphi}}{R_{x\varphi}}. \quad (4.13.3)$$

Мірою загальної деформації в даній точці осередку може служити *інтенсивність деформацій*  $\varepsilon_I$  [177, 206 та ін.]. При  $e_r = e_\varphi = -\frac{e_x}{2}$  інтенсивність деформацій складе величину  $\varepsilon_I = |e_x|$ . Таким чином, величина  $\varepsilon$ , що входить у вираз (4.12), визначиться як *усереднена за об'ємом осередку деформації* величина осьової деформації  $e_x$ :

$$\varepsilon = -\frac{2}{\phi_0} \int \left( \frac{1}{l_d} \int_0^{l_d} \frac{\Delta R_{x\varphi}}{R_{x\varphi}} dx \right) d\varphi. \quad (4.13.4)$$

Довжина осередку деформації  $l_d = l_d(\varphi)$  в (4.13.4) визначається відповідно рівняння (2.37) як  $l_d(\varphi) = L_x(z = R_k \tan \varphi)$ . На рис. 4.7 показана зміна усередненої по об'єму осередку деформації величини  $\varepsilon$  при зміні овальності калібру  $\lambda_k$  і числа валків  $n$ , що утворюють калібр (прокатка циліндричної заготовки діаметром  $D_0 = 50$  мм в овальному трирадіусному калібрі ( $\theta_1 = \phi/3$ ,  $\theta_2 = 2\phi/3$ ), геометричні параметри котрого обчислюються відповідно методики, що викладена в підрозділі 2.3.2; ширина калібру  $b = 25$  мм; ідеальний радіус валків  $R_u = 500$  мм; показник тонкостінності заготовки  $\bar{T}_0 = 0,4$ ). Аналіз даних, наведених на рис. 4.7, дозволяє зробити висновок про те, що при незмінних розмірах заготовки ( $R_0$ ), ширини калібру  $b$  і ідеального радіуса валків  $R_u$  збільшення овальності калібру  $\lambda_k$  і числа  $n$  валків,

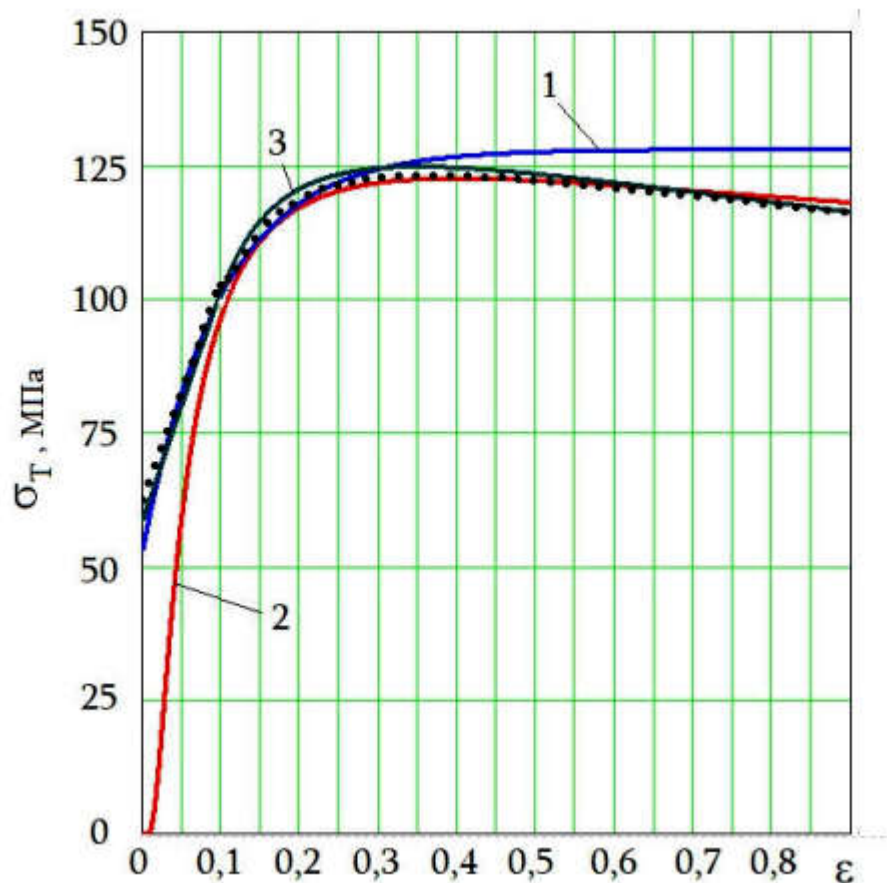


Рис. 4.6. Розрахункові (лінії) та експериментальні (краски, дані програми JMatPro) значення  $\sigma_T(20\text{ c}^{-1}, \varepsilon, 1100\text{ }^\circ\text{C})$  для сталі 28Mn4:

- 1 – апроксимація за Третьяковим – Зюзінім [224, с. 7];
- 2 – апроксимація за Шпіттелем (дані програми Spittel's Equation);
- 3 – апроксимація по формулі (4.12) із застосуванням способу [126]

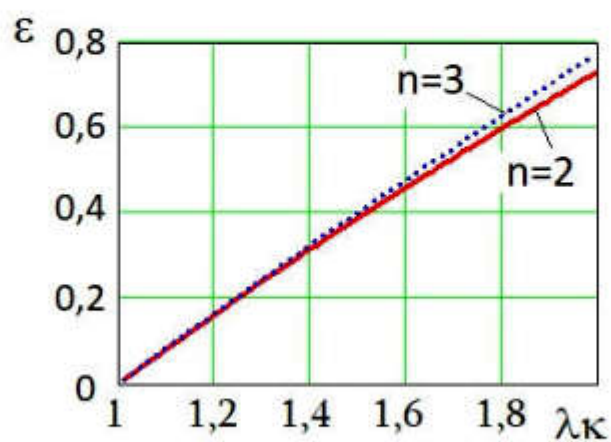


Рис. 4.7. Залежність  $\varepsilon = \varepsilon(\lambda_k, n)$

що утворюють калібр, призводить до зростання усередненої за об'ємом осередку деформації величини  $\varepsilon$ . Зауважимо, що зміна числа валків  $n$  впливає на величину  $\varepsilon$  досить незначно.

Середня швидкість деформації. Швидкість деформації в конкретній точці осередку деформації визначиться як

$$u_x = de_x / d\tau_d, \quad (4.14.1)$$

де  $d\tau_d$  – елементарний час деформації.

Замінімо час  $d\tau_d$  його значенням

$$d\tau_d = \frac{dx}{v_x}, \quad (4.14.2)$$

де  $v_x$  – осьова швидкість руху металу в даній точці осередку деформації.

Будемо вважати, що справедлива гіпотеза пласких перетинів: перетини, що були пласкими до деформації, залишаються пласкими після формозміни. В рамках цієї гіпотези осьова швидкість металу  $v_x$  залежить тільки від координати  $x$  і дорівнює

$$v_x = \omega_B R_{kat} \frac{\mu_x(x)}{\mu_\Sigma}, \quad (4.14.3)$$

де  $\mu_x(x)$  – поточна по довжині осередку деформації витяжка.

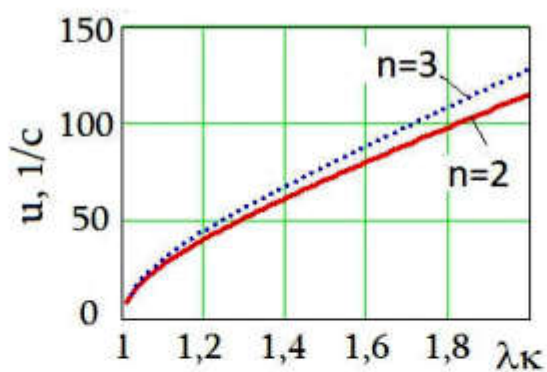
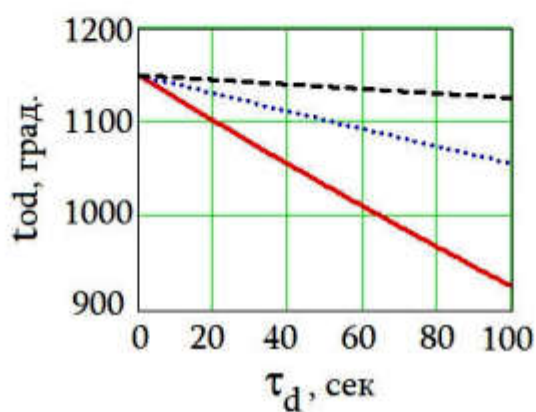
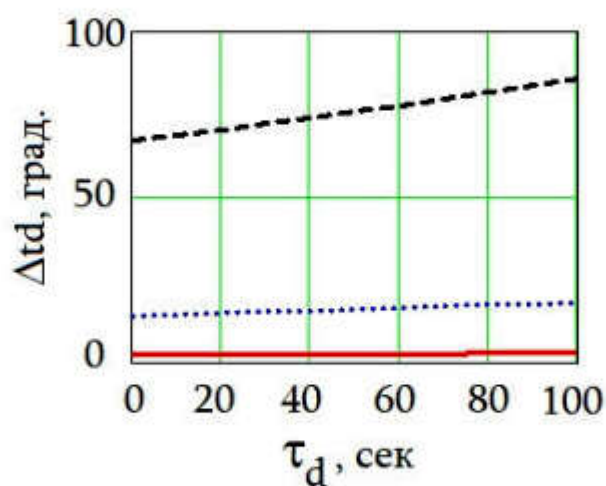
Об'єднуючи рівняння (4.14.1-3), отримуємо

$$u_x = \omega_B R_{kat} \frac{\mu_x(x)}{\mu_\Sigma} \cdot \frac{de_x}{dx}. \quad (4.14.4)$$

Величина  $u$ , що входить у вираз (4.12), визначиться як усереднена за об'ємом осередку деформації величина швидкості осьової деформації  $u_x$ :

$$u = -\frac{2\omega_B R_{kat}}{\phi\mu_\Sigma} \cdot \int_0^\phi \left[ \frac{1}{l_d} \int_0^{l_d} \mu_x(x) \cdot \frac{d}{dx} \left( \frac{\Delta R_{x\phi}}{R_{x\phi}} \right) dx \right] d\phi. \quad (4.14.5)$$

Величина катаючого радіуса  $R_{kat}$  визначається відповідно методики, що викладена в підрозділі 3.3.1. На рис. 4.8 показано зміна усередненої по об'єму осередку деформації величини  $u$  при зміні овальності калібру  $\lambda_k$  і

Рис. 4.8. Залежність  $u = u(\lambda_k, n)$ Рис. 4.9. Залежність  $t_{0d} = t_{0d}(\tau_d, D_0)$ :  $D_0 = 20$  мм (суцільна лінія);  $D_0 = 50$  мм (крапки);  $D_0 = 200$  мм (пунктир)Рис. 4.10. Залежність  $\Delta t_d = \Delta t_d(\tau_d, \lambda_k)$ :  $\lambda_k = 1,1$  (суцільна лінія);  $\lambda_k = 1,5$  (крапки);  $\lambda_k = 3$  (пунктир)

числа утворюючих калібр валків  $n$  (параметри ті самі, як для рис. 4.7; окрім того: коефіцієнт тертя  $f = 0,3$ ; кутова швидкість валків  $\omega_B = 10,5$  рад./с).

Аналіз даних, наведених на рис. 4.8, дозволяє зробити висновок про те, що при незмінних розмірах заготовки ( $R_0$ ), ширини калібру  $b$ , ідеального діаметра валків  $R_u$ , коефіцієнта тертя  $f$  і кутової швидкості валків  $\omega_B$  збільшення овальності калібру  $\lambda_k$  і числа утворюючих калібр валків  $n$  призводить до зростання усередненої за обсягом осередку деформації величини  $u$ .

Зауважимо, що при  $\lambda_k \leq 1,2$  зміна числа валків  $n$  впливає на величину  $u$  досить незначно.

Середня температура деформації. Температура заготовки на вході в осередок деформації є величина змінна, тому що нагріта до температури  $t_0$  (°C) заготовка остигає. Якщо прийняти за нуль час початку прокатки заготовки, то через  $\tau_d$  секунд після початку прокатки температуру заготовки  $t_{0d}$  (°C) на вході в осередок деформації можна оцінити за формулою [140]

$$t_{0d} = \frac{t_0(\rho_m S_0 - 67\tau_d) - 36582\tau_d}{\rho_m S_0 + 67\tau_d}, \quad (4.15.1)$$

де  $\rho_m$  – щільність деформованого металу, кг/м<sup>3</sup>.

На рис. 4.9 показана зміна температури заготовки  $t_{0d}$  на вході в осередок деформації під час прокатки циліндричних заготовок радіусом  $R_0$ , при  $\bar{R} = R_u/R_0 = 4$ ;  $\bar{T}_0 = S_0/2R_0 = 0,4$ ; матеріал заготовки сталь  $\rho_m = 7,8$  г/см<sup>3</sup>; температура початку прокатки  $t_0 = 1150^\circ\text{C}$ . Аналіз даних, наведених на рис. 4.9, дозволяє зробити висновок про те, що по ходу прокатки температура заготовки на вході в осередок деформації  $t_{0d}$  зменшується, причому інтенсивність зменшення температури  $t_{0d}$  збільшується зі зменшенням маси заготовки (її діаметра  $D_0$ ).

При формозміні заготовки має місце ефект *деформаційного (термодинамічного) розігріву*. Розігрів металу в процесі деформації можна оцінити за формулою [140]

$$\Delta t_d = \frac{\kappa \varepsilon_i \sigma_i}{c_m \rho_m}, \quad (4.15.2)$$

де  $\kappa = 0,85 \dots 0,95$  – частка тепла, що залишається в тілі;  $\sigma_i$  – інтенсивність напружень;  $c_m$  – питома теплоємність деформованого металу (табл. 8.2). При пластичній деформації інтенсивність напружень  $\sigma_i$  дорівнює межі плинності  $\sigma_T$  [97, 177, 178 та ін.]. Візьмемо значення  $\sigma_T$  за рівнянням (4.12) при температурі  $t_{0d}$  на вході в осередок деформації

$$\sigma_i = \sigma_T(u, \varepsilon, t_{0d}). \quad (4.15.3)$$

З огляду на, що інтенсивність деформацій  $\varepsilon_i$  дорівнює величині  $\varepsilon = e_x$ , після підстановки (4.15.3) в (4.15.2) отримуємо в остаточному вигляді усереднену по осередку деформації величину деформаційного розігріву металу

$$\Delta t_d = \frac{\kappa \varepsilon \sigma_T(u, \varepsilon, t_{0d})}{c_m \rho_m}. \quad (4.15.4)$$

Середня по осередку деформації температура металу складе величину

$$t = t_{0d} + \Delta t_d. \quad (4.15.5)$$

На рис. 4.10, 4.11 показана зміна деформаційного розігріву  $\Delta t_d$  і середньої по осередку деформації температури металу  $t$  під час прокатки циліндричного заготовки діаметром  $D_0 = 50$  мм в двовалковому ( $n = 2$ ) калібрі овальної форми (ширина калібру  $b = 25$  мм; матеріал заготовки сталь 30ХГСА,  $\rho_m = 7800$  кг/м<sup>3</sup>,  $c_m = 460$  Дж/кг·град.,  $\kappa = 0,9$ ; ідеальний діаметр валків  $D_u = 500$  мм; коефіцієнт тертя  $f = 0,3$ ; кутова швидкість валків  $\omega_B = 10,5$  рад./с, температура початку прокатки  $t_0 = 1150^\circ\text{C}$ ). Аналіз даних, наведених на рис. 4.10-11, дозволяє зробити висновок про те, що для розглянутих параметрів здійснення пластичної формозміни деформаційний розігрів металу  $\Delta t_d$  по ходу прокатки збільшується, а середня по осередку деформації температура металу  $t$  знижується. З аналізу рис. 4.10 можна зробити висновок про те, що зменшення овальності калібру  $\lambda_k$  (зменшення сумарної витяжки  $\mu_\Sigma$ ) знижує величину деформаційного розігріву  $\Delta t_d$ ; при овальності калібру



$\lambda_k$  менше 1,1 деформаційний розігрів не перевищує  $2,8^\circ\text{C}$ . З аналізу рис. 4.11 можна зробити висновок про те, що в залежності від овальності калібру  $\lambda_{kl}$  і часу деформації  $\tau_d$  середня температура формозміни може перевищувати температуру нагрівання заготовки  $t_0$ , або бути менше її.

Середня межа плинності. Середнє для всього осередку деформації значення межі текучості визначиться з рівняння (4.12) як  $\sigma_{T_{cp}} = \sigma_T(u, \varepsilon, t)$ . На рис. 4.12 показано зміну величини  $\sigma_{T_{cp}}$  в процесі прокатки (параметри прокатки ті ж, що і для рис. 4.10-11). Аналіз даних, наведених на рис. 4.12, дозволяє зробити висновок про те, що для розглянутих параметрів здійснення пластичної формозміни усереднена межа текучості деформованого металу по ходу прокатки збільшується.

#### 4.1.4. Усереднені по осередку деформації значення коефіцієнта підпору $n'_{\sigma u}$ і нормального контактного напруження $p_{cp}$

Перетворимо рівняння (4.1) до вигляду  $p_{cp} = 2(S/D)_{cp} n'_{\sigma u} \beta \sigma_T (1 - Z)$ .

Значення усередненого по осередку деформації коефіцієнта підпору  $n'_{\sigma u}$  визначимо по апроксимуючим рівнянням (4.11.1-2) як функцію коефіцієнта тертя  $f$  і середніх для осередку деформації величин параметрів  $\bar{R}$  і  $\bar{L}$ . Значення усередненого по осередку деформації границі текучості  $\sigma_{T_{cp}}$  визначається за рівнянням (4.12) як функція середніх для осередку деформації величин швидкості деформації  $u$ , ступеня деформації  $\varepsilon$  та температури  $t^o$ .

На рис. 4.13, 4.14 представлені залежності  $\bar{L}(\lambda_k, n)$ ,  $\bar{R}(\lambda_k, n)$  і  $n'_{\sigma u}(\lambda_k, n)$ . Параметри деформації – ті самі, що і для рис. 4.7-8.

Аналіз даних, представлених на рис. 4.14б, дозволяє зробити висновок

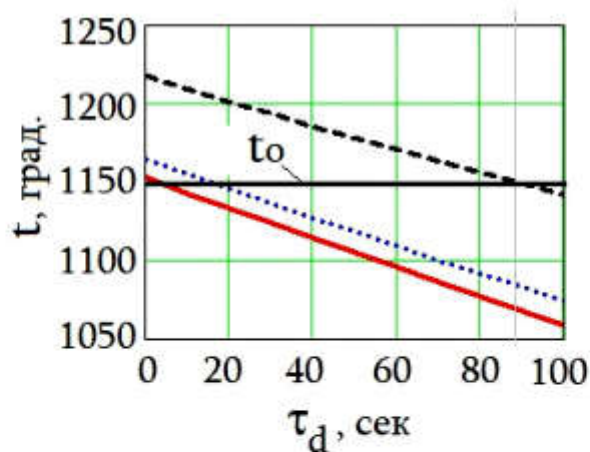


Рис. 4.11. Залежність  $t = t(\tau_d, \lambda_k)$ :  $\lambda_k = 1,1$  (суцільна лінія);  $\lambda_k = 1,5$  (крапки);  $\lambda_k = 3$  (пунктир)

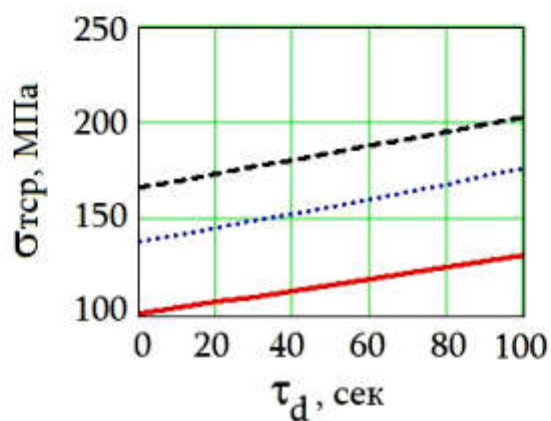


Рис. 4.12. Залежність  $\sigma_{Tcp} = \sigma_{Tcp}(\tau_d, \lambda_k)$ :  $\lambda_k = 1,1$  (суцільна лінія);  $\lambda_k = 1,5$  (крапки);  $\lambda_k = 3$  (пунктир)

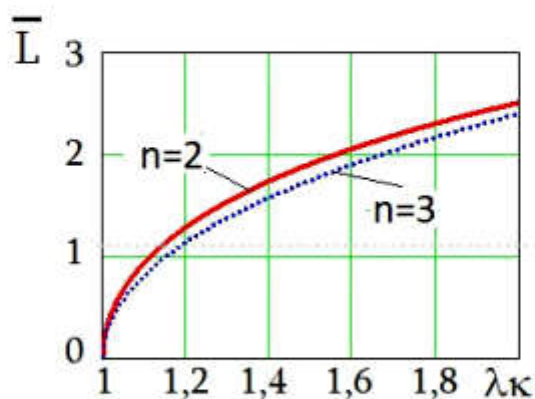
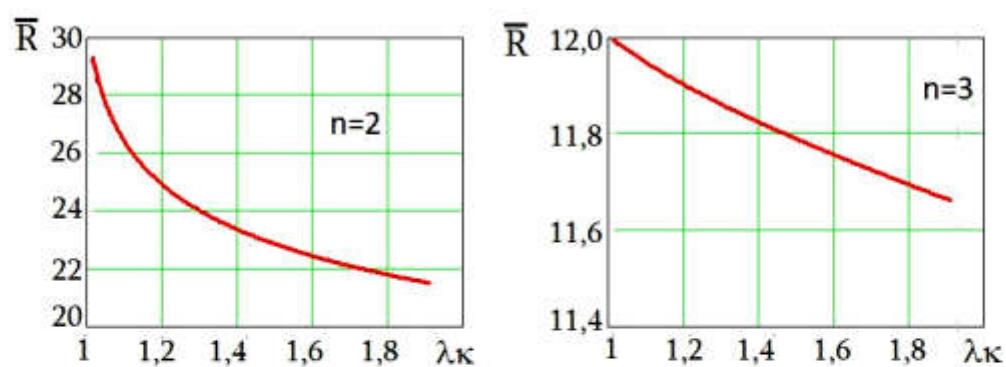
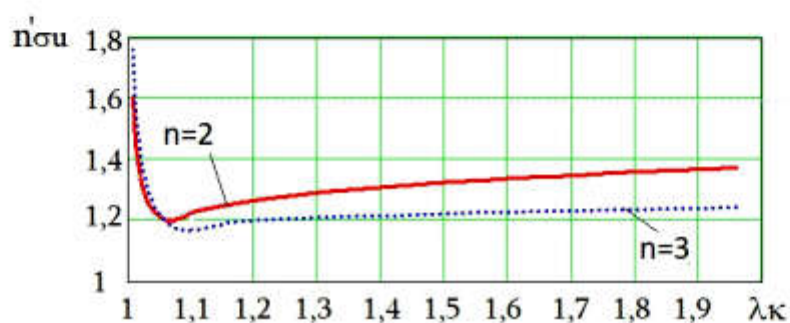


Рис. 4.13. Залежності  $\bar{L} = \bar{L}(\lambda_k, n)$

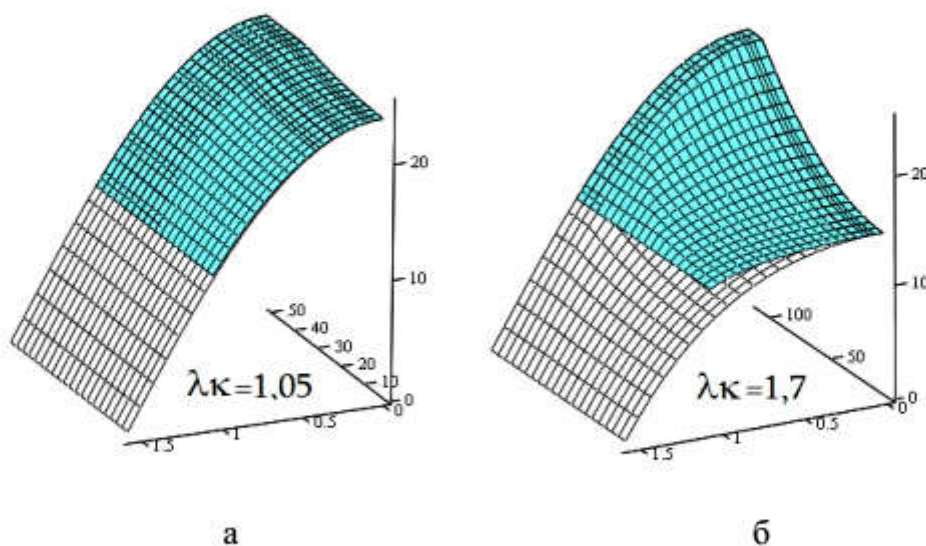


а



б

Рис. 4.14. Залежності  $\bar{R} = \bar{R}(\lambda_k, n)$  – (а);  $n'_{\sigma u} = n'_{\sigma u}(\lambda_k, n)$  – (б)



а

б

Рис. 4.15. Форма контактної поверхні:  $n = 2$  (сітка);  $n = 3$  (зафарбована сітка)

про те, що для розглянутих умов деформації при овальності калібру  $\lambda_k$  менш 1,07 величина коефіцієнта підпору  $n'_{\sigma u}(\lambda_k, n)$  практично не залежить від числа валків, що утворюють калібр, але для тривалкових калібрів вона трохи більше, ніж для двовалкових. При  $\lambda_k > 1,07$  коефіцієнт підпору  $n'_{\sigma u}(\lambda_k, n)$  в тривалковому калібрі ( $n = 3$ ) менше, ніж в двовалковому ( $n = 2$ ). Це можна пояснити тим, що при великих значеннях  $\lambda_k$  в двовалковому калібрі відбувається більш "щільне" охоплення заготовки валками (рис. 4.15б). При малих значеннях  $\lambda_k$  щільність охоплення заготовки валками практично не залежить від числа валків  $n$  (рис. 4.15а), а характер зміни коефіцієнта підпору  $n'_{\sigma u}(\lambda_k, n)$  зумовлює той характер зміни величин  $\bar{L}(\lambda_k, n)$  і  $\bar{R}(\lambda_k, n)$ , який має місце (рис. 4.13 і 4.14а).

На рис. 4.16 представлена залежність  $p_{cp}(\lambda_k, n)$ . Параметри деформації – ті самі, що і для рис. 4.7-8; крім того  $\tau_d = 0$  (розглядається початковий момент прокатки);  $Z = 0$  (прокатка без впливу зовнішніх сил);  $\beta = 1$  (розглядається плоска осесиметрична деформація). Аналіз даних, представлених на рис. 4.16, дозволяє зробити висновок про те, що для розглянутих умов деформації при овальності калібру  $\lambda_k$  менше 1,10 величина середнього нормального контактного напруження  $p_{cp}(\lambda_k, n)$  в двовалковому калібрі менша, ніж в тривалковому. При  $\lambda_k > 1,10$  напруження  $p_{cp}(\lambda_k, n)$  більші при прокатці в двовалкових калібрах, ніж при прокатці в тривалкових калібрах. Характер зміни величини напруження  $p_{cp}(\lambda_k, n)$  зумовлений характером зміни коефіцієнта підпору  $n'_{\sigma u}(\lambda_k, n)$  і межі текучості  $\sigma_{Tcp} = \sigma_{Tcp}(\tau_d, \lambda_k)$ .

## 4.2. Зусилля прокатки

Зусилля прокатки зазвичай визначають як вертикальне зусилля, що діє на валок зі сторони металу, що деформується [191, 198, 201 та ін.]–

$$P = P_y = \iint_{(F_\Sigma)} pn_{py} dF. \quad (4.16.1)$$

Якщо  $p = p_{cp}$ , то, аналогічно рівнянню (3.11), маємо

$$P = P_y = 2p_{cp}F_{gor}, \quad (4.16.2)$$

де  $F_{gor}$  – горизонтальна проекція площі контактної поверхні, методика визначення котрої дана в підрозділі 2.3 (рис. 2.27).

Методика визначення величини  $p_{cp}$  дана в попередньому підрозділі.

На рис. 4.17 показано залежність зусилля  $P$  від овальності  $\lambda_k$  калібру, ідеального радіуса валків  $R_u$  та кількості валків  $n$ , що утворюють калібр (параметри ті самі, як для рис. 4.16). Як випливає з даних, наведених на рис. 4.17, зростання овальності калібру  $\lambda_k$  (тобто – витяжки  $\mu_\Sigma$ ) призводить до зростання зусилля  $P$ . Збільшення числа валків  $n$ , що утворюють калібр, зменшує зусилля  $P$  внаслідок зменшення площі  $F_{gor}$ . При зростанні ідеального радіусу валків  $R_u$  зусилля  $P$  зростає внаслідок збільшення площі  $F_{gor}$ .

### 4.3. Момент прокатки

Нормальні до дуги контакту тиски  $p$  не створюють моменту, оскільки вони спрямовані по радіусу  $R_d(x, \varphi)$  і не мають плеча відносно осі валка  $O''O''$  (рис. 4.1). Крутячий момент створюють тільки сили контактного тертя  $\tau_k$ . По відношенню до валка елементарні сили контактного тертя  $dT = fp dF$  (тут  $dF$  – елементарна площа контакту) в зоні відставання (площа якої дорівнює  $F^-$ ) спрямовані в напрямку обертання валка, а в зоні випередження (площа якої дорівнює  $F^+$ ) – проти напрямку обертання (підрозділ 3.3). Момент прокатки компенсує різницю між моментами  $M^-$  та  $M^+$ , що створюють сили контактного тертя відносно осі валка в зонах відставання та випередження відповідно. Момент прокатки на одному валку визначиться наступним чином:

$$M_1 = 2fp_{cp}(M^- - M^+), \quad (4.17)$$

$$\text{де } M^- = \int_0^{z_{\max}} \frac{1}{\Phi} \cdot (R_u - y_0)^2 \cdot (\varphi_L - \varphi_n) \cdot dz, \quad M^+ = \int_0^{z_{n0}} \frac{1}{\Phi} \cdot (R_u - y_0)^2 \cdot \varphi_n \cdot dz$$

– результуюче плече контактних сил тертя відносно осі валка в зонах відставання та випередження відповідно;  $\Phi = \cos\left(\arctan \frac{dy_0}{dz}\right)$ ;

$$\varphi_L = \arcsin\left(\frac{L_x}{R_u - y_0}\right); \quad \varphi_n = \arcsin\left(\frac{x_n}{R_u - y_0}\right); \quad y_0 = y_0(z) - \text{рівняння профілю}$$

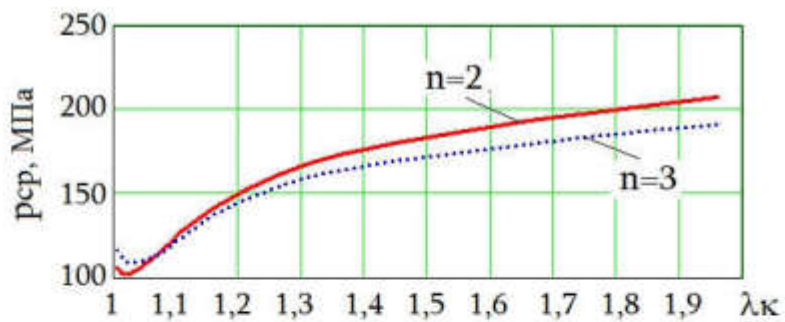
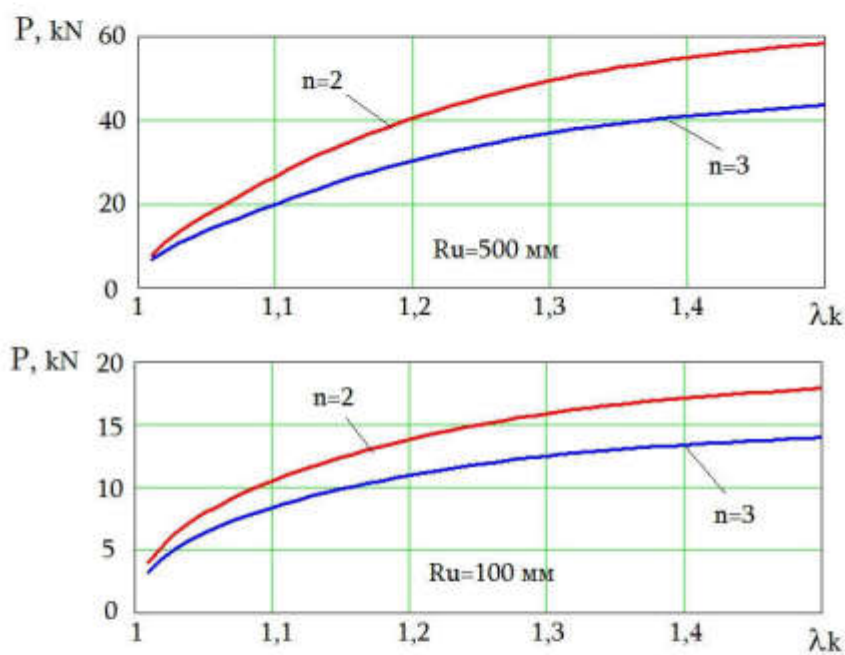
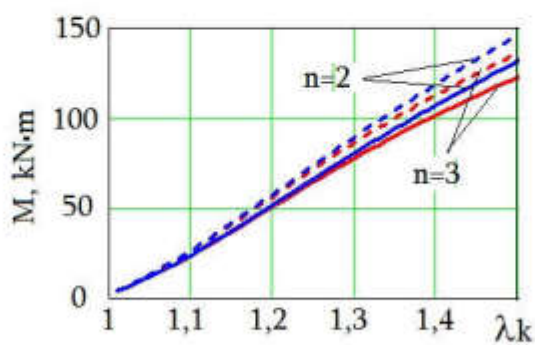
калібру (рівняння 3.14.1-2);  $L_x = L_x(z)$  – рівняння задньої границі осередку деформації (рівняння 2.37);  $x_n = x_n(z, z_n)$  – рівняння нейтральної лінії (рівняння 3.8);  $z_n$  – апліката нейтральної точки (корінь рівняння 3.8 при  $x_n = 0$ ).

Загальний момент прокатки визначиться з умови  $M = nM_1$ . На рис. 4.18 наведено розрахункові значення моменту прокатки  $M$  при прокатці циліндричної заготовки в трирадіусному овалному калібрі (параметри прокатки такі, як для рис. 4.17 при  $R_u = 100$  мм) при різних швидкостях прокатки (різних кутових швидкостях валків  $\omega_B$ ).

Як впливає з даних, наведених на рис. 4.18, зростання овальності калібру  $\lambda_k$  (витяжки  $\mu_\Sigma$ ) призводить до зростання моменту прокатки  $M$  внаслідок зростання  $p_{cp}$  (рис. 4.16). Збільшення числа валків, що утворюють калібр, зменшує момент прокатки  $M$  внаслідок зменшення  $p_{cp}$  (рис. 4,16). та, відповідно, зменшення  $\tau_k$ . При зростанні швидкості обертання валків  $\omega_B$  момент прокатки  $M$  декілька зростає, що можна пояснити збільшенням межі текучості  $\sigma_T$  металу, що деформується, внаслідок збільшення швидкості деформування  $u$ .

#### 4.4. Потужність прокатки

Потужність прокатки  $W$  визначається відповідно до формули

Рис. 4.16. Залежність  $p_{cp}(\lambda_k, n)$ Рис. 4.17. Зусилля прокатки  $P = P(\lambda_k, n, R_u)$ Рис. 4.18. Залежність моменту прокатки  $M$  від овальності калібру  $\lambda_k$  та кутових швидкостей валків:  $\omega_B = 10,5 \text{ c}^{-1}$  (суцільні лінії);  $\omega_B = 21,0 \text{ c}^{-1}$  (пунктир)

$$W = \omega_B M. \quad (4.18)$$

На рис. 4.19 наведено розрахункові значення потужності прокатки  $W$  при прокатці циліндричної заготовки в трирадіусному овальному калібрі (параметри прокатки такі, як для рис. 4.17 при  $R_u = 100$  мм;  $\lambda_k = 1,5$ ; температура початку прокатки  $t_0 = 1150^\circ\text{C}$ ) на початку процесу деформування ( $\tau_d = 0$ ) та за  $\tau_d = 60$  сек. від початку прокатки.

Як впливає з даних, наведених на рис. 4.19, зростання швидкості обертання валків  $\omega_B$  (зростання швидкості прокатки) призводить до зростання потужності прокатки  $W$ . Збільшення числа валків, що утворюють калібр, призводить до зменшення потужності прокатки  $W$  через зменшення моменту прокатки  $M$  (рис. 4.18). По ходу прокатки (по мірі зростання часу  $\tau_d$ ) потужність прокатки  $W$  зростає внаслідок збільшення межі текучості  $\sigma_T$  через падіння температури прокатки  $t_{0d}$ .

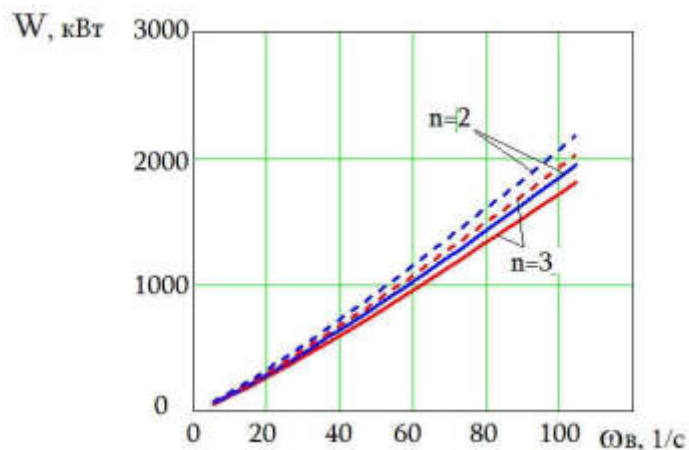


Рис. 4.19. Залежність потужності прокатки  $W$  від кутової швидкості валків  $\omega_B$ , кількості валків, що утворюють калібр  $n$ , та часу прокатки:  $\tau_d = 0$  с (суцільні лінії);  $\tau_d = 60$  с (пунктир)

Вищенаведені методики розрахунку зусилля  $P$ , моменту  $M$  та потужності  $W$  (та всіх інших супутніх параметрів) поздовжньої прокатки труб без оправки в дво– та тривалкових одно– та трирадіусних калібрах застосовані в



загальній моделі процесів редукування та калібрування (підрозділи 5.1, 5.2.1, 5.2.2, 5.2.3).

#### 4.5. Висновки по розділу 4

1. Запропоновано аналог радіуса валка  $R$  при прокатці смуги визначати як радіус кривизни  $R_d(x, \varphi)$  дуги контакту заготовки та валка при поздовжній прокатці труб в калібрах та, відповідно, аналог критерію  $\bar{R}$  при прокатці смуги визначати як співвідношення  $\bar{R} = R_{dcp} / D_{0cp}$  усередненого по об'єму осередку деформації радіуса  $R_d(x, \varphi)$  та середнього діаметра заготовки  $D_{0cp}$  на вході в осередок деформації.

2. Розроблені методики визначення показника  $\bar{R}$  при поздовжній прокатці в дво- та тривалкових одно- та трирадіусних калібрах; приведені результати конкретних розрахунків.

3. Встановлено, що тип калібру (одно-, чи трирадіусний) фактично не впливає на розрахункову величину коефіцієнту підпору  $n_{ou}$ .

4. Запропоновано рівняння  $n'_{ou}(f, \varepsilon, \bar{R}, \bar{L})$  для апроксимації розрахункових значень універсального коефіцієнту підпору  $n_{ou}(f, \varepsilon, \bar{R}, \bar{L})$  з похибкою  $\Delta_u$ , що не виходить за рамки діапазону  $(-12 \dots + 15)\%$  при варіюванні величини  $\bar{R}$  в межах  $0,25 \dots 100$ ; запровадження апроксимуючої формули в практику розрахунків параметрів поздовжньої прокатки труб в калібрах без оправки дозволяє спростити обчислювальні програми та скоротити час на проведення розрахунків.

5. Запропонована немонотонна функція  $\sigma_T = \sigma_T(u, \varepsilon, t^o)$ , що апроксимує емпіричні дані про зв'язок  $\sigma_T^E = \sigma_T^E(u, \varepsilon, t^o)$  із значно меншою похибкою, ніж відомі монотонні та немонотонні апроксимуючі функції; спосіб визначення емпіричних коефіцієнтів в запропонованій апроксимуючій функції захищено патентом [126].

6. Запропоновані методики визначення усереднених за об'ємом осередку деформації величин швидкості  $u$  ступеня  $\varepsilon$  та температури  $t^o$  деформації, на базі котрих обчислюється середня межа плинності  $\sigma_T$ ; наведено приклади конкретних розрахунків величин  $u$ ,  $\varepsilon$  та  $t^o$  для випадку поздовжньої прокатки труб без оправки в дво– та тривалкових одно– та трирадіусних калібрах.

7. Наведено загальні методики розрахунку зусилля  $P$ , моменту  $M$  та потужності  $W$  поздовжньої прокатки труб без оправки в дво– та тривалкових одно– та трирадіусних калібрах; надані приклади конкретних розрахунків.

## РОЗДІЛ 5

### УДОСКОНАЛЕННЯ МАТЕМАТИЧНОЇ МОДЕЛІ БЕЗПЕРЕРВНОЇ ПОЗДОВЖНЬОЇ ПРОКАТКИ ТРУБ БЕЗ ОПРАВКИ ТА ВПРОВАДЖЕННЯ РЕЗУЛЬТАТІВ АНАЛІТИЧНИХ ДОСЛІДЖЕНЬ У ВИРОБНИЦТВО

Підсумовуючи вищенаведене в розділах 1-4, можна зробити такі узагальнення відносно характеру зв'язку параметрів безперервної поздовжньої прокатки труб без оправки. Параметри прокатки  $\Pi_i$  в одній,  $i$ - тій кліті, пов'язані між собою системою *трьох* рівнянь: рівнянням, що характеризує зміну товщини стінки  $S_i = S_i(\Pi_i)$ ; рівнянням рівноваги об'єму металу, що деформується під дією прикладених до нього зусиль  $\Sigma X_i(\Pi_i) = 0$ ; рівнянням сталості секундних обсягів  $V_i$  при безперервній прокатці  $V_i(\Pi_i) = \text{const}$ . Для випадку деформації в  $N$  клітях *всі* параметри деформації в стані пов'язані між собою системою  $3N$  рівнянь, що є математичною моделлю процесу,—

$$\begin{cases} S_i = S_i(\Pi_i); \\ \Sigma X_i(\Pi_i) = 0; \\ V_i(\Pi_i) = \text{const}. \end{cases} \quad i = 1, 2, \dots, N - 1, N$$

В залежності від особливостей *конкретного* технологічного процесу прокатки труб без оправки вихідні (призначені) параметри та параметри, що підлягають визначенню (параметри відгуку), змінюються. Загальною умовою вирішення задачі розрахунку параметрів процесу прокатки є рівність сукупної кількості невідомих параметрів відгуку  $K$  числу рівнянь, що є математичною моделлю процесу; тобто обов'язковим є виконання умови  $K = 3N$ .

#### 5.1. Аналіз параметрів прокатки в станах з диференційно – груповим приводом

##### 5.1.1. Теоретичне обґрунтування математичної моделі

В роботах [58, 96, 100, 116, 117, 140, 155, 190 та ін.] розроблена *загальна* математична модель сталого процесу поздовжньої прокатки труб без оп-

равки у вигляді системи  $2N$  рівнянь ( $N$  рівнянь, що є законами зв'язків  $S_i = S_i(\Pi_i)$ ) та  $N$  рівнянь, що є законами зв'язків  $Z_i = Z_i(n_{Bi})$  – дивись підрозділ 1.4). У залежності від вихідної постановки завдання (умов адаптації) ця математична модель може бути використана для аналізу умов формозміни на безперервних станах з різними типами приводу. Розглянемо основні умови адаптації моделі для станів з диференційно – груповим типом приводу валків [154, 157]. Для цього випадку закон розподілу оборотів валків по клітям стану визначається відповідно до залежності

$$n_{Bi} = \frac{N_G}{w_i^G} + \frac{N_V}{w_i^V}. \quad (5.1)$$

#### **5.1.1.1. Модель стаціонарного процесу прокатки**

В "базовому" варіанті аналізували стаціонарну стадію процесу прокатки та задачу визначення параметрів прокатки в цій стадії формували таким чином.

*Задані:* швидкість заготовки  $v_0$  на вході в першу кліть стану у сталій стадії процесу; товщина стінки заготовки  $S_0$ ; товщина стінки труби  $S_t$ ; діаметр заготовки  $D_0$ ; діаметр труби  $D_t$ ; закон розподілу часткових обтиснень  $\varepsilon_i = \varepsilon_i(i)$  діаметра по клітях;  $Z_{31} = Z_{nN} = 0$  (на вході в першу кліть та на виході з останньої кліті на заготовку не діють зовнішні сили).

*Потрібно визначити:* числа обертів головного  $N_G$  та допоміжного двигунів  $N_V$ , які забезпечують здійснення прокатки з заданими параметрами.

Рішення аналогічної за змістом задачі засобами електронно-обчислювальної техніки минулого століття було можливо лише в разі застосування методу ітерації (тобто шляхом заміни рішення системи рівнянь послідовним рішенням кожного з рівнянь системи окремо) і заміни справжніх чисел обертів валків на деякі фіктивні величини [1, стор. 205-210]. Можливості сучасних ПЕОМ дозволяють визначати параметри прокатки шляхом "прямого" вирішення системи рівнянь, що описують процес.

В якості законів зв'язків  $S_i = S_i(\Pi_i)$  використовуємо  $N$  рівнянь (1.2). В якості законів зв'язків  $Z_i = Z_i(n_{Bi})$  використовуємо  $N$  рівнянь (3.10), що перетворені після відповідних підстановок до виду

$$\begin{aligned} & T_i^+ - T_i^- + P_{xi} + Q_i = \\ & = f_i \int_0^{(z_{ny})_i} \left( \frac{l_d}{\Phi} \right)_i dz - f_i \int_{(z_{ny})_i}^{z_{\max}} \left( \frac{l_d}{\Phi} \right)_i dz + (F_{vert})_i + \\ & + \frac{[Z_{nj} S_j (2R_{cpj} - S_j) - Z_{ni} S_i (2R_{cpi} - S_i)] \pi}{4n \left( \frac{S}{D} \right)_{cpi} n'_{\sigma i} \left( 1 - \frac{Z_{nj} + Z_{ni}}{2} \right)} = 0. \end{aligned} \quad (5.2)$$

Коефіцієнт зовнішнього тертя визначається індивідуально для кожної кліті стану як функція температури  $t_i^o$  та швидкості прокатки  $v_i$  [140, 207] за формулою

$$f_i = m_{\tau 1} v_i^{m_{\tau 2}} \exp(m_{\tau 3} t_i^o), \quad (5.3)$$

де  $m_{\tau 1} = 1,04$ ,  $m_{\tau 2} = -0,22$ ;  $m_{\tau 3} = -0,0011$  – коефіцієнти, визначені в результаті апроксимації графіків Г.І. Гуляєва та А.І. Довгаля [69, рис. 21] методом колокації [32, стор. 85].

Коефіцієнт підпору  $n'_{\sigma i}$  розраховується відповідно до раніше отриманої формули (4.11), котра за умов безперервної прокатки набуває вигляду

$$n'_{\sigma i} = G_{oi} \cdot \begin{cases} (1 + f \bar{L}_i) + (\bar{L}_i - 1) k_i & \text{якщо } \bar{L}_i \geq 1 \\ \left[ \Psi_i \ln \frac{1}{\bar{L}_i} + \Psi_i \bar{L}_i - (\Psi_i - 1) \right] (1 + f \bar{L}_i) & \text{якщо } \bar{L}_i < 1 \end{cases}; \quad (5.4.1)$$

$$n'_{\sigma i} = \begin{cases} n'_{\sigma i} & \text{якщо } n'_{\sigma i} < 2,856 \\ 2,856 & \text{якщо } n'_{\sigma i} \geq 2,856 \end{cases}, \quad (5.4.2)$$

Величини  $G_{oi}$ , та  $k_i$  розраховували з використанням запропонованого критерія – аналога  $\bar{R}$  (формула 4.8.1), котрий за умов безперервної прокатки набуває вигляду  $\bar{R}_i = R_{dspi} / D_{spj}$ .

Система  $2N$  рівнянь (1.2) та (5.2) включає  $N-1$  невідому стінку  $S_i$  ( $i=1 \dots N-1$ ),  $N-1$  невідомий коефіцієнт  $Z_{ni}$  ( $i=1 \dots N-1$ ) та  $N$  невідомих значень аплікат умовних нейтральних точок  $(z_{ny})_i$  ( $i=1 \dots N$ ).

В якості додаткових законів зв'язків  $n_{Bi} = n_{Bi}(Z_i)$  залучимо рівняння закону сталості секундних обсягів при безперервній прокатці [207 с. 159], що перетворили до вигляду

$$2\pi(U_{kat})_i \left\langle R_{ui} - \frac{R_z}{\sqrt{1 + \left\{ \frac{(z_{ny})_i}{y_0 [(z_{ny})_i]} \right\}^2}} \right\rangle n_{Bi} - \frac{\xi S_0 (D_0 - S_0)}{S_i (2R_{cpi} - S_i)} v_0 = 0, \quad (5.5)$$

де  $\xi = 6 \cdot 10^4$  – коефіцієнт приведення розмірностей у відповідність, сек. · мм · м · об./хв.

Функція  $(U_{kat})_i$  розраховується відповідно раніше отриманого рівняння (3.15), що за умов безперервної прокатки набуває вигляду

$$(U_{kat})_i = 1 + (\lambda_{ki} - 1) \cdot (0,3216 \bar{T}_j + 0,739) \cdot (\bar{R}_{ui})^{0,1856 \bar{T}_j - 0,3659}. \quad (5.6)$$

Середній радіус калібру  $R_{cpi}$  розраховується відповідно раніше запропонованої формули (2.10.1), яка за умов безперервної прокатки набуває вигляду

$$R_{cpi} = \frac{1}{\phi} \int_0^{z_{\max}} \sqrt{1 + \left\{ \frac{d}{dz} \sqrt{[R_{zi}(z)]^2 - z^2} \right\}^2} dz. \quad (5.7)$$

Аплікати  $(z_{ny})_i$  умовних нейтральних точок визначаються як корні  $N$  рівнянь (5.5), –

$$(z_{ny})_i = \text{root} \left\{ \Re \left[ (z_{ny})_i, S_i, n_{Bi}(N_G, N_V) \right] (z_{ny})_i \right\}, \quad (5.8)$$

де  $\Re \left[ (z_{ny})_i, S_i, n_{Bi}(N_G, N_V) \right]$  – ліва частина рівняння (5.5).

Підставивши значення  $(z_{ny})_i = f[S_i, n_{Bi}(N_G, N_V)]$  з рівняння (5.8) в рів-

няння (5.2) отримуємо остаточно систему  $2N$  рівнянь (1.2) та (5.2) з  $K=2N$  невідомими величинами:  $N-1$  невідомих стінок  $S_i$  ( $i=1\dots N-1$ ),  $N-1$  невідомих коефіцієнтів  $Z_{ni}$  ( $i=1\dots N-1$ ) та невідомі числа обертів головного  $N_G$  та допоміжного  $N_V$  двигунів.

Зауважимо, що *фактично* рішення задачі розрахунку параметрів прокатки в стані з диференційно – груповим приводом є рішення системи  $N$  рівнянь (1.2) зв'язків  $S_i = S_i(\Pi_i)$ ,  $N$  рівнянь силової рівноваги (5.2) та  $N$  рівнянь (5.5) сталості секундних обсягів при безперервній прокатці. Завдяки визначенню *на першому етапі рішення* аплікат умовних нейтральних точок рівняннями (5.8), *на другому етапі рішення* розраховуємо  $N-1$  невідомих стінок  $S_i$  ( $i=1\dots N-1$ ),  $N-1$  невідомих коефіцієнтів  $Z_{ni}$  ( $i=1\dots N-1$ ) та невідомі числа обертів головного  $N_G$  та допоміжного  $N_V$  двигунів з системи  $2N$  рівнянь (1.2) та (5.2). *На третьому етапі рішення* використовуємо отримані на другому етапі значення  $Z_{ni}$ ,  $S_i$ ,  $N_G$  та  $N_V$  в рівняннях (5.8) та розраховуємо  $N$  значень  $(z_{ny})_i = f[S_i, n_{Bi}(N_G, N_V)]$  та, відповідно,  $N$  значень  $(R_{kat})_i$ . Використовуючи всі отримані величини, *на четвертому етапі* розраховуємо енергосилові параметри прокатки, використовуючи рівняння (4.16.2), (4.17) та (4.18), ), які набувають вигляду:

$$P_i = 2(p_{cp})_i (F_{gor})_i; \quad (5.9.1)$$

$$M_i = 2f_i(p_{cp})_i (M_i^- - M_i^+); \quad (5.9.2)$$

$$W_i = \frac{\omega_{Bi} M_i}{\eta_D}; \quad (5.9.3)$$

$$W_\Sigma = \sum_{i=1}^N W_i, \quad (5.9.4)$$

де  $W_\Sigma$  – загальна потужність прокатки в стані.

### 5.1.1.2. Тестування моделі стаціонарного процесу прокатки

Тестування моделі стаціонарного процесу прокатки труб без оправки в

стані з диференційно – груповим приводом валків здійснювали шляхом порівняння результатів розрахунків з експериментальними даними та результатами, отриманими за умов використання інших моделей. Для порівняння обрали потужність прокатки  $W_{\Sigma}$ , що обумовлено двома факторами. *По-перше*, цей параметр постійно фіксується в промислових умовах через запис значень сили струму  $I_D$  та напруги  $U_D$  на двигуни, і для його фіксації не потрібно змінювати умови роботи ТПА. *По-друге*, цей параметр найбільш об'єктивно характеризує достовірність моделі процесу прокатки, тому що для його визначення потрібно залучити максимальну кількість геометричних, кінематичних та силових параметрів і характеристик деформування (дивися формули 5.9.1-4).

Експериментальні дані отримали під час прокатки заготовок  $D_0 \times S_0 = 119 \times 10$  мм (матеріал: Сталь 20) в 12 – клітьовому калібрувальному стані ТПА 30-102. Прокатку здійснювали за маршрутом  $\emptyset 119$  мм  $\rightarrow$   $\emptyset 73$  мм. В експерименті число обертів головного двигуна залишали незмінним ( $N_G = 650$  об./хв.). Число обертів допоміжного двигуна варіювали таким чином, що співвідношення  $I_{VG} = N_V / N_G$  змінювалося в інтервалі  $I_{VG} = 0,3 \dots 1,2$ , що, в свою чергу, змінювало загальний коефіцієнт пластичного натягу  $Z_{\Sigma}$  в стані В результаті отримували труби з різною товщиною стінки  $S_t$  та, відповідно, – різні показники потужності прокатки  $W_{\Sigma}$  для різних співвідношень  $I_{VG}$ . Сумарна потужність двигунів на стані становить 1800 кВт.

Реальні значення  $N_G$  та  $N_V$  використовували в “базовій” моделі, *перший етап* реалізації котрої проводили згідно умов, що викладені в підрозділі 5.1.1.1. На *другому етапі* реалізації моделі розраховували  $N - 1$  невідомих стінок  $S_i$  ( $i = 1 \dots N - 1$ ),  $N - 1$  невідомих коефіцієнтів  $Z_{ni}$  ( $i = 1 \dots N - 1$ ) та швидкість прокатки на вході в стан  $v_0$  і стінку труби  $S_t$  (а не числа обертів головного  $N_G$  та допоміжного  $N_V$  двигунів, як було вказано в підрозділі 5.1.1.1) з системи  $2N$  рівнянь (1.2) та (5.2). На *третьому етапі* рішення ви-



користувували розраховані на другому етапі значення  $Z_{ni}$ ,  $S_i$ ,  $v_0$ ,  $S_t$  та експериментальні значення  $N_G$  та  $N_V$  в рівняннях (5.8) і обчислювали  $N$  значень  $(z_{ny})_i = f[S_i, n_{Bi}(N_G, N_V)]$  та, відповідно,  $N$  значень  $(R_{kat})_i$ . Використовуючи всі отримані величини, на четвертому етапі розраховували енергосилові параметри прокатки, зокрема потужність прокатки  $W_\Sigma$ , яку порівнювали з величиною  $W_\Sigma^E$ , що мала місце в експерименті.

Величини  $W_\Sigma^E$  також порівнювали з розрахунковими даними, що були отримані в результаті реалізації ще трьох, спрощених, моделей, які мали такі відмінності від базової моделі.

*Спрощена модель №1.* Катаючий радіус розраховували як  $R_{katy}$  відповідно рівнянням (3.10), (3.12.1-2); коефіцієнт підпору визначали за емпіричною формулою (1.3).

*Спрощена модель №2.* Катаючий радіус розраховували як  $R_{katy}$  відповідно рівнянням (3.10), (3.12.1-2) з подальшим уточненням через використання функції  $U_{kat}$  відповідно рівнянням (3.15-16); коефіцієнт підпору визначали за емпіричною формулою (1.3).

*Спрощена модель №3.* Катаючий радіус розраховували як  $R_{katy}$  відповідно рівнянням (3.10), (3.12.1-2); коефіцієнт підпору визначали за формулою (5.4).

На рис. 5.1 приведено результати розрахунків та експериментальні дані відносно залежності  $W_\Sigma = W_\Sigma(I_{VG})$ . З аналізу наведених на рис. 5.1 даних випливає, що розрахункові величини потужності прокатки  $W_\Sigma$ , що отримані при використанні спрощених моделей, перевищують реальну потужність прокатки  $W_\Sigma^E$  приблизно на 15...40%. Розбіжність між величинами  $W_\Sigma$  та середніми значеннями  $W_\Sigma^E$  в сталому процесі прокатки при використанні базової моделі без спрощень не перевищувало приблизно  $\pm 4\%$ . На рис. 5.2 наведено осцилограму зміни потужності прокатки під час сталої стадії прокатки.

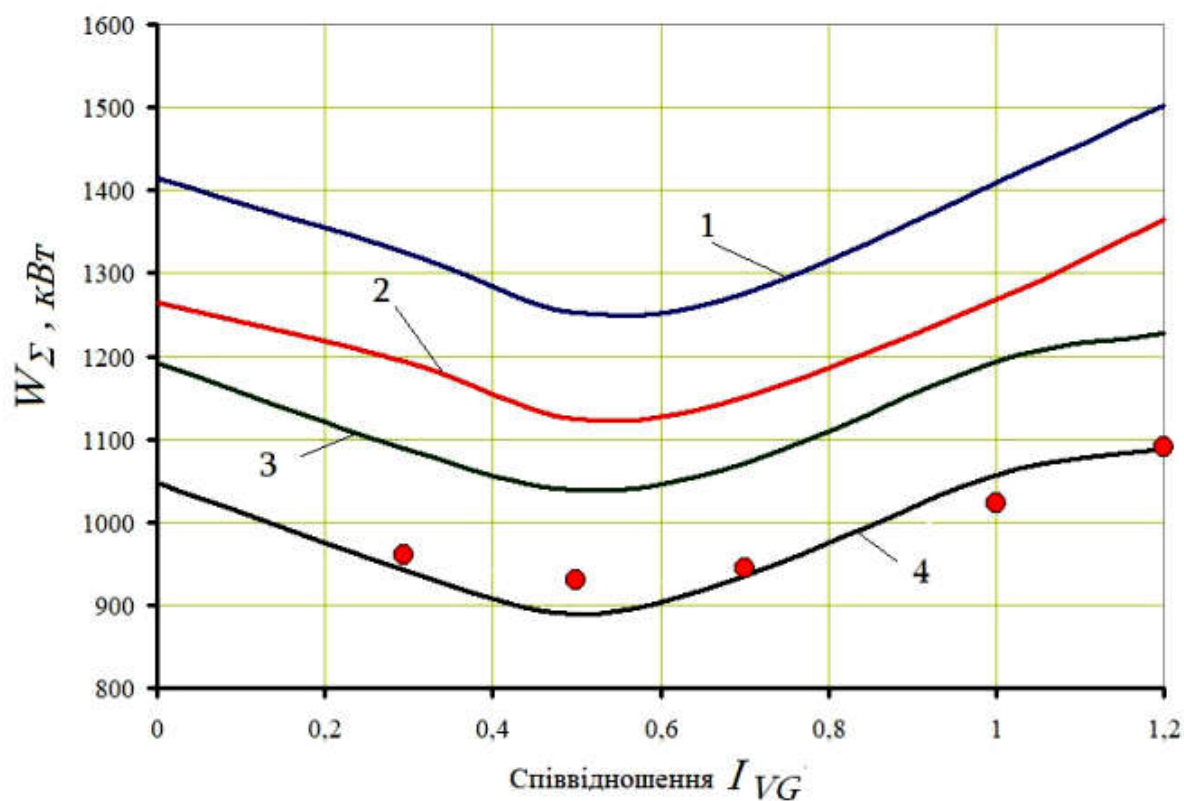


Рис. 5.1. Розрахункові (лінії) та експериментальні (крапки) значення потужності прокатки  $W_{\Sigma}$  в залежності від співвідношення чисел обертів допоміжного та головного двигунів  $I_{VG}$ ; 1 – розрахунок за спрощеною моделлю №1; 2 – розрахунок за спрощеною моделлю №2; 3 – розрахунок за спрощеною моделлю №3; 4 – розрахунок за моделлю без спрощень

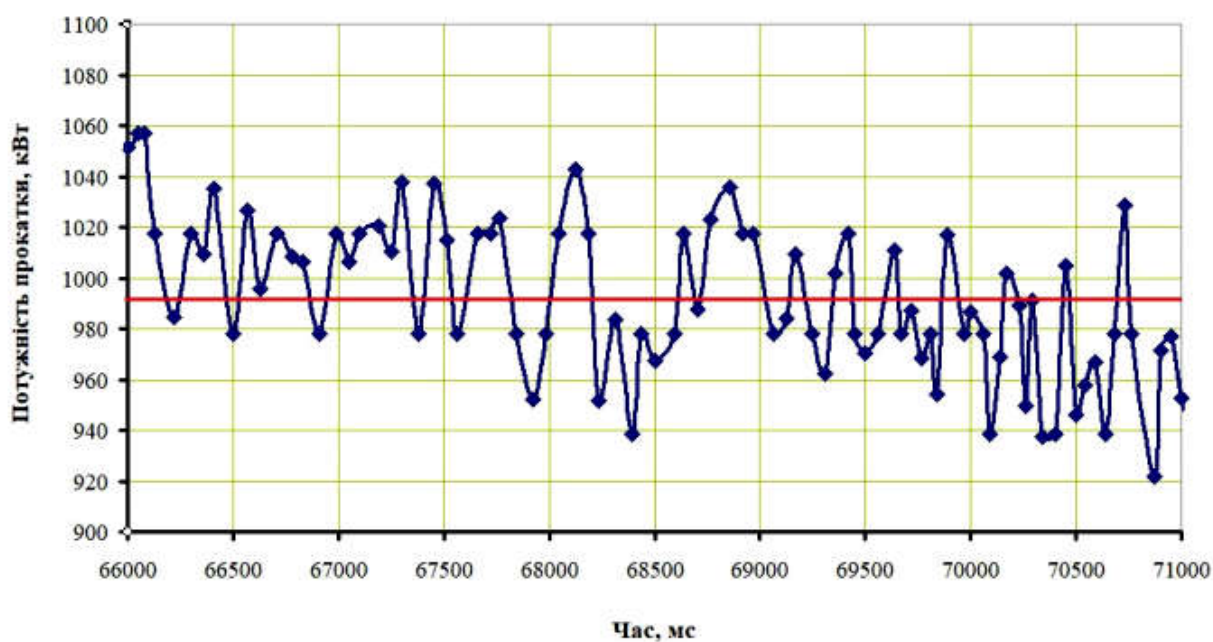


Рис. 5.2. Осцилограма зміни потужності прокатки  $W_{\Sigma}$  під час сталого процесу

Зрозуміло, що йдеться про *приблизну* розбіжність між величинами  $W_{\Sigma}$  та  $W_{\Sigma}^E$  через те, що коливання реальної потужності прокатки (ламана лінія) відносно своєї середньої величини (пряма лінія) в сталому процесі прокатки сягає  $\pm 6...7\%$ . Як впливає з аналізу даних, що наведені на рис. 5.1, залежності  $W_{\Sigma} = W_{\Sigma}(I_{VG})$  не є монотонними, що можна пояснити наступним чином. Робота (потужність) прокатки прямо пропорційна величині витяжки  $\mu$  та тиску  $p_{cp}$  [227, с. 118]. Збільшення співвідношення  $I_{VG}$  підвищує загальний натяг  $Z_{\Sigma}$  тобто,– зменшує товщину стінки труби  $S_t$ . Зменшення товщини стінки труби  $S_t$  при постійній товщині стінки заготовки  $S_0$ , з одного боку, підвищує величину витяжки  $\mu$ . З іншого боку, сукупне підвищення  $Z_{\Sigma}$  та зменшення товщини стінки  $S_t$  у відповідності до формули (4.1) зменшує тиск  $p_{cp}$ . Для даних, наведених на рис. 5.1, можна констатувати, що зменшення товщини стінки  $S_t$  внаслідок підвищення співвідношення  $I_{VG}$  в інтервалі  $I_{VG} < 0,5$  більш інтенсивно зменшує  $p_{cp}$ , ніж підвищує  $\mu$ , і тому потужність прокатки  $W_{\Sigma}$  зменшується. При  $I_{VG} > 0,5$  зменшення товщини стінки  $S_t$  внаслідок підвищення співвідношення  $I_{VG}$  більш інтенсивно підвищує  $\mu$ , ніж зменшує  $p_{cp}$ , і тому потужність прокатки  $W_{\Sigma}$  підвищується.

### **5.1.1.3. Модель нестационарного процесу прокатки**

В двох "допоміжних" варіантах розрахунків аналізували нестиглі (нестационарні) стадії процесу прокатки. При цьому вважали, що окружні швидкості валків  $w_{Bi}$  в нестиглих стадіях прокатки рівні обчисленим в "базовому" варіанті розрахунків окружним швидкостям валків в стиглих стадіях прокатки, що цілком обґрунтовано для диференційно-групового приводу, який є «жорстким» [1, 93].

Як у разі заповнення, так і в разі звільнення стану, на будь-якому етапі процесу прокатки, який характеризується числом  $N'$  клітей, в яких знахо-

диться метал, при відомому законі розподілу окружних швидкостей валків  $w_{Bi}$  та відомій товщині стінки вихідної заготовки  $S_0$  можна визначити [139]:

- $N'$  значень товщини стінки на виході з клітей стану;
- $N' - 1$  значення коефіцієнту переднього пластичного натягу в міжклітьових проміжках стану;
- значення швидкості труби на вході в першу кліть (при заповненні стану) або на виході з останньої кліті (при звільненні стану).

В результаті розрахунків з використанням базового та двох допоміжних варіантів моделі отримували матриці, в яких фіксувалися розрахункові значення енергосилових параметрів в кожній  $i$ -тій кліті в ході заповнення (звільнення) кожної  $i$ -тої кліті стану і для стаціонарного процесу прокатки [140]. В результаті аналізу матриць тисків  $P_{i,N'}$  та моментів  $M_{i,N'}$  визначали максимальні значення цих параметрів  $P_{\max}$  та  $M_{\max}$  для кожної з трьох стадій прокатки (заповнення, сталий процес, звільнення стану) і будували графіки, аналогічні наведеним на рис. 5.3 і 5.4. Очевидно, що найбільші з трьох максимальних величин тисків і моментів є граничними значеннями  $P_{II}$  та  $M_{II}$  цих параметрів прокатки, що підлягають порівнянню з допустимими за умовами експлуатації обладнання значеннями  $P_{\max}$  та  $M_{\max}$ .

Для процесу заповнення стана для всіх клітей температуру заготовки приймали такою, що дорівнює температурі після індукційного підігріву; для сталого процесу прокатки температуру заготовки приймали такою, що дорівнює температурі заготовки після прокатки половини її довжини; для процесу звільнення стана для всіх клітей температуру заготовки приймали такою, що дорівнює температурі заднього кінця заготовки в момент входу в стан.

### ***5.1.2. Результати розрахунків та їх аналіз***

Нижче в якості прикладу наведені розрахункові дані щодо визначення параметрів прокатки у випадку виготовлення труб розміром  $D_t \times S_t = 76 \times 10$  мм

(матеріал: сталь 28Г2) із заготовки діаметром  $D_0=117$  мм в 12 клітках калібрувального стана при різних величинах загального коефіцієнту пластичного натягу  $Z_\Sigma$ . Розподіл часткових деформацій  $\varepsilon_i$  по кліткам та параметри калібрування валків (висота  $h_i$  та ширина  $b_i$  калібрів), а також показники поширення  $\delta b_i$  наведені у таблиці 5.1.

В розрахунках умови деформації характеризували загальним для всього стана коефіцієнтом пластичного натягу  $Z_\Sigma$ , який розраховували з перетвореного рівняння, запропонованого в роботах [1, 21, 22]:

$$Z_\Sigma = \frac{\ln \left\{ \left( \frac{S_0}{S_t} \right)^2 \left[ 2 - \left( \frac{S_0 + S_t}{D_0 + D_t} \right)^K \right] \cdot \left( \frac{D_0 - S_0}{D_t - S_t} \right)^2 \left[ 1 - 2 \left( \frac{S_0 + S_t}{D_0 + D_t} \right)^K \right] \right\}}{\ln \left\{ \left[ \frac{S_0}{S_t} \cdot \left( \frac{D_0 - S_0}{D_t - S_t} \right)^2 \right] \left[ 1 - \left( \frac{S_0 + S_t}{D_0 + D_t} \right)^K \right]^K \right\}}. \quad (5.9)$$

В результаті проведення розрахунків були отримані такі результати.

При прокатці з загальним натягом ( $Z_\Sigma > 0$ ) факторами, що лімітують здійснення процесу, є максимальна величина тиску металу на валки  $P_{\max}$  в сталому процесі прокатки (СПП) та максимальний момент прокатки  $M_{\max}$  в СПП (рис. 5.3, 5.4). Так, межа  $P_{\max}$  для СПП становить  $P_{\max} = 50$  кН, а межа  $M_{\max}$  становить  $M_{\max} = 7$  кНм.

Розрахункові значення  $P_{\max}$  в СПП *перевищують* припустимі величини  $P_{\max}$  для СПП при  $Z_\Sigma < 0,08$  (рис. 5.3), а розрахункові значення  $P_{\max}$  в несталіх процесах прокатки (НСПП) *не перевищують* припустимі величини  $P_{\max}$  для НСПП (рис. 5.3). Аналогічно, розрахункові значення  $M_{\max}$  в СПП *перевищують* припустимі величини  $P_{\max}$  для СПП при  $0,24 < Z_\Sigma < 0,59$  (рис. 5.4), а розрахункові значення  $P_{\max}$  в НСПП *не перевищують* припустимі ве-

личини  $M_{\max}$  для НСПП (рис. 5.4).

Таблиця 5.1. Параметри прокатки труби діаметром 76 мм

№ кліті	Середній діаметр калібру, мм	Часткова деформація, %	Ширина калібру, мм	Висота калібру, мм	Показник поширення, %	Овальність калібру
$i$	$D_{spi}$	$\varepsilon_i$	$b_i$	$h_i$	$\delta b_i$	$\lambda_{ki}$
	117		58,5	58,5		
1	114,66	2,00	59,06	56,28	25,00	1,049
2	111,22	3,00	56,69	54,96	10,00	1,032
3	105,83	4,85	55,22	51,53	5,00	1,072
4	100,64	4,90	51,53	49,60	0,00	1,039
5	95,81	4,80	49,60	46,90	0,00	1,058
6	91,16	4,85	46,90	44,81	0,00	1,047
7	86,83	4,75	44,81	42,60	-0,01	1,052
8	82,67	4,80	42,60	40,59	0,00	1,050
9	78,78	4,70	40,59	38,69	0,00	1,049
10	77,36	1,80	39,01	38,49	14,99	1,013
11	76,88	0,62	38,44	38,44	-8,79	1,000
12	76,88	0,00	38,44	38,44	0,00	1,000

Поєднуючи обмеження відносно  $P_{\max}$  та  $M_{\max}$ , робимо висновок, що на підставі розрахунків можна рекомендувати виготовлення труби  $D_t \times S_t = 76 \times 10$  мм при величині загального натягу в межах  $0,08 < Z_{\Sigma} < 0,24$ , або  $0,59 < Z_{\Sigma}$  (другий варіант не є реальним для калібрувального стану). Використовуючи формулу (5.9) розраховуємо інтервал припустимих значень товщини стінки заготовки:  $S_t = 10,9 \dots 11,7$  мм.

Таким чином, розрахунковим шляхом отримані умови виготовлення

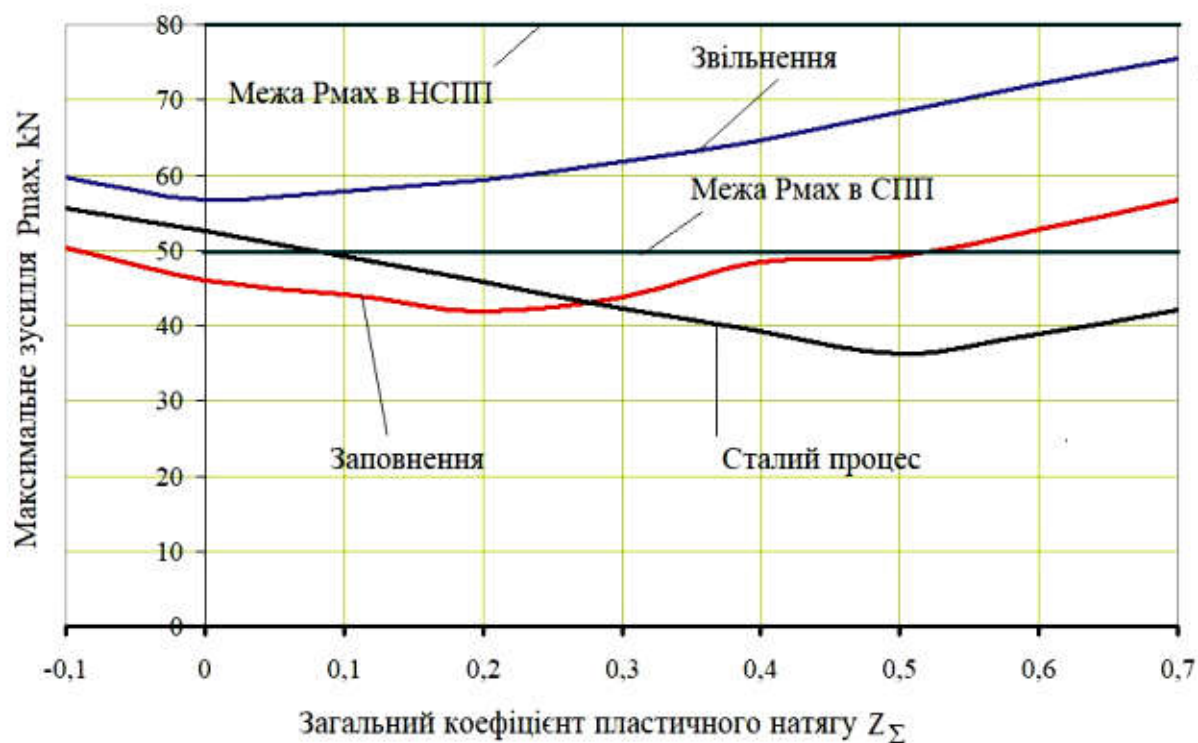


Рис. 5.3. Залежність  $P_{\max} = P_{\max}(Z_{\Sigma})$  та межі значень  $P_{\max}$  в сталому процесі прокатки (СПП) та несталих процесах прокатки (НСПП)

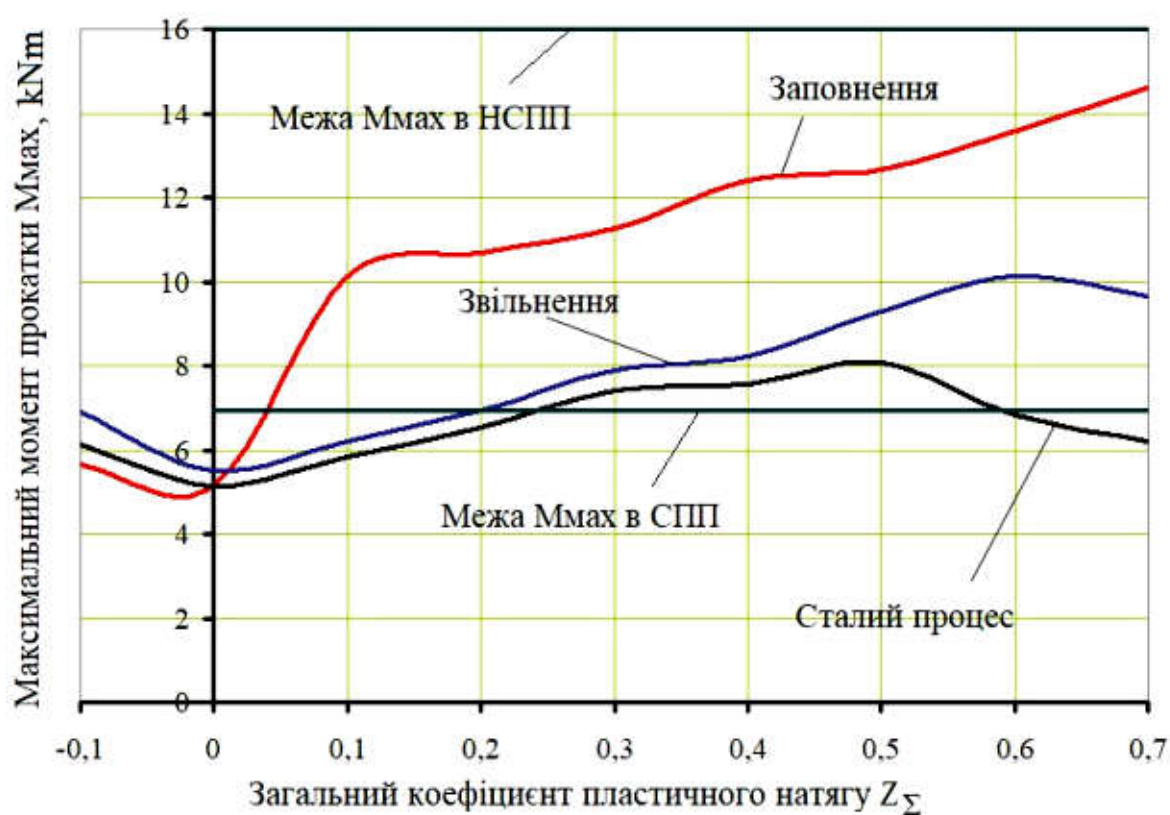


Рис. 5.4. Залежність  $M_{\max} = M_{\max}(Z_{\Sigma})$  та межі значень  $M_{\max}$  в сталому процесі прокатки (СПП) та несталих процесах прокатки (НСПП)

труб без загрози перевищення регламентованих параметрів нормальної роботи обладнання. Згідно з розробленою методикою розраховували параметри прокатки труб в редуційному та калібрувальному станах ТПА 30-102.

### **5.1.3. Промислова апробація трирадіусних овальних калібрів**

В підрозділі 2.2. отримано систему рівнянь (2.26.1-13) для обчислення параметрів основної ділянки трирадіусного овального калібру та запропонована методика побудови профілю основної ділянки трирадіусного калібру, яка відрізняється від відомої методики [208]. В підрозділі 2.2.2 запропоновано систему рівнянь (2.33.1-9) для обчислення параметрів овального калібру в зоні реборд валків, а в підрозділі 2.3.2 сформульовані основні принципи щодо вибору оптимальних значень радіусів подвійного  $r$  (рис. 2.17-18) та одинарного  $r_n$  (рис. 2.19-20) сполучення галтелі валка. Ці залежності, методики та принципи використовували, наприклад, при проектуванні базової калібровки валків для редукування труб за маршрутом  $\emptyset 119 \rightarrow \emptyset 42,4$  мм в промислових умовах редуційного стану ТПА 30-102. Основні технологічні параметри ( $\varepsilon_i$ ,  $\delta b_i$ ) та геометричні параметри ( $\lambda$ ,  $r_n$ ) калібрів для базової калібровки валків наведені в таблиці 5.2 (система калібрів ААА). Зменшуючи загальну кількість клітей з  $N = 24$  до  $N = 12$  базову калібровку використовували в якості основи для проектування систем калібрів для редукування труб діаметрами  $D_t = 44 \dots 73$  мм.

Використовуючи методику, що наведена в підрозділі 5.1.2, розраховували величини зусиль  $P_i$  та моментів  $M_i$  прокатки під час СПП та НСПП та перевіряли безпечність запропонованих режимів з точки зору нормальної роботи обладнання стана. Розрахункові величини  $P_i$  та  $M_i$  під час СПП та НСПП в разі використання базової калібровки при прокатці труб за маршрутом  $119 \times 7,5 \rightarrow 42,4 \times 6$  мм ( $Z_\Sigma = 0,572$ ) наведені в табл. 5.3 (система калібрів ААА).

Використовуючи методику, що наведена в підрозділі 5.1.1.1, розрахо-



ували загальну потужність прокатки  $W_{\Sigma}$  під час СПП; розрахункова величина  $W_{\Sigma}$  в разі використання базової калібровки при прокатці труб за маршрутом  $119 \times 7,5 \rightarrow 42,4 \times 6$  мм наведена в табл. 5.4 (система калібрів ААА).

Використовуючи методику, що наведена в підрозділі 2.2.1, розраховували наведену в редуційному стані відносну різностінність  $B_{\Sigma i}$  після деформації в  $i$ - тій кліті та результуючу кінцеву відносну різностінність труб  $B_{\Sigma N}$ . Розрахункові величини  $B_{\Sigma i}$  та  $B_{\Sigma N}$  в разі використання базової калібровки при прокатці труб за маршрутом  $119 \times 7,5 \rightarrow 42,4 \times 6$  мм ( $v_0 = 2$  м/с) наведені в табл. 5.3, 5.4 (система калібрів ААА).

Для порівняння в табл. 5.2, 5.3 та 5.4 наведено ті самі, що і для системи калібрів ААА, розрахункові величини для базової калібровки, спроектованої з використанням системи однорадіусних овальних калібрів (система калібрів С), та цехової базової калібровки, спроектованої з використанням трирадіусних калібрів, параметри котрих були обчислені відповідно методики [208] (система калібрів АЛА).

В таблиці 5.4 наведені експериментальні дані про середню загальну потужність прокатки  $W_{cp}^E$ , загальну поперечну різностінність труб  $B_t^E$ , наведену при редукуванні поперечну різностінність труб  $B_{\Sigma N}^E$  та середню товщину стінки  $S_t^E$  прокатаних труб при прокатці труб за маршрутом  $119 \times 7,5 \rightarrow 42,4 \times 6$  мм з використанням цехової системи калібрів АЛА та системи калібрів ААА. Числа обертів двигунів  $N_G$  та  $N_V$  в разі використання системи калібрів АЛА розраховували відповідно цехової методики [228] (табл. 5.4 режим налаштування обертів двигунів I) та відповідно методики, що запропонована в підрозділах 3.3, 5.1.1.1 (табл. 5.4 режим налаштування обертів двигунів II), а в разі використання системи калібрів ААА – тільки відповідно методики, що запропонована в підрозділах 3.3, 5.1.1.1 (табл. 5.4 режим налаштування обертів двигунів II). По кожній з трьох позицій таблиці 5.4 було виготовлено 15 труб. Характер зміни товщини стінки в поперечних пере-

тинах фіксували через кожні 3,5 мм по всій довжині виготовлених труб за допомогою товщиноміру системи МАС, встановленого в лінії обробки труб ТПА 30-102. Таким чином отримували дані при середню товщину стінки  $S_{tcp}$  і відносну поперечну різностінність  $B_t$  для кожної труби. *Симетрична* (рис. 5.5а) складова  $B_{\Sigma N}^E$  загальної поперечної різностінності труби  $B_t$ , сформована в процесі редукування, має вигляд гармонічної функції з періодом  $\phi_p = \frac{\pi}{n}$  [1, 43, 190]. З огляду на те, що інші складові загальної поперечної різностінності  $B_t$  (складова  $B_{II}$  різностінності при прошивці, складова  $B_B$  різностінності при безперервної прокатці) мають *ексцентричний* (рис. 5.5б) характер [62, 171] можна відокремити наведену при редукуванні поперечну різностінність  $B_{\Sigma N}$  від загальної різностінності  $B_t$  завдяки використанню функції

$$S_p(\theta) = S_{tcp} + \frac{\Delta S_p}{2} \cos(2\theta n), \quad (5.10)$$

де  $S_p(\theta)$  – закон зміни симетричної складової товщини стінки труби;

$\Delta S_p$  – абсолютна різностінність утворена під час редукування труби.

Використовуючи відому методику [230, с. 49-51], можна розрахувати величину  $\Delta S_p$  за допомогою метода найменших квадратів та визначити долю симетричної складової  $B_{\Sigma N}^E$  в загальній різностінності  $B_t$  труби (табл. 5.4). На рис. 5.6 наведені результати розрахунків та експериментальні дані для труб, що були прокатані з використаннями системи калібрів **ALA** та цехового швидкісного режиму (рис. 5.6а) і системи калібрів **AAA** та запропонованого швидкісного режиму (рис. 5.6б).

В результаті розрахунків та експерименту було встановлено наступне.

1. При використанні систем калібрів **C**, **ALA** та **AAA** розрахункові величини зусиль  $P_i$  та моментів  $M_i$  прокатки близькі між собою (розбіжність не перевищує 3...4%), що підтверджує зроблений в підрозділі 4.1.2 висновок,

Таблиця 5.2. Параметри однорадіусних та трирадіусних калібрів при використанні систем калібрів C, ALA та AAA

№ квіт	Середній діаметр калібру, мм	Часткове обтиснення, %	Система калібрів C				Система калібрів ALA				Система калібрів AAA				
			Тип калібру	Овальність калібру	Показник поширення, %	Радіус сполучення галтелі, мм	Тип калібру	Овальність калібру	Показник поширення, %	Радіус сполучення галтелі, мм	Тип калібру	Овальність калібру	Показник поширення, %	Радіус сполучення галтелі, мм	
$i$	$D_{cpi}$	$\varepsilon_i$	$\lambda_{ki}$	$\lambda_i$	$\delta b_i$	$r_i$	$\lambda_i$	$\delta b_i$	$r_i$	$\lambda_i$	$\delta b_i$	$r_i$	$\lambda_i$	$\delta b_i$	$r_{ni}$
1	116,62	2,00	C	1,024	-20	3,00	C	1,024	-20	3,00	R	1,024	-20	3,00	
2	113,12	3,00	C	1,018	-20	3,00	C	1,018	-20	3,00	R	1,018	-20	3,00	
3	108,37	4,20	C	1,037	-20	3,00	ALA	1,028	-20	3,00	AAA	1,020	-20	4,00	
4	102,95	5,00	C	1,033	-20	3,00	ALA	1,030	-20	3,00	AAA	1,021	-20	4,50	
5	97,80	5,00	C	1,036	-20	3,00	ALA	1,033	-20	3,00	AAA	1,022	-20	4,50	
6	92,91	5,00	C	1,034	-20	3,00	ALA	1,031	-20	3,00	AAA	1,021	-20	4,50	
7	88,27	5,00	C	1,036	-20	3,00	ALA	1,033	-20	3,00	AAA	1,022	-20	4,50	
8	83,86	5,00	C	1,034	-20	3,00	ALA	1,031	-20	3,00	AAA	1,021	-20	4,50	
9	79,66	5,00	C	1,035	-20	3,00	ALA	1,031	-20	3,00	AAA	1,021	-20	4,50	
10	75,68	5,00	C	1,034	-20	3,00	ALA	1,031	-20	3,00	AAA	1,021	-20	4,50	
11	71,90	5,00	C	1,035	-20	3,00	ALA	1,032	-20	3,00	AAA	1,022	-20	4,50	
12	68,30	5,00	C	1,035	-20	3,00	ALA	1,032	-20	3,00	AAA	1,022	-20	4,25	
13	64,89	5,00	C	1,035	-20	3,00	ALA	1,032	-20	3,00	AAA	1,022	-20	4,25	

Продовження таблиці 5.2

№ кінці	Середній діаметр калібру, мм	Часткове обтиснення, %	Система калібрів С				Система калібрів АЛА				Система калібрів ААА			
			Тип калібру	Овальність калібру	Показник поширення $\delta b, \%$	Радіус сполучення галтелі r, мм	Тип калібру	Овальність калібру	Показник поширення $\delta b, \%$	Радіус сполучення галтелі r, мм	Тип калібру	Овальність калібру	Показник поширення $\delta b, \%$	Радіус сполучення галтелі, мм
$i$	$D_{срi}$	$\varepsilon_i$	$\lambda_k$	$\varphi$	$r$	$\lambda$	$\delta b$	$r$	$\lambda$	$\delta b$	$r$	$\lambda$	$\delta b$	$r_n$
14	61,64	5,00	C	1,035	-20	3,00	ALA	1,032	-20	3,00	AAA	1,022	-20	4,25
15	58,56	5,00	C	1,035	-20	3,00	ALA	1,032	-20	3,00	AAA	1,022	-20	4,25
16	55,63	5,00	C	1,035	-20	3,00	ALA	1,032	-20	3,00	AAA	1,022	-20	4,25
17	52,85	5,00	C	1,035	-20	3,00	ALA	1,032	-20	3,00	AAA	1,022	-20	4,25
18	50,21	5,00	C	1,035	-20	3,00	ALA	1,032	-20	3,00	AAA	1,022	-20	4,25
19	47,70	5,00	C	1,035	-20	3,00	ALA	1,032	-20	3,00	AAA	1,022	-20	4,00
20	45,31	5,00	C	1,035	-20	3,00	ALA	1,032	-20	3,00	AAA	1,022	-20	4,00
21	43,59	3,80	C	1,020	-20	3,00	C	1,019	-20	3,00	C	1,019	-20	3,00
22	42,72	2,00	C	1,012	-14	3,00	C	1,011	9	3,00	C	1,011	9	3,00
23	42,40	0,74	Круг	1,000	-20	2,00	Круг	1,000	0	2,00	Круг	1,000	0	2,00
24	42,40	0,00	Круг	1,000	0	2,00	Круг	1,000	0	2,00	Круг	1,000	0	2,00

Примітка: для всіх калібрів типу АЛА ексцентриситет  $e_1 = 0,1$  мм.

Таблиця 5.3. Розрахункові енергосилові та деформаційні параметри прокатки в однорядусних та трирядусних калібрах при використанні систем калібрів С, А1А та ААА

№ кліті	Система калібрів С						Система калібрів А1А						Система калібрів ААА					
	СПП		НСПП		Наведена поперечна різностінність, %	Момент прокатки, кНм	СПП		НСПП		Наведена поперечна різностінність, %	Момент прокатки, кНм	СПП		НСПП		Наведена поперечна різностінність, %	
	Зусилля прокатки, кН	Момент прокатки, кНм	Максимальне зусилля прокатки, кН	Максимальний момент прокатки, кНм			Зусилля прокатки, кН	Момент прокатки, кНм	Максимальне зусилля прокатки, кН	Максимальний момент прокатки, кНм			Зусилля прокатки, кН	Момент прокатки, кНм	Максимальне зусилля прокатки, кН	Максимальний момент прокатки, кНм		
1	48,19	-7,35	56,91	7,53	0,27	48,19	-7,35	56,91	7,53	0,27	48,19	-7,35	56,91	7,53	0,27			
2	42,18	-5,90	69,61	9,28	0,16	42,18	-5,84	68,91	9,19	0,16	42,18	-5,78	68,22	9,10	0,16			
3	34,13	-4,04	84,31	11,38	0,53	32,94	-3,88	82,29	11,00	0,51	32,08	-3,86	80,15	10,58	0,48			
4	26,20	1,87	94,71	12,96	0,67	25,12	1,82	93,19	12,83	0,63	24,64	1,76	91,51	12,49	0,56			
5	24,12	3,12	96,28	13,33	1,01	23,49	3,06	92,23	13,33	0,89	22,50	2,98	88,73	12,98	0,76			
6	24,41	3,20	97,80	13,69	1,32	23,97	3,07	96,83	13,33	1,22	23,40	3,00	94,31	13,08	0,78			
7	24,93	2,97	99,29	14,04	1,57	23,98	2,90	99,29	13,79	1,53	23,82	2,85	97,51	13,21	0,94			
8	24,75	2,30	100,74	14,38	1,89	24,11	2,29	98,12	13,83	1,87	24,04	2,19	94,40	13,50	0,98			
9	23,94	2,56	102,15	14,69	2,36	23,49	2,47	100,31	14,31	2,25	23,13	2,44	97,70	14,21	1,01			
10	23,74	2,46	103,50	14,99	2,93	22,74	2,40	99,56	14,60	2,73	22,33	2,30	98,57	14,22	1,09			
11	23,68	2,48	104,78	15,28	3,52	23,11	2,42	102,06	14,99	3,01	22,23	2,36	102,06	14,72	1,24			

Продовження таблиці 5.3

№ квітти	Система калібрів С				Система калібрів А1А				Система калібрів ААА						
	СПП		НСПП		СПП		НСПП		СПП		НСПП		Наведена поперечна різностінність, %		
	Зусилля прокатки, кН	Момент прокатки, кНм	Максимальне зусилля прокатки, кН	Максимальний момент прокатки, кНм	Зусилля прокатки, кН	Момент прокатки, кНм	Зусилля прокатки, кН	Максимальне зусилля прокатки, кН	Максимальний момент прокатки, кНм	Зусилля прокатки, кН	Момент прокатки, кНм				
12	23,68	2,26	106,00	15,55	4,19	23,51	2,23	104,09	14,90	3,77	22,90	2,21	101,38	14,33	1,59
13	23,45	2,13	107,12	15,79	4,14	23,38	2,04	103,05	15,41	3,84	22,94	1,96	101,20	15,01	1,69
14	23,17	2,08	108,14	16,01	5,96	22,82	2,06	105,33	15,90	5,02	21,86	2,00	101,33	15,49	2,26
15	23,14	2,17	109,04	16,21	5,21	22,86	2,17	106,97	16,16	4,73	22,31	2,11	104,19	15,85	2,13
16	23,33	1,96	109,86	16,38	6,22	22,49	1,91	105,24	16,13	6,05	22,34	1,88	103,35	15,45	2,78
17	23,10	1,70	110,45	16,51	6,11	22,50	1,66	107,80	16,31	6,04	22,43	1,59	103,70	15,92	2,84
18	22,29	1,41	110,84	16,61	7,10	21,75	1,36	110,06	16,01	6,69	21,42	1,34	107,20	15,90	3,21
19	22,58	2,77	111,03	16,68	7,47	22,22	2,70	110,70	16,25	7,12	21,95	2,70	108,60	16,20	3,49
20	32,72	5,65	111,03	16,70	8,76	31,35	5,55	106,37	16,38	7,29	30,22	5,40	101,90	16,14	3,64
21	44,10	4,15	95,06	14,28	8,83	43,66	4,10	94,11	14,14	7,31	43,22	4,06	93,17	13,99	3,88
22	35,12	0,25	69,45	10,40	8,90	35,12	0,25	69,45	10,40	7,43	35,12	0,25	69,45	10,40	3,91
23	22,39	0,14	47,41	7,06	8,89	22,39	0,14	47,41	7,06	7,43	22,39	0,14	47,41	7,06	3,91
24	5,10	0,05	7,35	0,13	8,89	5,10	0,05	7,35	0,13	7,43	5,10	0,05	7,35	0,13	3,91

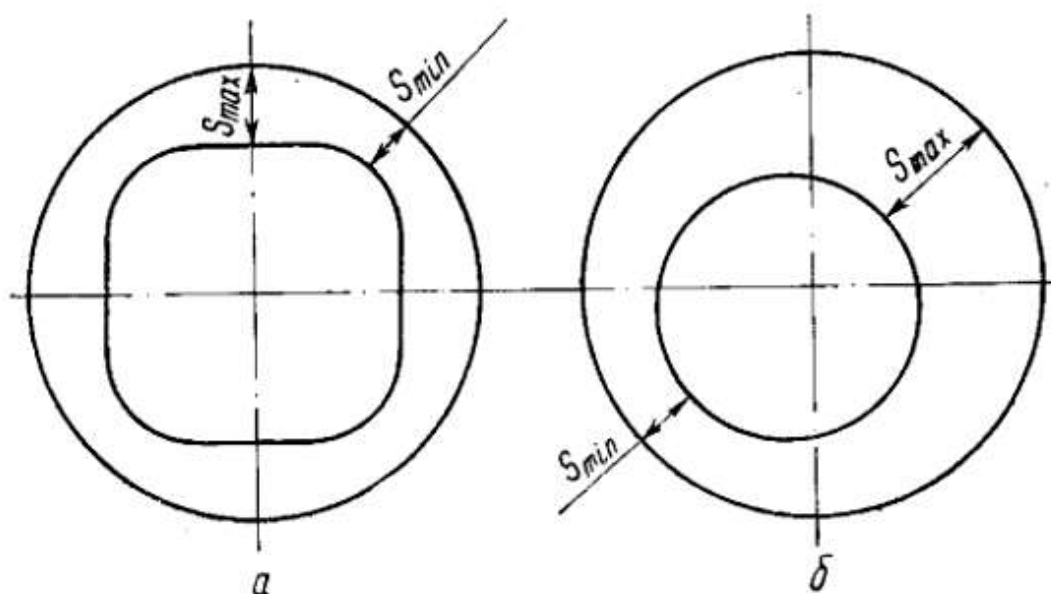


Рис. 5.5. Симетрична (а) та ексцентрична (б) різностінність труби [230, рис. 10]

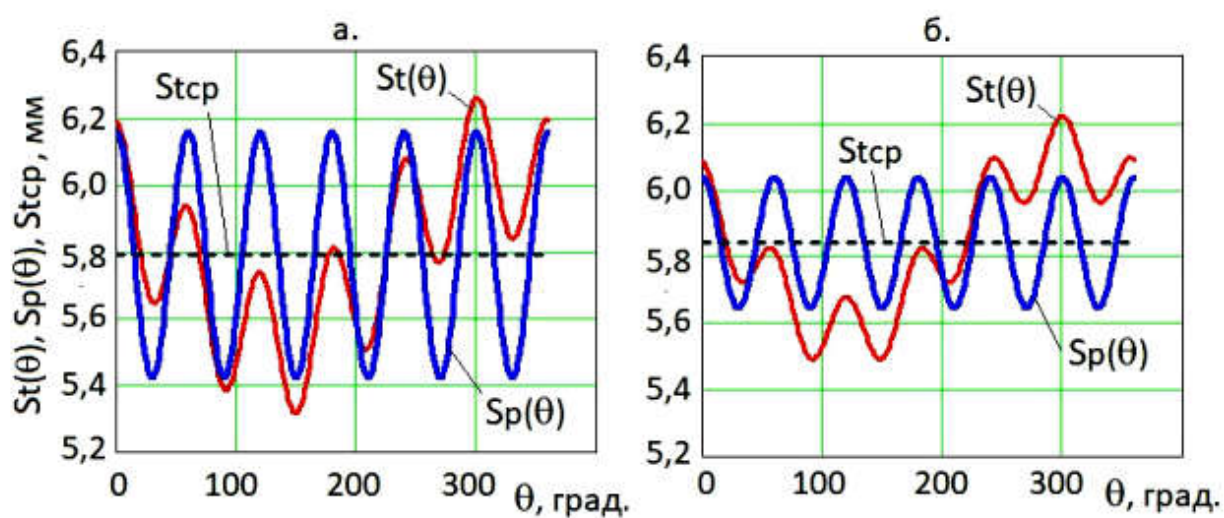


Рис. 5.6. Закони зміни товщини стінки  $S_t(\theta)$  та симетричної складової товщини стінки  $S_p(\theta)$  по периметру труби і величина середньої товщини стінки труби

$S_{tcp}$ : а – прокат з використаннями системи калібрів **ALA** та цехового

швидкісного режиму **I**; б – прокат з використанням системи калібрів **AAA** та

запропонованого швидкісного режиму **II**

Таблиця 5.4. Розрахункові та експериментальні параметри прокатки труби за маршрутом  $119 \times 7,5 \rightarrow 42,4 \times 6$  мм

Система калібрів	Варіант розрахунку чисел обертів двигунів	Розрахункова загальна потужність прокатки, кВт	Середня загальна потужність прокатки (експеримент), кВт	Загальна поперечна різностінність труб, %	Розрахункова наведена при редукуванні поперечна різностінність, %	Наведена при редукуванні поперечна різностінність (експеримент), %	Середня товщина стінки труб (експеримент), мм	Відхилення середньої товщини стінки труб від номіналу, мм
		$W_{\Sigma}$	$W_{\Sigma}^E$	$B_t$	$B_{\Sigma N}$	$B_{\Sigma N}^E$	$S_{\text{ср}}$	$\Delta S$
ALA	I	1030	1046	16,31	7,45	7,84	5,79	-0,21
	II	1024	1041	16,22	7,43	7,81	5,84	-0,16
AAA	II	1011	1022	12,45	3,91	4,03	5,84	-0,16

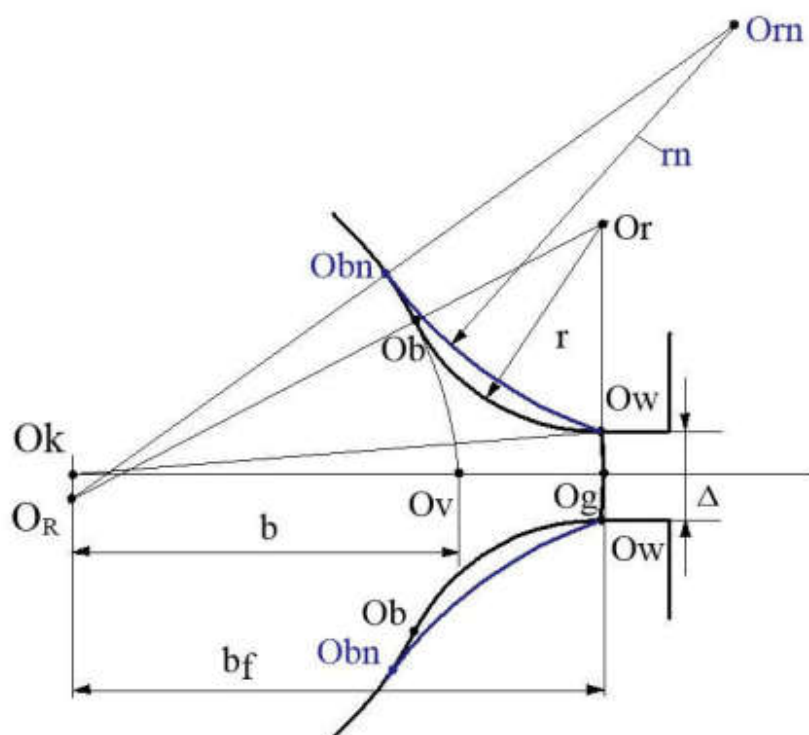


Рис. 5.7. Схема деформації зовнішньої поверхні труби в зоні реборд калібрів за умови  $\delta b < 0$  при подвійному сполученні галтелі радіусом  $r$  та при одинарному сполученні галтелі радіусом  $r_n$



згідно до якого при однакових умовах формозміни в клітках (обтиснення  $\varepsilon_i$ , витяжка  $\mu_i$ , показник  $\bar{T}_i$  та ін.) силові параметри деформації в одно- та трирадіусних калібрах мають бути близькими між собою (табл. 5.3).

2. При використанні систем калібрів **ALA** та **AAA** розрахункові ( $W_\Sigma$ ) та експериментальні ( $W_\Sigma^E$ ) величини потужності прокатки близькі між собою (розбіжність не перевищує 3,5% – табл. 5.4).

3. При використанні системи калібрів **ALA** та цеховому швидкісному режимі прокатки **I** відхилення  $\Delta S = S_{icp} - S_m$  середньої товщини стінки труби  $S_{icp}$  від номіналу  $S_m = 6$  мм становить  $\Delta S = -0,21$  мм, а при швидкісному режимі **II**, розрахованому відповідно розробленої методики, відхилення становить  $\Delta S = -0,16$  мм, тобто зменшується на 24% (табл. 5.4 та рис. 5.6).

4. При використанні системи калібрів **ALA** незалежно від швидкісного режиму прокатки загальна поперечна різностінність труб сягає величини  $B_t = 16,22 \dots 16,31\%$ , а при використанні системи калібрів **AAA** різностінність становить  $B_t = 12,45\%$ , тобто зменшується майже на 23% (табл. 5.4).

5. При використанні системи калібрів **ALA** незалежно від швидкісного режиму прокатки на 60% обстежених труб (18 штук) спостерігали 4-6 паралельних осі труби смужок рябизни, які погіршували товарний вигляд труб; при використанні системи калібрів **AAA** цей дефект на трубах був відсутнім.

Результати експерименту дозволяють зробити такі висновки.

1. При однакових параметрах формозміни в кожній з клітей ( $\varepsilon_i$ ,  $\mu_i$ ,  $\bar{T}_i$ ,  $f_i$  та ін.) та в стані взагалі (швидкість прокатки  $v_0$ , розмір заготовки, труби та ін.) розподіл зусиль  $P_i$  та моментів  $M_i$  прокатки практично не залежить від типу калібрів, що використовуються.

2. При однакових параметрах формозміни в кожній з клітей ( $\varepsilon_i$ ,  $\mu_i$ ,  $\bar{T}_i$ ,  $f_i$  та ін.) та в стані взагалі (швидкість прокатки  $v_0$ , розмір заготовки, труби та ін.) загальна потужність прокатки  $W_\Sigma$  практично не залежить від геометричних параметрів калібрів, що використовуються.

3. Розраховуючи швидкісний режим прокатки відповідно запропонованої методики, можна зменшити відхилення  $\Delta S$  середньої товщини стінки труби від номіналу у порівнянні з випадком застосування швидкісного режиму прокатки, розрахованого відповідно цеховій методиці.

4. Розраховуючи швидкісний режим прокатки та проектуючи форму трирадіусних калібрів відповідно запропонованих методик, можна зменшити відхилення  $\Delta S$  середньої товщини стінки труби від номіналу та зменшити поперечну різностінність готових труб  $B_t$  у порівнянні з випадком застосування швидкісного режиму прокатки та проектування форми трирадіусних калібрів відповідно цеховим методикам.

5. Трирадіусні овальні калібри з одинарним сполученням галтелі валка радіусом  $r_n$ , параметри котрого вибирають відповідно запропонованої методики, дозволяють виготовляти труби без наявності на їх поверхні паралельних осі труби смужок рябизни, які погіршують товарний вигляд продукції. Цей факт можна пояснити тим, що при однакових величинах  $b$  та  $b_f$  в калібрах з *одинарним* сполученням галтелі валка деформація труби на ділянці  $O_{bn}O_w$  відбувається з меншою інтенсивністю, ніж на ділянці  $O_bO_w$  при подвійному сполученні галтелі валка (рис. 5.7).

Калібри типу ААА запропоновані к використанню в промислових умовах нормаллю ТОВ «Нико Тьюб» 10-7-18 «Калібрування валків редуційного та калібрувального станів ТПА 30-102» [229]; використання цих калібрів разом з методикою розрахунку кінематичних параметрів прокатки [149] дозволило усунути гранеутворення при прокатці товстостінних труб і призвело до зменшення відхилень середньої товщини стінки труб від номіналу на 12 ... 28% в залежності від сортаменту (Додаток 1, пп. 1-2).

## 5.2. Аналіз параметрів калібрування труб великих діаметрів

Калібрування труб великих діаметрів ( $D_t = 219...426$  мм) має деякі особливості у порівнянні з іншими процесами прокатки труб без оправки [67,

77, 137]: загальна деформація по діаметру  $\varepsilon_{\Sigma}$  не перевищує 5%, а часткова деформація в кліті  $\varepsilon_i$  не перевищує 2%.

### **5.2.1. Математична модель процесу калібрування в стані з груповим приводом валків**

Розглянемо математичну модель процесу калібрування труб в безперервному стані з *груповим* приводом валків (конкретно – 5- клітьовий калібрувальний стан ТПА-350 з автоматичним станом). Задачу визначення параметрів прокатки сформулюємо таким чином.

*Задані:* товщина стінки заготовки  $S_0$ ; діаметр заготовки  $D_0$ ; діаметр труби  $D_t$ ; закон розподілу часткових обтиснень  $\varepsilon_i = \varepsilon_i(i)$  діаметра по клітях; числа обертів валків  $n_{Bi}$ ; ідеальний радіус валків останньої кліті  $R_{uN}$ ; число клітей  $N$ ; відсутність міжклітьових натягів (підпорів)  $Z_{zi} = Z_{ni} = 0$ .

*Потрібно визначити:* товщину стінки труби  $S_t$  (мм); ідеальні радіуси валків  $R_{ui}$  ( $i = 1 \dots N - 1$ ); швидкість прокатки на вході в стан  $v_0$ , енергосилові параметри прокатки ( $P_i, M_i, W_t, W_{\Sigma}$ ).

В якості законів зв'язків  $S_i = S_i(\Pi)$  використовуємо  $N$  рівнянь (1.2). В якості законів зв'язків  $Z_i = Z_i(n_i)$  використовуємо  $N$  рівнянь (3.10), що перетворені після відповідних підстановок до виду (5.2). Коефіцієнт зовнішнього тертя визначається індивідуально для кожної кліті стану за формулою (5.3). Коефіцієнт підпору  $n'_{oui}$  розраховується відповідно до формул (5.4.1-2). Величини  $G_{oi}$ , та  $k_i$  розраховуємо з використанням запропонованого критерія – аналога  $\bar{R}$  (формула 4.8.1), котрий за умов безперервної прокатки набуває вигляду  $\bar{R}_i = R_{dspi} / D_{spj}$ . В якості додаткових законів зв'язків  $n_i = n_i(Z_i)$  залучаємо рівняння сталості секундних обсягів при безперервній прокатці (5.5) разом з рівнянням (5.6). Середній радіус калібру  $R_{spi}$  розраховується відповідно формули (5.7). Аплікати умовних нейтральних точок  $(z_{ny})_i$  визначаються

як корні  $N$  рівнянь (5.8).

Система  $2N$  рівнянь (1.2) та (5.2) включає  $N$  невідомих стінок  $S_i$  ( $i=1\dots N$ ),  $N$  невідомих значень аплікат умовних нейтральних точок  $(z_{ny})_i$  ( $i=1\dots N$ ),  $N-1$  значень ідеальних радіусів валків  $R_{ui}$  ( $i=1\dots N-1$ ) та швидкість прокатки на вході в стан  $v_0$ .

Підставивши значення  $(z_{ny})_i = f(S_i, n_{Bi}, R_{ui}, v_0)$  з рівняння (5.8) в рівняння (5.2) отримуємо остаточно систему  $2N$  рівнянь (1.2) та (5.2) з  $K=2N$  невідомими величинами:  $N$  невідомих стінок  $S_i$  ( $i=1\dots N$ ),  $N-1$  невідомих ідеальних радіусів  $R_{ui}$  ( $i=1\dots N-1$ ) та невідома швидкість прокатки на вході в стан  $v_0$ .

Енергосилові параметри прокатки визначаються з рівнянь (5.9.1-4).

### 5.2.2. Тестування математичної моделі процесу калібрування в стані з груповим приводом валків

Тестування математичної моделі процесу прокатки труб без оправки в калібрувальному стані з груповим приводом валків здійснювали (як і в п. 5.1.1.2) шляхом порівняння результатів розрахунків потужності прокатки  $W_\Sigma$  з експериментальними даними та розрахунковими результатами, отриманими за умов використання інших моделей. Розраховували потужність прокатки труб за маршрутом  $\text{Ø}338 \text{ мм} \rightarrow \text{Ø}325 \text{ мм}$ ; параметри прокатки труб наведені в табл. 5.5.

Табл. 5.5. Параметри прокатки труб  $\text{Ø}325$  мм відповідно до [203]

$i$	$D_{cpi}$ , мм	$h_i$ , мм	$b_i$ , мм	$\varepsilon_i$ , %	$\delta b_i$ , %	$R_{ui}$ , мм
1	337,00	166,4	170,60	0,30	61,54	353,0
2	334,70	165,7	169,00	0,98	53,06	354,5
3	331,50	165,0	166,50	0,96	20,00	356,0
4	330,40	164,8	165,6	0,33	35,29	357,0
5	329,95	164,7	165,25	0,14	50,00	357,5

Зважаючи на те, що ідеальні радіуси валків  $R_{ui}$  є заданими відповідно до цехової калібровки [203], задача *тестового* визначення параметрів калібрування формулювалася наступним чином.

*Задані:* товщина стінки заготовки  $S_0 = 7 \dots 40$  мм; діаметр заготовки  $D_0 = 338$  мм; діаметр труби  $D_t = 329,95$  мм; закон розподілу часткових обтисень  $\varepsilon_i = \varepsilon_i(i)$  діаметра по клітях (табл. 5.5); числа обертів валків  $n_{Bi} = 45$  об./хв.; ідеальні радіуси валків  $R_{ui}$  (табл. 5.5); число клітей  $N = 5$ ; відсутність міжклітьових натягів (підпорів) на вході в стан ( $Z_{31} = 0$ ) та виході з нього ( $Z_{n5} = 0$ ).

*Потрібно визначити:* товщину стінки труби  $S_t$  (мм); значення коефіцієнтів пластичного натягу між клітями  $Z_{ni}$  ( $i = 1 \dots N - 1$ ); швидкість прокатки на вході в стан  $v_0$ , енергосилові параметри прокатки ( $P_i, M_i, W_i, W_\Sigma$ ).

Розрахункові значення  $W_\Sigma$ , отримані за умов використання запропонованої математичної моделі, порівнювали з величиною  $W_\Sigma^E$ , що реально мала місце під час прокатки. Величини  $W_\Sigma^E$  також порівнювали з розрахунковими даними потужності прокатки  $W_\Sigma$ , що були отримані в результаті реалізації ще трьох, спрощених, моделей (моделі №№ 1, 2 та 3 – дивись підрозділ 5.1.1.2).

На рис. 5.8 приведено результати розрахунків та експериментальні дані відносно залежності  $W_\Sigma = W_\Sigma(S_t)$  в разі прокатки труб з вуглецевої сталі 20. З аналізу наведених на рис. 5.8 даних можна зробити висновок про те, що розрахункові величини потужності прокатки  $W_\Sigma$ , які отримані при використанні спрощених моделей, перевищують реальну потужність прокатки  $W_\Sigma^E$  *приблизно* в 1,5...2,0 рази. Розбіжність між величинами  $W_\Sigma$  та середніми значеннями  $W_\Sigma^E$  при використанні моделі, що пропонується (моделі без спрощень) не перевищує *приблизно*  $\pm 10 \dots 15\%$ . Зауважимо, що йдеться про *приблизну* роз-

біжність між величинами  $W_{\Sigma}$  та  $W_{\Sigma}^E$  через те, що коливання реальної потужності прокатки  $W_{\Sigma}^E$  відносно своєї середньої величини  $W_{\Sigma cp}^E$  в процесі прокатки на калібрувальному стані ТПА-350 сягає  $\pm 10...12\%$ .

Результати тестової апробації дозволяють зробити висновок про те, що запропонована математична модель процесу калібрування труб великого діаметра в стані з груповим приводом валків може бути використана для прогнозування енергосилових параметрів прокатки в промислових умовах.

### ***5.2.3. Деформаційні параметри калібрування при розширенні сортаменту ТПА-350***

До теперішнього часу сортамент ТПА-350 обмежений виготовленням труб діаметром до  $D_t = 325$  мм з товщиною стінки до  $S_t = 40$  мм. У відповідності до плану модернізації ТПА-350 повстало питання про розширення сортаменту агрегату за рахунок виготовлення труб діаметром до  $D_t = 355$  мм з товщиною стінки до  $S_t = 50$  мм. Одним із проблемних питань, які потребують вирішення при реалізації цього завдання, є вибір деформаційних параметрів калібрування, при яких потужність двигуна калібрувального стана ( $W_{\Sigma \max} = 400$  кВт) дозволить здійснювати прокатку труб сортаменту, що планують до виробництва.

Розглянемо практичну реалізацію цієї задачі на прикладі розробки деформаційних параметрів калібрування труб діаметром 355 мм.

На *першому етапі* проектування визначалися з максимально можливими загальними  $\Delta D_{\Sigma}$  та частковими  $\Delta D_i$  абсолютними обтисненнями по діаметру. При цьому враховували практичний досвід, відповідно до которого при калібруванні труб з показником  $\bar{T}_t < 10$  (стілкою  $S_t < 35$  мм) для забезпечення точності труб потрібно хоча б в одній клітці стана здійснювати часткову відносну деформацію по діаметру  $\varepsilon_i > 0,5\%$ . Розрахунки починали з стінки  $S_t = 35$  мм та величини  $\Delta D_{\Sigma} = 10$  мм. Використовуючи запропоновану в

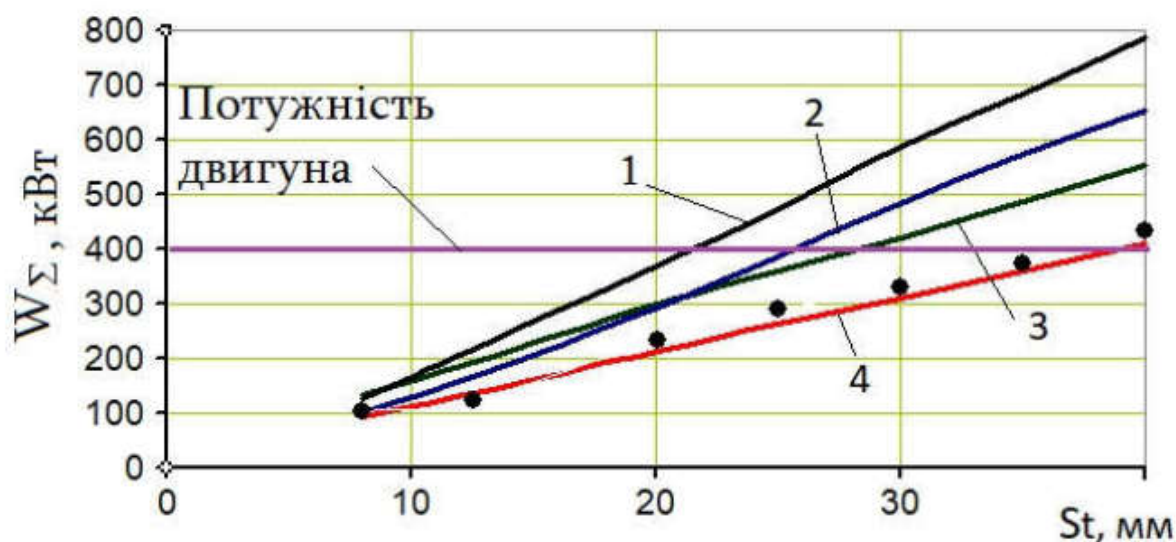


Рис. 5.8. Розрахункові (лінії) та експериментальні (крапки) значення потужності прокатки  $W_{\Sigma}$  під час калібрування труб діаметром  $D_t = 325$  мм в залежності від товщини стінки труби  $S_t$ : 1 – розрахунок за спрощеною моделлю №1; 2 – розрахунок за спрощеною моделлю №2; 3 – розрахунок за спрощеною моделлю №3; 4 – розрахунок відповідно запропонованої моделі без спрощень

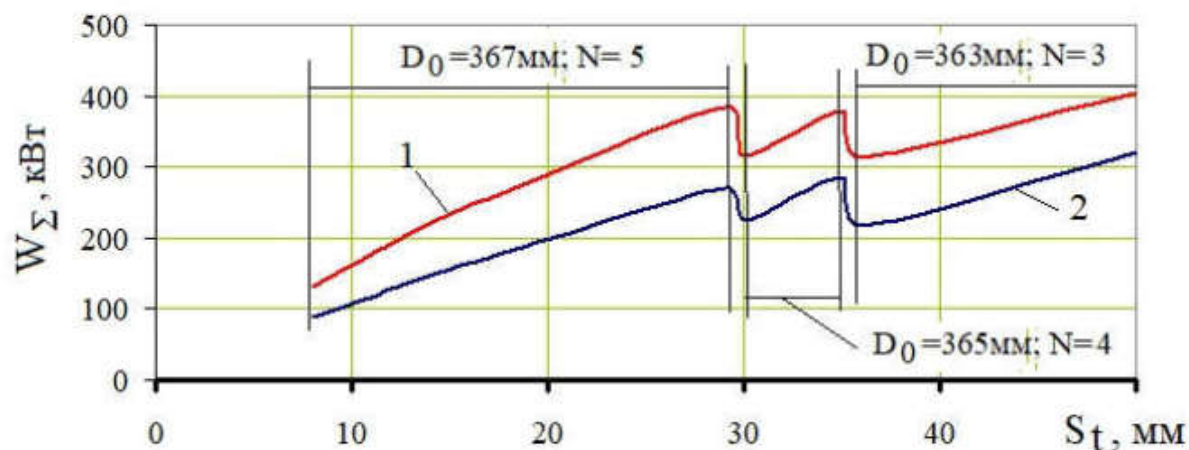


Рис. 5.9. Розрахункові значення потужності прокатки  $W_{\Sigma}$  під час калібрування труб діаметром  $D_t = 355$  мм в залежності від товщини стінки труби  $S_t$  з використанням ступінчастого режиму деформації: 1 – матеріал легована сталь 30ХГСА; 2 – матеріал вуглецева сталь 20

підрозділі 5.2.1 математичну модель, розраховували загальну потужність прокатки  $W_{\Sigma}$  в разі деформації труб з легованих сталей та порівнювали її з величиною  $W_{\Sigma \max}$ ; в разі, якщо  $W_{\Sigma} > W_{\Sigma \max}$ , зменшували величину  $\Delta D_{\Sigma}$ . В результаті розрахунків отримали (рис. 5.9), що в разі калібрування труб 355×35 мм із застосуванням калібрів, параметри котрих дані в таблиці 5.6, величина  $\Delta D_{\Sigma}$  не повинна перевищувати 5,0...5,5 мм. При цьому, аби одночасно виконати умови  $W_{\Sigma} \leq W_{\Sigma \max}$  і  $\varepsilon_2 > 0,5\%$ , деформацію потрібно здійснювати в чотирьох клітках стана ( $N = 4$ ,  $S_t = 30 \dots 35$  мм – рис. 5.9).

Табл. 5.6. Параметри прокатки труб  $\varnothing 355$  мм, що забезпечують одночасне виконання умов  $W_{\Sigma} \leq W_{\Sigma \max}$  і  $\varepsilon_2 > 0,5\%$  при калібруванні тонкостінних труб

$i$	$D_{cpi}$ , мм	$h_i$ , мм	$b_i$ , мм	$\varepsilon_i$ , %	$\delta b_i$ , %	$R_{ui}$ , мм
1	365,02	181,69	183,96	0,54	25,47	354,0
2	363,08	181,04	182,36	0,53	23,09	355,0
3	361,81	180,57	181,49	0,35	24,99	356,5
4	360,96	180,25	180,88	0,24	25,02	357,0
5	360,56	180,08	180,62	0,11	47,10	357,5

На другому етапі проектування визначалися із товщиною стінки труби, при котрій можна використовувати всі *n'ять* клітей стана ( $N = 5$ ;  $S_t < 30$  мм – рис. 5.9) при одночасному виконанні умов  $W_{\Sigma} \leq W_{\Sigma \max}$  і  $\varepsilon_2 > 0,5\%$ .

На третьому етапі проектування визначалися із товщиною стінки труби, при котрій задля виконання умови  $W_{\Sigma} \leq W_{\Sigma \max}$  треба використовувати тільки *три* кліті стана ( $N = 3$ ;  $S_t > 35$  мм – рис. 5.9).

Запропонований ступінчастий режим зміни сумарного абсолютного обтиску по діаметру був успішно апробований в промислових умовах, його використання при виготовленні труб  $\varnothing 339$  мм та  $\varnothing 355$  мм дозволило розширити сортамент калібрувального стана ТПА-350 без підвищення потужності приводу, тобто без заходів модернізації обладнання (Додаток 1, п. 4).



#### 5.2.4. Удосконалення методики вибору параметрів калібру останньої кліті стана

Форма калібру останньої кліті стана практично визначає форму утворюючої зовнішньої поверхні готової труби. Найбільш поширеною методикою визначення параметрів останнього в напрямку ходи прокатки калібру передбачується використання формули [7, 80, 105, 189 та ін.]

$$D_N = \left(1 + \alpha_t \cdot t_N^o\right) \cdot d_{tx}, \quad (5.11)$$

де  $D_N$  - середній діаметр останнього в напрямку ходи прокатки калібру, мм;  $d_{tx}$  - діаметр труби в холодному стані, мм;  $\alpha_t$  - коефіцієнт лінійного температурного розширення матеріалу труби,  $1/^\circ\text{C}$ ;  $t_N^o$  - температура матеріалу труби в останньому в напрямку ходи прокатки калібрі,  $^\circ\text{C}$ .

Недолік формули (5.11) полягає в тому, що вона не враховує наявність пружної деформації труби після виходу з останнього калібру. Цей факт обумовлює те, що *розбіжність* між заданими ( $d_{tx}$ ) та фактичними ( $d'_{tx}$ ) величинами діаметра труби в холодному стані має відносно високий рівень. Аби забезпечити підвищення якості труб внаслідок зменшення розбіжності між заданими ( $d_{tx}$ ) та фактичними ( $d'_{tx}$ ) величинами діаметра готових труб запропоновано наступну формулу для визначення параметрів останнього в напрямку ходи прокатки калібру [153]

$$D_N = \left(1 + \alpha_t \cdot t_N^o - \frac{\sigma_T}{E}\right) \cdot d_{tx}, \quad (5.12)$$

де  $\sigma_T$  - межа текучості матеріалу труби при деформації в останньому в напрямку ходи прокатки калібрі, МПа;  $E$  - модуль пружності матеріалу заготовки при деформації в останньому в напрямку ходи прокатки калібрі, МПа.

Підвищення точності геометричних розмірів готових труб відбувається за рахунок того, що при визначенні геометричних розмірів останнього в напрямку ходи прокатки калібру (діаметру калібру  $D_N$ ) враховуються величини

ни залишкової пружної *відносної* деформації  $\varepsilon_p = \frac{\sigma_T}{E}$  та залишкової пружної *абсолютної* деформації  $\Delta D_{Np} = \frac{\sigma_T}{E} \cdot d_{tx}$  труби, які вона отримає після виходу з останнього калібру безперервного стана (рис. 5.10). Факт урахування залишкових пружних деформацій труби при розрахунку діаметру останнього калібру призводить до зменшення розбіжності між заданими ( $d_{tx}$ ) та фактичними ( $d'_{tx}$ ) величинами діаметра готових труб, що, в свою чергу, зменшує непродуктивні розходи металу на виготовлення труб та підвищує економічні показники виробництва.

На рис. 5.11 показано залежність  $\sigma = f(\varepsilon)$  напруги деформації  $\sigma$  від деформації  $\varepsilon$ , яка для конкретного матеріалу, з якого виготовлена труба, що деформується при температурі деформації в останньому калібрі  $t_N^o$ , відповідає кривій навантаження "а". Величина модуля пружності матеріалу, що деформується в останній кліті при температурі  $t_N^o$ , відповідно кривій навантаження "а" визначиться як  $E = tg\beta$  (тут  $\beta$  - кут нахилу прямолінійної ділянки кривої навантаження "а" до вісі " $\varepsilon$ "). При деформації  $\varepsilon_d = \frac{D_{N-1} - D_N}{D_{n-1}}$ , що є конкретною деформацією в останньому калібрі (рис. 5.10) напруга деформації відповідно кривій навантаження "а" складає величину, що дорівнює величині межі текучості  $\sigma_T$ . Після виходу заготовки з останнього калібру вона zdeформується на величину пружної деформації  $\varepsilon_p$  (величина котрої відповідно лінії розвантаження "б" дорівнює  $\varepsilon_p = \frac{\sigma_T}{E}$ ), а залишкова пластична деформація заготовки становитиме величину  $\varepsilon_o = \varepsilon_d - \varepsilon_p$ .

Практичне використання запропонованої методики відбувається наступним чином. До здійснення процесу деформації заготовки в багатоклітинному стані безоправочної безперервної прокатки здійснюють пластометричні

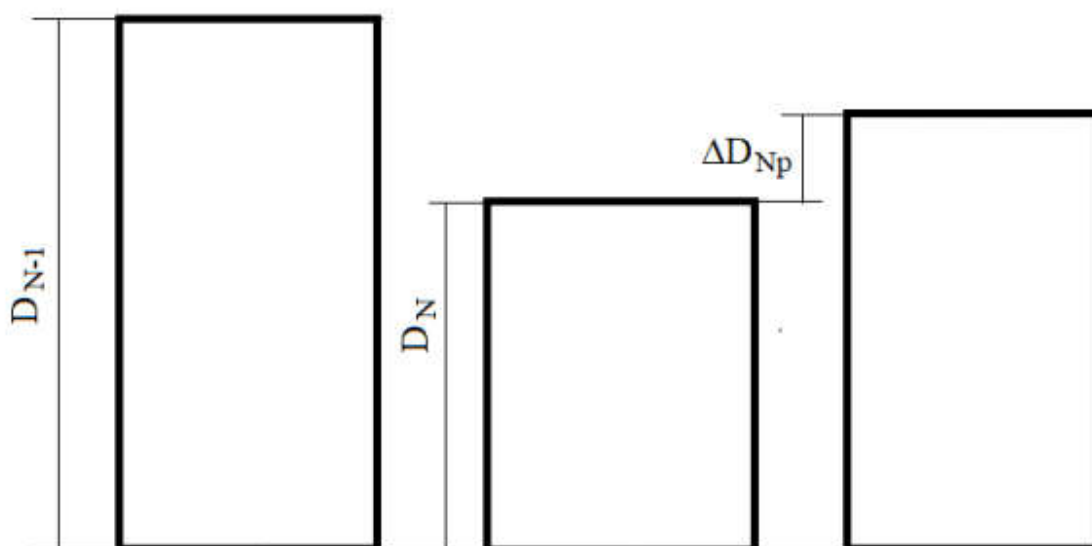


Рис. 5.10. Умовна схема до визначення зміни діаметра заготовки під час деформації в передостанній та останній клітях стана

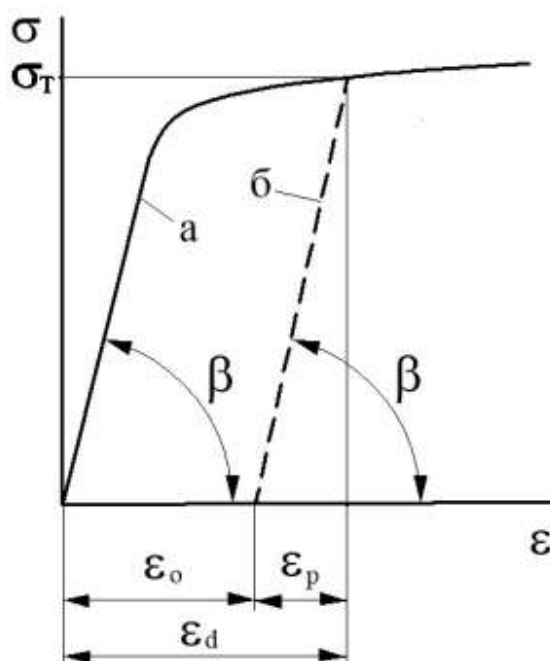


Рис. 5.11. Схема до визначення результуючої відносної деформації труби  $\epsilon_o$  в

калібрі:  $\epsilon_d = \frac{D_{N-1} - D_N}{D_{N-1}}$  – відносна сумарна деформація в калібрі;  $\epsilon_p = \frac{\sigma_T}{E}$  –

залишкова відносна пружна деформація труби після виходу з осередку деформації

іспити матеріалу заготовки для побудови залежності  $\sigma = f(\varepsilon)$  для визначення величин модуля пружності ( $E$ ) та межі текучості ( $\sigma_T$ ) матеріалу заготовки при деформації в останньому калібрі. Іспити здійснюють при температурі  $t_N^o$ , яка планується для деформації заготовки в останньому калібрі. Відповідно отриманій кривій навантаження (рис. 5.10) визначають величину модуля пружності матеріалу заготовки  $E = tg\beta$  при деформації заготовки в останньому калібрі. Відповідно деформації  $\varepsilon_d$ , здійснення якої планується в останньому калібрі, по кривій навантаження "а" визначають величину межі текучості  $\sigma_T$  матеріалу заготовки при формозміні заготовки в останньому калібрі. Використовуючи залежність (5.12), з урахуванням визначених величин  $E$  та  $\sigma_T$ , визначають потрібний діаметр останнього калібру  $D_N$ .

Далі відповідно до визначеної величини  $D_N$  здійснюють виготовлення калібрів валків, що утворюють останній в напрямку ходи прокатки калібр. Далі здійснюють деформацію заготовки в ряді послідовно розташованих калібрів, діаметр останнього з котрих ( $D_N$ ) було визначено відповідно співвідношенню (5.12). Завдяки тому, що діаметр останнього в напрямку ходи прокатки калібру визначають у відповідності до співвідношення (5.12), тобто з урахуванням пружної деформації заготовки після виходу з останнього калібру  $\varepsilon_p$ , діаметр виготовленої готової труби  $d_{tx}'$  має бути максимально наближеним до її заданого діаметра  $d_{tx}$ .

Методику визначення розмірів калібру останньої в напрямку ходи прокатки кліти відповідно рівнянню (5.12), апробовано в умовах калібрувального стану трубного агрегату "350". При апробації виготовляли труби з вуглецевої сталі із змістом вуглецю 0,17...0,24%. Діаметр труб в холодному стані  $d_{tx} = 323,85$  мм. Температура прокатки (деформації) в останньому калібрі  $t^o = 760 \pm 10$  °C ( $\alpha_t = 1,295 \cdot 10^{-5}$  1/°C), деформація в останньому калібрі  $\varepsilon_d = 0,0026$ . Після проведення пластометричних іспитів матеріалу заготовки (іспити на розтягування при температурі 760 °C) отримали залежність

$\sigma = f(\varepsilon)$  на підставі котрої визначили: модуль пружності матеріалу заготовки (при температурі 760 °С)  $E = 126000$  МПа; напругу текучості матеріалу заготовки (при температурі 760 °С та деформації 0,0026)  $\sigma_T = 130$  МПа. Розрахунок потрібного діаметра останнього калібру відповідно по формулам (5.11) та (5.12) дав такі результати:  $D_{N1} = 327,04$  мм (діаметр відповідно відомій методиці) та  $D_{N2} = 326,70$  мм (діаметр відповідно пропонованій методиці). В дослідженні було виготовлено по 20 труб з використанням валків з діаметрами  $D_{N1}$  та  $D_{N2}$ . Точність виготовлених труб оцінювали величиною математичного очікування  $M_d$  абсолютної величини розбіжності між заданим ( $d_{tx}$ ) та фактичним ( $d'_{tx}$ ) діаметром готових труб в холодному стані

$$M_d = \frac{\sum_{m=1}^M \sqrt{(d'_{tx} - d_{tx})_m^2}}{M}, \quad (5.13)$$

$m$  - поточний номер заміру величини фактичного діаметра труби;  $M$  - загальна кількість замірів фактичного діаметра труби.

В результаті обробки експериментальних даних отримали: для відомої методики  $M_d = 2,44$  мм; для методики, що пропонується,  $M_d = 2,18$  мм. Таким чином, експериментальні данні вказують на те, що при використанні пропонованої методики розбіжність між заданими та фактичними величинами діаметра труб зменшується приблизно на 11%. Запропоновану методику використано при розробці нових калібрів калібрувального стану ТПА-350. При використанні нових калібрів відхилення діаметра готових труб від номіналу зменшилося на 8...12% в залежності від сортаменту (Додаток 1, п.3).

### **5.3. Удосконалення методики проектування систем однорадіусних овальних калібрів**

Багатьма дослідженнями [1, 41, 139, 207 та ін.] доведено, що однією з основних умов виготовлення труб з високими показниками точності і якості є забезпечення збігу гранично заданих ( $\varepsilon_{Zi}$ ) та фактичних ( $\varepsilon_{Fi}$ ) значень част-

кових відносних обтиснень по діаметру в клітках безперервного стану при прокатці без оправки. Як було показано в підрозділі 2.1, при існуючих методах визначення параметрів калібрів має місце розбіжність між заданими та фактичними величинами відносних часткових обтиснень, тобто  $\varepsilon_{Zi}/\varepsilon_{Fi} \neq 1$ .

В підрозділі 2.2.1 наведена система рівнянь (2.13-18), яка описує зв'язок геометричних параметрів в однорадіусному овальному калібрі, що забезпечують виконання умови  $\varepsilon_{Zi}/\varepsilon_{Fi} = 1$ . До теперішнього часу при визначенні овальності  $\lambda_{ki}$  однорадіусних калібрів використовують емпіричні за-

лежності  $\lambda_{ki} = \frac{1}{\xi_i(1-\varepsilon_{Zi})}$  [105, стор. 101-103],  $\lambda_{ki} = \left(\frac{1}{1-\varepsilon_{Zi}}\right)^{q_i}$  [1, стор. 150]

та аналогічні до них (тут  $\xi_i$ ,  $q_i$  – емпіричні коефіцієнти). Якщо система калібрів спроектована з використанням емпіричних залежностей, застосовуючи систему рівнянь (2.13-18) можна обчислити *фактичні* величини середніх діаметрів калібрів  $D_{Fspi}$  та, в разі потреби, скорегувати геометричні параметри калібрів.

Розглянемо для прикладу базову цехову систему калібрів для виготовлення труб за маршрутом  $\emptyset 92\text{мм} \rightarrow \emptyset 30\text{мм}$  в умовах 30-клітьового редуційного стану ТПА-80 (таблиця 5.7). Як видно з розрахункових даних, що наведені в таблиці 5.7, при заданих величинах  $\varepsilon_{Zi}$  задані величини середніх діаметрів калібрів  $D_{Zspi} = D_{Zspj}(1-\varepsilon_{Zi})$  не збігаються з *фактичними* величинами середніх діаметрів калібрів  $D_{Fspi}$ . В останніх (чистових) клітках редуційного стану  $D_{Fspi} < D_{Zspi}$ , тобто деформація  $\varepsilon_{Fi}$  перевищує заплановану величину  $\varepsilon_{Zi}$ ; внаслідок цього реальний режим формозміни відрізняється від проектного, що може бути причиною появи поверхневих дефектів на трубах. В передостанній клітці ( $i=29$ ) відносна розбіжність між середніми діаметрами

$\Delta D_{spi} = \left(\frac{D_{Fspi}}{D_{Zspi}} - 1\right) \cdot 100\%$  становить величину  $\Delta D_{spi} = -0,493\%$ , наслідок чо-

го в останній клітці стану ( $i=30$ ) зміна середнього діаметра заготовки не здій-

снюється, а відбувається лише локальний контакт заготовки з валками останнього калібру на ділянці, де радіус заготовки  $R_{29} \left( \frac{\pi}{n} - \theta \right)$  завбільшки за радіус калібру  $R_{30}(\theta)$ . В результаті цього на зовнішній поверхні труби утворюються відбитки у вигляді ліній, що є паралельними осі прокатки; наявність таких відбитків погіршує товарний вигляд продукції. Також з даних, наведених в таблиці 5.7 випливає, що в результаті прокатки з використанням цехової системи калібрів ми отримуємо трубу, середній діаметр котрої на 0,493% менший за *потрібний* середній діаметр. В разі, якщо допуск на відхилення середнього діаметра становить  $\pm 0,5\%$  [216], ми майже гарантовано отримаємо браковану трубу за ознакою “діаметр в мінус”.

В таблиці 5.8 наведено розрахункові параметри калібрів ( $\lambda_{ki}$ ,  $b_i$ ,  $h_i$ ) відповідно до формул (2.19) – (2.21), які є рішеннями системи рівнянь (2.13-18), що забезпечують виконання умов  $\varepsilon_{Zi}/\varepsilon_{Fi} = 1$ ,  $D_{Zcpi}/D_{Fcp_i} = 1$ . Параметри калібрів в зоні реборд, зокрема радіуси  $r$  сполучення випусків та реборд калібрів (рис. 2.19, рис. 2.20), визначали з системи рівнянь (2.31.1-9) з урахуванням умов оптимізації (2.42), (2.43). Наведена в таблиці 5.8 система калібрів впроваджена в промислових умовах на редуційному стані ТПА-80 (Додаток 2, п.1). Зважаючи на те, що на теперішній час в умовах ТПА-80 виготовляють труби з відносно великим допуском на відхилення середнього діаметра ( $\pm 1,0 \dots 1,25\%$ ), суттєвого зменшення відбраковки труб за ознакою “діаметр в мінус” зафіксовано не було, але застосування нової калібровки дозволило на 3,2–4,5% (в залежності від сортаменту) зменшити відбраковку труб за наявності поверхневих дефектів (Додаток 2, п.3).

#### 5.4. Висновки по розділу 5

1. Запропоновано методики визначення енергосилових параметрів деформації труб без оправки в сталому та несталому періодах прокатки в станах з диференційно – груповим приводом валків. Тестування в промислових

умовах запропонованої методики визначення параметрів деформації в сталому процесі прокатки довело, що розбіжність між розрахунковими та фактичними значеннями потужності прокатки не перевищує *приблизно*  $\pm 4\%$ . Розроблені методики використані при розрахунках параметрів прокатки труб із застосуванням трирадіусних калібрів в редуційному та калібрувальному станах ТПА 30-102.

2. Здійснена промислова апробація трирадіусних калібрів, параметри котрих обчислювались виходячи із умов зменшення відносної поперечної різностінності готових труб, яка показала ефективність їх використання з точки зору підвищення точності труб. Впровадження цих калібрів в умовах ТПА 30-102 дозволило усунути гранеутворення при прокатці товстостінних труб і призвело до зменшення відхилень середньої товщини стінки труб від номіналу на 12 ... 28% в залежності від сортаменту (Додаток 1, пп. 1-2).

3. Розрахунковим шляхом обґрунтовано, апробовано та впроваджено в промислових умовах ступінчастий режим зміни сумарного абсолютного обтиску по діаметру при виготовленні труб великих діаметрів. Використання цього режиму деформації при виготовленні труб  $\text{Ø}339$  мм та  $\text{Ø}355$  мм дозволило розширити сортамент калібрувального стана ТПА-350 без підвищення потужності приводу, тобто без заходів модернізації обладнання (Додаток 1, п. 4).

4. Теоретично обґрунтована методика вибору геометричних параметрів калібру останньої кліти безперервного стана для прокатки труб без оправки, яку використано при розробці нових калібрів калібрувального стана ТПА-350. При використанні нових калібрів відхилення діаметра готових труб від номіналу зменшилося на 8...12% в залежності від сортаменту (Додаток 1, п.3).

5. В умовах 30-клітьового редуційного стана ТПА-80 апробовано розроблену методику розрахунку геометричних параметрів однорадіусних овальних калібрів. Застосування нової калібровки дозволило на 3,2–4,5% (в залежності від сортаменту) зменшити відбраківку труб за наявності поверхневих дефектів (Додаток 2).



Таблиця 5.7. Задані та фактичні параметри прокатки труби за маршрутом  
 $\varnothing 92\text{мм} \rightarrow \varnothing 30\text{мм}$  у відповідності до цехової калібровки валків

№ кліті	Задана часткова деформація, %	Заданий середній діаметр калібру, мм	Фактична ширина калібру, мм	Фактична висота калібру, мм	Фактична овальність калібру	Фактична часткова деформація, %	Фактичний середній діаметр калібру, мм	Відносна розбіжність між діаметрами калібру, %
$i$	$\varepsilon_{Zi}$	$D_{Zcpi}$	$b_i$	$h_i$	$\lambda_{ki}$	$\varepsilon_{Fi}$	$D_{Fcpi}$	$\Delta D_{cpi}$
		92,710	46,355	46,355			92,700	
1	2,000	90,856	46,171	45,045	1,025	1,928	90,923	0,074
2	3,350	87,812	45,123	43,263	1,043	3,324	87,900	0,100
3	4,700	83,685	43,476	40,976	1,061	4,672	83,793	0,129
4	4,700	79,752	41,433	39,051	1,061	4,705	79,851	0,124
5	4,700	76,003	39,485	37,215	1,061	4,708	76,091	0,116
6	4,700	72,431	37,630	35,467	1,061	4,704	72,512	0,112
7	4,710	69,020	35,860	33,799	1,061	4,709	69,098	0,113
8	4,690	65,783	34,177	32,212	1,061	4,700	65,850	0,102
9	4,700	62,691	32,570	30,698	1,061	4,706	62,751	0,096
10	4,700	59,744	31,038	29,254	1,061	4,707	59,797	0,089
11	4,700	56,936	29,580	27,879	1,061	4,704	56,985	0,086
12	4,710	54,255	28,189	26,569	1,061	4,705	54,303	0,088
13	3,340	52,443	26,946	25,835	1,043	3,382	52,467	0,046
14	1,998	51,400	26,112	25,475	1,025	2,019	51,407	0,014
15	0	51,400	25,700	25,700	1,000	0,014	51,400	0
16	1,000	50,886	25,647	25,343	1,012	0,965	50,904	0,035
17	2,730	49,497	25,308	24,453	1,035	2,723	49,518	0,042
18	4,450	47,294	24,518	23,174	1,058	4,459	47,310	0,034

Продовження таблиці 5.7

$i$	$\varepsilon_{Zi}$	$D_{Zcpi}$	$b_i$	$h_i$	$\lambda_{ki}$	$\varepsilon_{Fi}$	$D_{Fcpi}$	$\Delta D_{cpi}$
19	4,450	45,190	23,419	22,136	1,058	4,483	45,189	-0,002
20	4,450	43,163	22,370	21,144	1,058	4,483	43,163	0,000
21	4,450	41,257	21,368	20,196	1,058	4,483	41,228	-0,070
22	4,450	39,421	20,411	19,292	1,058	4,483	39,380	-0,104
23	4,450	37,667	19,496	18,427	1,058	4,483	37,615	-0,138
24	4,450	35,991	18,623	17,602	1,058	4,482	35,929	-0,172
25	4,450	34,389	17,788	16,813	1,058	4,482	34,318	-0,206
26	4,450	32,859	16,991	16,060	1,058	4,482	32,780	-0,240
27	4,450	31,397	16,230	15,340	1,058	4,482	31,311	-0,274
28	2,730	30,540	15,536	15,010	1,035	2,935	30,392	-0,485
29	1,014	30,240	15,162	14,982	1,012	0,991	30,091	-0,493
30	0	30,240	15,120	15,120	1,000	-0,46	30,240	0

Таблиця 5.8. Задані та фактичні параметри прокатки труби за маршрутом  $\varnothing 92\text{мм} \rightarrow \varnothing 30\text{мм}$  у відповідності до запропонованої калібровки валків

№ кліті	Задана часткова деформація, %	Заданий середній діаметр калібру, мм	Фактична ширина калібру, мм	Фактична висота калібру, мм	Фактична овальність калібру	Фактична часткова деформація, %	Фактичний середній діаметр калібру, мм	Відносна розбіжність між діаметрами калібру, %
$i$	$\varepsilon_{Zi}$	$D_{Zcpi}$	$b_i$	$h_i$	$\lambda_{ki}$	$\varepsilon_{Fi}$	$D_{Fcpi}$	$\Delta D_{cpi}$
		92,700	46,350	46,350			92,700	
1	2,000	90,856	46,164	44,996	1,0260	2,000	90,856	0
2	3,350	87,812	45,075	43,222	1,0429	3,350	87,812	0
3	4,700	83,685	43,435	40,915	1,0616	4,700	83,685	0

Продовження таблиці 5.8

$i$	$\varepsilon_{Zi}$	$D_{Zcpi}$	$b_i$	$h_i$	$\lambda_{ki}$	$\varepsilon_{Fi}$	$D_{Fcpi}$	$\Delta D_{cpi}$
4	4,700	79,752	41,372	39,009	1,0606	4,700	79,752	0
5	4,700	76,003	39,441	37,171	1,0611	4,700	76,003	0
6	4,700	72,431	37,586	35,429	1,0609	4,700	72,431	0
7	4,710	69,020	35,822	33,760	1,0611	4,710	69,020	0
8	4,690	65,783	34,137	32,182	1,0607	4,690	65,783	0
9	4,700	62,691	32,539	30,668	1,0610	4,700	62,691	0
10	4,700	59,744	31,008	29,230	1,0608	4,700	59,744	0
11	4,700	56,936	29,555	27,857	1,0610	4,700	56,936	0
12	4,710	54,255	28,166	26,544	1,0611	4,710	54,255	0
13	3,340	52,443	26,918	25,831	1,0421	3,340	52,443	0
14	2,000	51,400	26,104	25,474	1,0247	2,000	51,400	0
15	0	51,400	25,700	25,700	1,0000	0	51,400	0
16	1,000	50,886	25,645	25,330	1,0124	1,000	50,886	0
17	2,730	49,497	25,295	24,443	1,0349	2,730	49,497	0
18	4,450	47,294	24,508	23,170	1,0579	4,450	47,294	0
19	4,450	45,190	23,411	22,141	1,0574	4,450	45,190	0
20	4,450	43,163	22,374	21,154	1,0576	4,450	43,163	0
21	4,450	41,257	21,377	20,214	1,0576	4,450	41,257	0
22	4,450	39,421	20,427	19,315	1,0576	4,450	39,421	0
23	4,450	37,667	19,518	18,456	1,0576	4,450	37,667	0
24	4,450	35,991	18,650	17,635	1,0576	4,450	35,991	0
25	4,450	34,389	17,820	16,851	1,0576	4,450	34,389	0
26	4,450	32,859	17,028	16,101	1,0576	4,450	32,859	0
27	4,450	31,397	16,270	15,385	1,0576	4,450	31,397	0
28	2,730	30,540	15,604	15,087	1,0342	2,730	30,540	0
29	1,014	30,240	15,240	15,047	1,0128	1,014	30,240	0
30	0	30,240	15,120	15,120	1,000	0	30,240	0

## ВИСНОВКИ ПО РОБОТІ

У дисертації наведене теоретичне узагальнення і нове рішення науково-технічної задачі, яка полягає в теоретичному обґрунтуванні, розробці та впровадженні удосконалених деформаційно-швидкісних режимів безперервної поздовжньої прокатки труб без оправки, що забезпечують підвищення ефективності технології за рахунок забезпечення потрібної точності і якості поверхні продукції.

1. На основі аналізу науково-технічної літератури і патентних джерел показано, що дослідження, спрямовані на теоретичне обґрунтування, розробку та впровадження раціональних деформаційно-швидкісних режимів безперервної поздовжньої прокатки труб без оправки, що забезпечують підвищення ефективності технології за рахунок підвищення точності і якості поверхні продукції, є актуальними.

2. На підставі проведених досліджень зв'язку геометричних параметрів одно- та багаторадіусних калібрів по всьому їх периметру, включно зону галтелі, обґрунтовано метод проектування, в якому поперечна різностінність готових труб є критерієм оптимізації параметрів калібру.

3. Запропонована та апробована методика визначення параметрів прокатки в калібрах, в якій використовується *реальна* (а не у вигляді прямокутника) форма контактної поверхні, яка розраховується з урахуванням тангенціальної течії металу в осередку деформації; це дозволило підвищити достовірність розрахунків кінематичних та енергосилових параметрів прокатки.

4. Розроблено узагальнену методику розрахунку катаючого радіуса, засновану на аналізі *реальної* форми нейтральної лінії в осередку деформації за умови силової рівноваги заготовки під дією прикладених до неї сил; встановлено, що можуть бути *чотири* характерних (типових) положення нейтральної лінії на поверхні контакту валків і металу, а величина може перевищувати максимальний радіус валка (радіус валка в перерізі реборди). Все це дозво-

лило підвищити достовірність розрахунку кінематичних параметрів прокатки в промислових умовах, що, в свою чергу, підвищило точність готових труб (зменшило відхилення товщини стінки готових труб від номіналу).

5. Розроблено загальну методику розрахунку зусилля, моменту та потужності поздовжньої прокатки труб без оправки в дво– та тривалкових одно– та трирадіусних калібрах, що базується на використанні запропонованих критеріїв – аналогів процесів простої поздовжньої прокатки штаб та поздовжньої прокатки труб без оправки; надані приклади конкретних розрахунків.

6. Запропоновані немонотонні апроксимуючі функції для визначення межі плинності та універсального коефіцієнту підпора, використання яких підвищує точність розрахунків енергосилових параметрів прокатки при одночасному спрощенні процедури виконання розрахунків; запропоновано спосіб визначення емпіричних коефіцієнтів в апроксимуючому рівнянні  $\sigma_T = \sigma_T(u, \varepsilon, t^o)$ , який значно зменшує обсяг необхідних для апроксимації експериментальних даних.

7. Вперше показано, що метод обчислення величини середнього радіуса калібру і значення цієї величини залежать від того, для визначення якого параметра прокатки (витяжки або відносної зміни периметра) шукана величина буде використовуватися, що підвищує точність розрахунку деформаційних і кінематичних параметрів процесу поздовжньої прокатки в калібрах.

8. Отримала розвиток методика визначення параметрів останнього калібру безперервного стану: запропоновано спосіб визначення середнього радіусу останнього калібру, який передбачає необхідність враховувати пружну "віддачу" труби після виходу з останньої кліті.

9. Запропоновані методики розрахунку геометричних та визначення кінематичних і енергосилових параметрів деформації труб без оправки із застосуванням одно– та трирадіусних, дво– та тривалкових овальних калібрів апробовані і впроваджені в виробництво. Впровадження трирадіусних калібрів в умовах ТПА 30-102 дозволило усунути гранеутворення при прокатці товс-

тостінних труб і призвело до зменшення відхилень середньої товщини стінки труб від номіналу на 12 ... 28% в залежності від сортаменту. Використання ступінчастого режиму зміни деформації при виготовленні труб Ø339 мм та Ø355 мм дозволило розширити сортамент калібрувального стана ТПА-350 без підвищення потужності приводу, тобто без заходів модернізації обладнання. При використанні на ТПА-350 однорадіусних калібрів останніх клітей, що розраховані відповідно способу, відхилення діаметра готових труб від номіналу зменшилося на 8...12% в залежності від сортаменту. Застосування в умовах 30-клітьового редуційного стана ТПА-80 нової однорадіусної калібровки дозволило на 3,2–4,5% (в залежності від сортаменту) зменшити відбраківку труб за наявності поверхневих дефектів. Результати роботи використані на кафедрі технологічного проектування НМетАУ при читанні лекцій по курсу «Моделювання процесів обробки металів тиском в технологічних об'єктах» (розділ «Редукування труб»), а також при виконанні студентами дипломних проектів і магістерських робіт.

**СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ**

1. Гуляев Г.И., Ившин П.Н., Ерохин И.Н. и др. Технология непрерывной безоправочной прокатки труб / под ред. Г.И. Гуляева. Москва : Металлургия, 1975. 264 с.
2. Шевченко А.А. Непрерывная прокатка труб. 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. Москва, 1952. 495 с.
4. Шевченко А.А. Элементы теории процесса непрерывной прокатки труб без оправки. В сб. «Обработка металлов давлением». Москва : Metallurgizdat, 1954. Вып. III. С. 164-189.
5. Шевченко А.А. Определение утолщения стенки трубы при редуцировании. *Сталь*. 1948. №8. С. 722-726.
6. Звягинцев А.М. Калибровка редуционного стана без натяжения. *Сталь*. 1947. №4. С. 328-331.
7. Данилов Ф.А., Глейберг А.З., Балакин В.Г. Производство стальных труб горячей прокаткой. Москва : Metallurgizdat, 1954. 615 с.
8. Данилов Ф.А., Глейберг А.З., Балакин В.Г.. Горячая прокатка труб. Москва : Metallurgizdat, 1962. 591 с.
9. Данилов Ф.А., Глейберг А.З., Балакин В.Г. Горячая прокатка и прессование труб. Москва : Металлургия, 1972. 576 с.
10. Глейберг А.З. Определение изменения толщины стенки при редуцировании труб. *Бюллетень ЦИИНМП*. 1950. №5. С. 26-27.
11. Шевакин Ю.Ф., Глейберг А.З.. Производство труб. Москва : Металлургия, 1968. 440 с.
12. Швейкин В.В. Деформация трубы при прокатке без оправки. В сб. «Обработка металлов давлением». Москва : Metallurgizdat, 1954. Вып. III. С. 190-202.

13. Краев С.И. Изменение стенки трубы при редуцировании. *В сб. «Обработка металлов давлением»*. Москва : Metallurgizdat, 1954. Вып. III. С. 218-231.
14. А.П. Чекмарев, Г.И. Гуляев. Критическое отношение толщины стенки к диаметру при непрерывной безоправочной прокатке труб без натяжения. *В сб. Труды УкрНТО ЧМ*. Днепропетровск : УкрНТО ЧМ, 1958. Т. XIII. С. 103-119.
15. Гуляев Г.И. Влияние формы калибров непрерывных безоправочных станов на качество труб : дис. ... канд. техн. наук : 05.03.05. Днепропетровск, 1955. 156 с.
16. Шевченко А.А., Гуляев Г.И., Юргеленас В.А. Редуцирование с натяжением сварных газопроводных труб без последующей обрезки утолщенных концов. *Бюллетень НТИ ВНИТИ*. Харьков : Metallurgizdat, 1958. Вып. 4–5. С. 5-16.
17. Шевченко А.А., Гуляев Г.И., Юргеленас В.А. и др. Редуцирование тонкостенных труб с натяжением. *Бюллетень ЦИИНЧМ*. 1958. №4. С. 31–33.
18. Шевченко А.А., Гуляев Г.И., Юргеленас В.А. и др. Технология редуцирования труб с натяжением. *Бюллетень НТИ УкрНИТИ*. 1959. Вып. 6–7. С. 31-33.
19. Шевченко А.А., Гуляев Г.И., Анисифоров В.П. и др. Работа двухвалкового редуционного стана с индивидуальным приводом. *Сталь*. 1961. №3. С. 251-256.
20. Шевченко А.А., Гуляев Г.И., Зимин А.К. Влияние температуры нагрева и химического состава металла на изменение толщины стенки труб при редуцировании. *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. Днепропетровск, 1960. 139 с.



22. Шевченко А.А., Юргеленас В.А. Непрерывная прокатка труб без оправки в условиях предельных значений натяжения. *В сб. Труды УкрНТО ЧМ*. Днепропетровск : УкрНТО ЧМ, 1958. Т. XIII. 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. Днепропетровск, 1963. 146 с.
24. Колмогоров В.Л., Глейберг А.З. Деформация стенки трубы при редуцировании. *Прокатное и трубное производство (приложение к журналу «Сталь»)*. Москва : Metallurgizdat, 1959. С. 172-179.
25. Тарновский И.Я., Поздеев А.А., Ганаго О.А. и др. Теория обработки металлов давлением. Москва : Metallurgizdat, 1963. 672 с.
26. Швейкин В.В., Гун Г.Я. Об изменении толщины стенки трубы при редуцировании. *Научные доклады высшей школы*. 1958. №1. С.140-145.
27. Гун Г.Я., Полухин П.И., Полухин В.П. и др. Пластическое формоизменение металлов. Москва : Metallurgiya, 1968. 416 с.
28. Анисифоров В.П., Зельдович Л.С., Нодев Э.О. и др. Влияние режима обжатий на уменьшение толщины стенки при редуцировании. *Бюллетень института «Черметинформация»*. 1966. №14. С. 32-34.
29. Швейкин В.В., Ившин П.Н. Зависимость изменения толщины стенки трубы при редуцировании от вязкопластических свойств (упрочнения) металла. *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 Rohrreduzierverfahren. *Stahl und Eisen*. –1955. №22. S. 1452-1460.
32. Гуляев Ю.Г., Чукмасов С.А., Губинский А.В. Математическое моделирование процессов обработки металлов давлением. Киев : Наукова думка, 1986. 240 с.

33. Анисифоров В.П., Зельдович Л.С., Курганов В.Д. и др. Редукционные станы. Москва : Metallurgiya, 1971. 255 с.
34. Финкельштейн Я.С., Зимин А.К., Макаров И.П., Дудников М.Т. Определение некоторых параметров процесса редуцирования труб с натяжением на станах с индивидуальным приводом. В сб. «Производство сварных и бесшовных труб». Москва : Metallurgiya, 1964. Вып. II. С. 14-21.
35. Гуляев Г.И. Влияние технологических параметров на качество труб при непрерывной безопрочной прокатке : дис. ... докт. техн. Наук : 05.03.05. Москва, 1977. 487 с.
36. Gorol P. Die Kalibrierung der Reduzierwalzen für hahtlose Rohre. *Stahl und Eisen*. 1931. №2. S. 33-37.
37. Gocal J., Kotrbatov I., Valasec P. Možnosti zkaraceni delek zesilenych koncu trub pri tahovem redukovani. *Ocelove trubky*. 1977, 24. № 3. S.170-185.
38. Безклубенко Н.П. Производство стальных труб. Москва : 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. С. 403-496.
40. Медведев М.И., Лоскутов П.А., Ратнер А.Г.. Бесшовные трубы. Москва : 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. Днепропетровск, 1987. 471 с.
42. Ериклинцев В.В., Блинов Ю.И., Фридман Д.С., Грабарник Л.М. Теория редуцирования труб / под научн. ред. В.В. Ериклинцева. Свердловск : Средне-Уральское книжное издательство, 1970. 230 с.
43. Тшаска А. Причины возникновения поперечной разностенности при редуцировании труб. *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. Днепропетровск, 1975. 212 с.
46. Анисифоров В.П., Зельдович А.С. Расчет скоростных режимов редуцирования труб с натяжением. *Бюллетень Центрального института информации черной металлургии*. 1966. № 19. С.48-50.
47. Теоретическое исследование редуциционных 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. Москва, 1969. 245 с.
48. Исследование редуциционного 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. Москва, 1966. 72 с.
49. Ивоботенко В.А. Исследование процесса редуцирования труб и многодвигательного электропривода непрерывных редуциционных станов : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.16.05. Москва, 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 редуциционного 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. Москва – Днепропетровск, 1966. №15/66; Инв. № НР-1905. 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. Москва – Днепропетровск, 1967. №14/67; Инв. № НР-2115. 43 с.
53. Блинов Ю.И. Методы расчета скоростных режимов редуцирования труб с натяжением. *В сб. «Непрерывная прокатка»*. Москва : Металлургия, 1966. Вып. XXIII. С. 96-99.
54. Гуляев Ю.Г., Володарский М.З., Лев О.И. и др. Повышение точности и качества труб / под. ред. Ю.Г. Гуляева. Москва : Металлургия, 1992. 238 с.
55. SMS Meer Technische Dokumentation / Verlag Nr. 276/00186602/50/22-176. 92 S.
56. Гуляев Г.И., Юргеленас В.А. Определение некоторых основных технологических параметров редуцирования труб с натяжением. *В сб. Труды УкрНТО ЧМ*. Днепропетровск : УкрНТО ЧМ, 1958. Т. XIII. С.120-137.
57. Данченко В.Н., Коробочкин И.Ю., Лебедь Г.Ш., Гринев А.Ф. К расчету скоростных режимов при редуцировании труб. *В сб. «Обработка металлов давлением»*. Москва : Металлургия, 1972. Вып. LIX. С.266-270.
58. Гуляев Г.И., Гуляев Ю.Г., Рычко В.Ф., Лев О.И. Технология редуцирования труб с максимальным натяжением. *В сб. «Развитие техники и технологии трубного производства»*. Москва : Металлургия, 1992. С. 43-48.
59. Ериклинцев В.В., Фридман Д.С., Блинов Ю.И. и др. Повышение точности толщины стенки труб при бесконечном редуцировании. *Бюллетень ин-та «Черметинформация»*. 1970. №11. С. 32-34.
60. Фридман Д.С., Богатов Н.А. Опыт освоения непрерывного редуцирования труб с натяжением / под ред. В.В. Ериклинцева. Свердловск : Средне-Уральское кн. изд-во, 1966. 43с.

61. Ившин П.Н. Исследование деформаций, энергосиловых и кинематических параметров при редуцировании труб : автореф. дис. ... канд. техн. наук. Свердловск, 1965. 17 с.
62. Колмогоров В.Л., Потопаев А.П. Изменение поперечной разностенности труб при волочении и редуцировании. *Проблемы деформации металлов*. Москва : Metallurgia, 1968. Т.6. С.132-146.
63. Давыдов Ф.Д. Новый метод расчета скоростного режима редуцирования труб. *Сталь*. 2004. №6. С.75-76.
64. Спосіб безправочної прокатки труб: пат. 60957 Україна: 7 В21В 17/14. Ф.Д. Давидов (Україна). №2003077123; заявл. 29.07.2003; опубл. 15.10.2003. 3 с.
65. Выдрин А.В. Проблемы математического моделирования процессов пластической деформации металлов. *Бюллетень ин-та «Черметинформация»*. 2005. №12. С.61-64.
66. Динник А.А. Истинные пределы текучести стали при горячей прокатке. *В сб. «Теория прокатки»* : Материалы конференции по теоретическим вопросам прокатки в г. Днепропетровске. Москва : Metallurgia, 1962. С.157-174.
67. Коликов А.П., Романенко В.П., Самусев С.В. и др. Машины и агрегаты трубного производства : Учебное пособие для вузов / под ред. А.П. Коликова. Москва : 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. Москва – Днепропетровск, 1966. №1/63; Инв. № НР-2018. 148 с.

70. Исследование электроприводов редукционного стана при работе с натяжением: Отчет о НИР / Всесоюзный научно–исследовательский и проектно–конструкторский институт металлургического машиностроения. Москва, 1962. №20–61–3; Инв. № н/з 40–343. 324 с.
71. Технологическая часть технического проекта 15-клетевого 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. Москва – Днепропетровск, 1966. №16/66; Инв. № НР–1906. 39 с.
72. Анисифоров В.П. Определение толщины стенки и коэффициента вытяжки при редуцировании труб с натяжением. *В сб. Труды ВНИИМЕТМАШ*. Москва : ОНТИ, 1963. Вып.8. С.213-216.
73. Технологическая часть технико–рабочего проекта редукционного стана с дифференциально–групповым приводом агрегата 30–102 Первоуральского Новотрубного завода: Отчет о НИР / Всесоюзный научно–исследовательский и проектно–конструкторский институт металлургического машиностроения. Москва, 1966. №145164; Инв. № НР–1461. 72 с.
74. Pehle Y.J. Process management system for stretch–reducing mills. *Tube International*. 1995. January. P. 75–79.
75. Гуляев Ю.Г., Шифрин Е.И., Николаенко Ю.Н. Анализ условий захвата при продольной прокатке в круглых калибрах. *В сб. “Матеріали Х Міжнародної конференції молодих вчених «Молоді вчені 2019 – від теорії до практики»”*. Дніпро : НМетАУ, 2019. С. 24-27.
76. Кириченко А.Н., Южаков А.П., Жуков А.И. Разработка и освоение новых скоростных режимов при редуцировании труб. *Сталь*. 1989. №9. С. 64-68.
77. Гуляев Ю.Г., Друян В.М., Шифрин Е.И. Стальные трубы. Изготовление, применение, сортамент : справочник / под общ. ред. Ю.Г. Гуляева. Днепропетровск : РИА «Днепр–ВАЛ», 2002. 350 с.

78. Целиков А.И. Влияние внешнего трения и натяжения на давление металла на валки при прокатке. *Металлург.* 1939. №6. С. 3–11.
79. Друян В.М., Чукмасов С.А., Гуляева (Квитка) Н.Ю. Повышение эксплуатационных характеристик стальных труб. *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. Днепропетровск, 1965. №11/65; Инв. № НР–1902. 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. Днепропетровск, 1964. №38/64; Инв. № НР–1893. 71 с.
83. Ивоботенко В.А. Определение катающих диаметров и вращающих моментов на валках редуционного стана при редуцировании с натяжением. *В сб. Труды ВНИИМЕТМАШ.* Москва : ОНТИ, 1963. Вып.7. 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. Днепропетровск, 1956. №11–56–1; Инв. № НР–573. 123 с.
85. Биллер Х. Редуцирование труб. Теория и практика. *В сб. «Производство труб»* : Материалы конференции, проведенной Обществом немецких металлургов совместно с Домом техники г. Эссена: пер. с нем. Москва : Металлургия, 1980. С.64-84.

86. Онищенко И.И., Куценко П.И., Куценко А.И. Теория непрерывной прокатки. Запорожье : изд-во ЗГИА, 1998. 470 с.
87. Гуляев Ю.Г., Друян В.М., Гуляев Г.И. Изменение толщины стенки трубы по периметру калибра при редуцировании и калибровании. *Теория и практика металлургии*. 2000. №4. С. 60-62.
88. Ериклинцев В.В., Фридман Д.С. Некоторые вопросы теории непрерывной прокатки. *Проблемы деформации металлов*. Москва : Металлургия, 1968. Т. 6. 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. Москва – Днепропетровск – Никополь, 1972. №67.1.19.209–22, н/з 20–4754; Инв. № НР–3145. 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. Москва–Днепропетровск–Никополь, 1972. № 22–У–2–507–69; Инв. № НР–2983. 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. 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. Москва, 1969. 17 с.



93. Рукобратский В.П. Исследование процесса редуцирования труб на станках с жесткой кинематикой привода : дис ... канд. техн. Наук : спец. №324. Днепропетровск, 1971. 128 с.
94. Анисифоров В.П., Зельдович Л.С. Исследование натяжения и давления металла на валки при редуцировании труб. *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. *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*. Toronto (Ontario, Canada), 2000. Vol. XXXVIII. P. 883-894.
97. Прочность, устойчивость, колебания : Справочник в 3-х томах / под общ. ред. И.А. Бергмана и В.Г. Пановко. Москва : Машиностроение, 1968. Т. 1. 833 с.
98. Способ определения коэффициента внешнего трения при продольной безопрочной прокатке труб: а. с. 1731309 СССР, МКИ В21В 17/14. Ю.Г. Гуляев, Г.И. Гуляев, В.М. Друян и др. (СССР). №4709950/27; заявл. 26.06.89; опубл. 07.05.92, бюл. №17. 4 с.
99. Гуляев Ю.Г., Гуляев Г.И., Друян В.М., Шифрин Е.И., Квитка Н.Ю., Савамипхакди К. Анализ изменения средней толщины стенки при продольной безопрочной прокатке труб с натяжением и контактным трением. *Теория и практика металлургии*. 2004. №2. С. 30-36.
100. Gulyayev G.I., Gulyayev Yu.G., Shyfrin Ye.I., Kvitka N.Yu., Sawamiphakdi K. Analysis of Variation of the Mean Wall Thickness in Stretch Reduced Tubes. *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. Шифрин Е.И., Чукмасов С.А., Квитка Н.Ю., Гопайца Н.В. Математическая модель изменения средней толщины стенки при продольной безопра-

вочной прокатке труб. *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2005. №5. С. 38-43.

102. Данченко В.Н. Развитие теории процессов непрерывной продольной прокатки труб. В сб. *«Развитие теории процессов производства труб»*. Днепропетровск : Системные технологии, 2005. С. 94-133.

103. Фомичев И.А., Кириченко А.Н. Определение проекции поверхности соприкосновения заготовки с валком при прокатке в калибрах. В сб. *Труды УкрНИТИ*. Москва : Metallurgizdat, 1959. Вып. 2. С.114-130.

104. Швейкин В.В., Ившин П.Н. Технологические параметры при редуцировании труб. *Материалы конференции по теории и практике редуцирования труб*. Свердловск : ЦБТИ, 1965. С. 60-89.

105. Грюнер П. Калибровка инструмента для производства бесшовных труб. Москва : Metallurgizdat, 1962. 176 с.

106. Гуляев Г.И., Юргеленас В.А. Калибровка валков и вытяжка труб в двух-, трех- и четырехвалковых редуциционных и калибровочных станах. В сб. *научн. тр. «Сталь»*. Москва : 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. Днепропетровск, 1970. № 9-68; Инв. № 20-3782. 103 с.

108. Бронштейн И.Н., Семендяев К.А. Справочник по математике : справочник. Москва : 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 / А.И. Козловський, Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрін, Г.Н. Польський, Н.Ю. Квитка та ін. (Україна) : патент 77138 Україна. МПК (2006) В21В 17/00; заявл. 08.12.2005; опубл. 16.10.2006, бюл. №10. 8 с.

110. Спосіб безоправочної безперервної поздовжньої прокатки труб в багатоклітьовому стані: А.І. Козловський, Ю.Г. Гуляев, Є.І. Шифрін, С.І. Івченков, О.І. Залеський, А.В. Чуєв, Н.Ю. Квітка та ін. (Україна) : патент 73440 Украї-

на. МПК (2006) 7 В21В 17/14. № 20041008718; заявл. 25.10.2004; опубл. 15.07.2005. 8 с.

111. Глейберг А.З., Клемперт Е.Д., Столетний М.В. О форме калибра редуционного стана. *Известия высших учебных заведений. Черная металлургия*. 1966. №5. С. 128–130.

112. Гуляев Г.И., Ратнер А.Г., Журба А.С. Улучшение качества труб и экономия металла при редуцировании. Київ : Техніка, 1989. 144 с.

113. Ваткин Я.Л., Бибик Г.А. Пути повышения качества труб. Днепропетровск : Промінь, 1969. 76 с.

114. Vydrin A.V., Khramkov E.V., Buniashin M.V. Forming mechanism and calculation of pipe end thickness deviation between mandrel elongating and extracting sizing mills. *Chernye Metally*. 2017. No. 3. P. 47-50.

115. Спосіб безоправочної безперервної прокатки труб в багатоклітьовому стані : патент 71668 Україна. МКИ 7 В21В 17/14. / А.В. Чуев, А.И. Козловский, С.И. Ивченко, Е.И. Шифрин, Ю.Г. Гуляев, В.М. Дрлян, В.К. Позументчиков, Н.Ю. Гуляева (Квитка) (Украина) № 20020997505; заявл. 17.09.2002; опубл. 15.12.2004. 4 с.

116. Gulyayev G.I., Gulyayev Yu.G., Shyfrin Ye.I., Kvitka N.Yu., Sawamiphakdi K. The Mathematical Model of Formation of the cross-sectional Wall Thickness Nonuniformity during Longitudinal Plugless Tube Rolling. *Material Science & Technology Conference Proceedings. AIST/TMS*. Pittsburgh (Pa., USA), 2005. P. 15–25.

117. Gulyayev G.I., Gulyayev Yu.G., Shyfrin Ye.I., Kvitka N.Yu., Darragh C.V. Optimization of the Roll Design Parameters and Deformation Schedules in the Continuous Plugless Tube Rolling Process. *Iron & Steel Technology Conference Proceedings (AISTech'06), Vol. II*. Cleveland (Ohio, USA), 2006. P. 179–186.

118. Гуляев Ю.Г., Шифрин Е.И., Чукмасов С.А., Квитка Н.Ю. и др. Сопоставление результатов решения различными методами задачи о плоской осадке полосы шероховатыми плитами. *Наукові вісті. Сучасні проблеми металургії. Пластична деформація металів*. 2005. Т. 8. С. 110-113.

119. Гуляев Ю.Г., Шифрин Е.И., Квитка Н.Ю. Математическая модель процесса непрерывной безоправочной продольной прокатки труб в стане с индивидуальным приводом. *Теория и практика металлургии*. 2006. №3. С. 66–74.
120. Гуляев Ю.Г., Чукмасов С.А., Шифрин Е.И., Квитка Н.Ю. и др. Расчет усилия и момента при непрерывной продольной безоправочной прокатке труб. *Теория и практика металлургии*. 2006. №3. С. 91–96.
121. Гуляев Ю.Г., Шапиро И.А., Польский А.Г. и др. Анализ путей уменьшения концевой обрезки при редуцировании труб. *Теория и практика металлургии*. 2012. № 1–2. С. 45–48.
122. Трубопрокатный агрегат : патент 69899 А Україна. МКИ 7 В21В 23/00. Б.Г. Павловський, Ю.Г. Гуляєв, Е.И. Шифрін, Н.Ю. Квітка (Україна). № 20031211566; заявл. 15.12.2003; опубл. 15.09.2004. 4 с.
123. Квитка Н.Ю. Современное состояние и перспективы развития способов горячей прокатки труб. *Материалы молодежного научно–практического форума «Интертайп – 2004»*. Днепропетровск, НТЗ. Электрон. оптич. диск.
124. Шифрин Е.И., Квитка Н.Ю., Чукмасов С.А., Гопайца Н.В. Теоретический анализ условий формирования поперечной разностенности труб при продольной безоправочной прокатке. *Теория и практика металлургии*. 2005. №6. С. 25–31.
125. Гуляев Ю.Г., Максимова Е.О., Володарський М.З., Карпов О.Г. Алгоритм статистичної обробки емпіричних даних. *Доповіді АН УРСР*, сер. А. 1985. № 5. С. 65-68.
126. Спосіб дослідження опору деформації твердих матеріалів / А.И. Козловський, Ю.Г. Гуляєв, Е.И. Шифрін, Н.А. Максимова–Гуляєва, Н.Ю. Квітка и др. (Україна) : патент 75304 Україна. МПК (2006) G01N 3/00.. № 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 / Украин-

ский институт информационных технологий. Днепропетровск, 2005. № 173; Инв. № 4/05. 102 с.

128. Швейкин В.В., Гун Г.Я. Аналитический метод определения удельного давления при прокатке труб без оправки. *В сб. «Обработка металлов давлением»*. Москва : Metallurgizdat, 1969. Т.V. С. 42–46.

129. Павлов И.М. Теория прокатки. Москва : Metallurgizdat, 1950. 428 с.

130. Спосіб безперервної поздовжньої прокатки труб в багатоклітьовому стані на оправці / Ю.Г. Гуляєв, Є.І. Шифрін, Н.О. Максимова – Гуляєва та ін. : патент № 92241 Україна МПК (2009) В21В 17/00 2010. Бюл. № 19. 5 с.

131. Блинов Ю.И., Ломаченко А.Н., Риспель В.К. Совершенствование процесса редуцирования труб : Обзорная информация (серия 8, выпуск №3). Москва : Черметинформация, 1973. 17 с.

132. Шевченко А.А., Зимин А.К. Изменение толщины стенки при прокатке труб на двух- и трехвалковых редуциционных станах. *В сб. «Производство труб»*. Харьков : Metallurgizdat, 1962. Вып. №7. С. 51-57.

133. Зимин А.К. Сравнение деформации труб в редуциционных станах с различной конструкцией калибра. *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 1962. № 4. С. 125-127.

134. Чекмарев А.П., Ваткин Я.Л. Основы прокатки труб в круглых калибрах. Москва : Metallurgizdat, 1962. 222 с.

135. Гуляев Г.И., Зимин А.К. Основные направления повышения качества редуцируемых труб : Обзорная информация (серия 8, выпуск №5). Москва : Черметинформация, 1974. 21 с.

136. Целиков А.И., Гришков А.И. Теория прокатки. Москва : Metallurgiya, 1970. 358 с.

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. Днепропетровск, 2001. № 2–01. 20 с.

138. Vydrin A.V., Khramkov E.V., Buniashin M.V. Energy Balance in the Rolling of OCTG on a Stretch-Reducing Mill. *Metallurgist*. 2016. Vol. 1. P. 1-7.
139. Гуляев Ю.Г., Шифрин Е.И., Квитка Н.Ю. Математическая модель непрерывной безоправочной продольной прокатки труб. *Теория и практика металлургии*. 2006. №6. С.63-70.
140. Gulyayev G.I., Gulyayev Yu.G., Shyfrin Ye.I., Kvitka N.Yu., Darragh C.V. The Procedure of Determination of a Maximum Rolling Pressure in the Continuous Plugless Tube Rolling Process. *International Conference of New Developments in Long and Forged Products Proceedings*. Winter Park, Colorado (USA), 2006. P.127-132.
141. Гуляев Ю.Г., Лев О.И., Сокуренок А.П., Дробот С.Г. Теоретическое обоснование оптимальной длины концевой обрезки на трубах. В сб. *“Теория и технология производства стальных и чугунных труб”*. Днепропетровск : ВНИТИ, 1993. С. 21-25.
142. Ващенко А.К., Шифрин Е.И., Белая А.В., Дробич О.И. и др. Применение режима падающих обжатий при калибровке труб на многоклетьевом редуционно-калибровочном стане. *Черная металлургия. Ин-т Черметинформация*. Вып. НТИ. 1984. № 22 (978). С. 54-55.
143. Pavlov D.A., Bogatov A.A., Pavlova E.A. Effect of kinematic tension coefficient on wall thickness variation for tube/pipe rolled in a reducing mill. *Metallurgist*. Vol. 62, Nos. 3-4, July, 2018. P. 203-207.
144. Коба А.С., Тарасенко В.А., Авдиевский В.Н. Статистическое исследование точности горячекатаных труб. В сб. *“Развитие технологий производства труб и трубных изделий”*. Москва : Металлургия, 1988. С. 15-21.
145. Гуляев Ю.Г., Гуляев Г.И., Дряян В.М., Шифрин Е.И. и др. Анализ изменения средней толщины стенки при продольной безоправочной прокатке труб с натяжением и контактным трением. *Теория и практика металлургии*. 2004. № 2. С. 30-36.
146. Кузнецов Е.Д., Никдорф Б.Ю., Подлозный А.В. Применение статистических характеристик для диагностики точности технологического процесса

производства бесшовных труб. В сб. “Актуальные проблемы развития процессов трубного производства”. Москва : Металлургия, 1987. С. 33-38.

147. Емельяненко П.Т., Шевченко А.А., Борисов С.И. Трубопрокатное и трубосварочное производство. Москва : Металлургиздат, 1954. 496 с.

148. Gulyaev Yu.G., Drujan V.M., Shifrin Ye.I., Kvitka N.Yu. Maximum Reduction Comparison by Different Longitudinal Plug Tube Rolling Schemes. “Symposium of Croatian metallurgical society SHMD’2004” : “Metalurgija”, 43 (2004), 3. P. 249.

149. Спосіб безперервної безопрочної поздовжньої прокатки труб в багатоклітьовому стані: / Ю.Г. Гуляєв, Є.І. Шифрін, Б.Г. Павловський, Н.Ю. Квітка та ін. (Україна) : патент 82971 Україна. МПК (2006) В21В 17/00, В21В 37/46, В21В 27/02. 2008, бюл. №10. 7 с.

150. Гуляев Ю.Г., Шифрин Е.И. Адаптация модели простой продольной прокатки для анализа силовых параметров непрерывной продольной безопрочної прокатки труб. «Вісник НТУ ХПІ». 2018. №23. С. 16-22.

151. Спосіб поздовжньої прокатки труб / А.І. Козловський, Ю.Г. Гуляєв, В.М. Друян, Є.І. Шифрін та ін. : патент України на винахід № 71677. 2004; бюл. № 12. 6 с.

152. Спосіб поздовжньої прокатки труб в багатоклітьовому редуційному стані / А.І. Козловський, Ю.Г. Гуляєв, Є.І. Шифрін, Н.Ю. Квітка та ін. : патент України на винахід №77136. 2006; бюл. № 10.

153. Спосіб безопрочної безперервної поздовжньої прокатки труб в багатоклітьовому стані: / Ю.Г. Гуляєв, Б.Г. Павловський, Н.Ю. Квітка, Л.Я. Пахомова (Україна) : патент 82972 Україна. МПК (2006) В21В 17/00, В21В 27/02. 2008; бюл. №10. 4 с.

154. Гуляев Ю.Г., Шифрин Е.И., Квитка Н.Ю. Теоретический анализ параметров непрерывной продольной безопрочної прокатки труб на станах с дифференциально–групповым приводом. *Теория и практика металлургии*. 2007. № 4-5. С. 115-124.

155. Гуляев Ю.Г., Шифрин Е.И., Максимова–Гуляева Н.А., Квитка Н.Ю. Методика расчета параметров безоправочной прокатки труб. *Теория и практика металлургии*. 2008. № 1. С. 46-48.
156. Орлов Г.А. Основы теории прокатки и волочения труб : учебное пособие. Екатеринбург : Издательство Уральского университета, 2016. 204 с.
157. Гуляев Ю.Г., Шифрин Е.И., Лозовой В.И., Квитка Н.Ю. и др. Анализ условий безоправочной прокатки труб на станах с дифференциально–групповым приводом. В сб. «Сучасні проблеми металургії». Наукові вісті, Нікополь, 2008. Том 11. С. 92-100.
158. Тиль Ф. Трубопрокатное дело : Техническая энциклопедия / под. ред. Л.К. Мартенса. Москва : ОГИЗ РСФСР, 1934. С. 53-63.
159. Гуляев Ю.Г., Шифрин Е.И., Максимова-Гуляева Н.А., Квитка Н.Ю. Методика расчета параметров безоправочной прокатки труб с учетом упругой деформации. *Металлург*. 2008. №3. С.62-65.
160. Gulyaev 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. P. 63–67.
161. Шифрин Е.И., Балакин В.Ф., Квитка Н.Ю. Аппроксимирующее уравнение для определения коэффициента подпора при продольной прокатке полосы. *Металургійна та гірничорудна промисловість*. 2020. №2. С. 3-9.
162. Квітка Н.Ю., Шифрін Є.І, Гуляєв Ю.Г. Методика вибору раціональної форми трирадіусного калібра валка для безоправочної безперервної поздовжньої прокатки труб. *Вісник НТУ «ХПИ»*. Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії. 2020. № 2(1356). С. 25-33.
163. Квітка Н.Ю. Методика визначення кінематичних параметрів поздовжнього прокатування у калібрах. *Метал та лиття України*. 2020, vol. 28 №3 (322). С. 83-89.



164. Gulyayev Yu.G., Shyfrin Ye.I., Mamusic Ilija, Garmashev D.Yu., Maximova N.A. The modern trends of development of the pipe and tube industry. *Metalurgija*. 2010. N3 (49). P.p. 187-190.
165. Kvitka N., Koriaka N. Roll calibers for plugless rolling of pipes. “*ITA Tube Journal*”. July 2020. No.1. P.p. 24-28.
166. Гуляев Ю.Г., Гуляев Г.И., Данченко В.Н., Шифрин Е.И. К вопросу теоретического обоснования межклетьевого натяжения – подпора при непрерывной прокатке. *Сталь*. 2011. №4. С. 50-52.
167. Gulyayev Yu.G., Shyfrin Ye.I., Mamusic I., Bursak M., Garmashev D.Yu. Perfection of Processes of Seamless Steel Tubes Production. *Metalurgija*. 2011. N4 (50). P.p. 285-288.
168. Гуляев Ю.Г., Шифрин Е.И. Методика расчета скоростного режима при непрерывной прокатке труб. *Металлург*. 2013. №10. С. 51-55.
169. Gulyayev Yu.G., Shyfrin Ye.I. Method of calculating the speed regime for continuous pipe rolling. *Metalurgist*. 2014. Vol.57. Issue 9–10. P.p. 904-910.
170. Остренко В.Я., Гуляев Ю.Г., Чукмасов С.А. и др. Условие локализации при решении задач механики сплошной среды с использованием метода наименьших квадратов. *Доклады АН УССР*, сер. А. 1985. №3. С. 24–28.
171. Шевакин Ю.Ф., Подлозный А.В., Елманов Е.И., Матвеев Е.Н., Карпов Г.А. Методика анализа разностенности бесшовных труб. В сб. “*Интенсификация процессов производства труб*” / Под ред. Ю.Ф. Шевакина. Москва : ВЗМИ, 1971. Т. 2. С. 76-83.
172. Полухин П.И., Гун Г.Я., Галкин А.М. Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов : справочник. Москва : Металлургия, 1983. 352 с.
173. Выдрин А.В., Широков В.В. Совершенствование методики расчета скоростного режима непрерывной прокатки труб. *Черные металлы*. 2016. Т. 8. С. 32-36.
174. Гуляев Ю.Г., Шифрин Е.И. Повышение эффективности процесса редуцирования за счет уменьшения длины утолщенных концов и концевой обрезки

труб. *Пластична деформація металів* : Колективна монографія / під ред. проф. Я.В. Фролова. Дніпро : ПП Акцент. С. 172-178.

175. Гуляев Ю.Г., Шифрин Е.И. Расчет изменения средней толщины стенки при продольной безопрочно́й прокатке труб. *Теория и практика металлургии*. 2017. №1–2. С. 114-119.

176. Гуляев Ю.Г. Пути снижения гранённости при безопрочно́м редуцировании труб. В сб. *«Тезисы докладов и сообщений на Всесоюзном семинаре “Повышение точности труб с помощью АСУ ТП”»*. Москва : Черметинформация, 1983. С. 17–18.

177. Колмогоров В.Л. Механика обработки металлов давлением : учебник для ВУЗов. Москва : Металлургия, 1986. 688 с.

178. Джонсон У., Меллор П. Теория пластичности для инженеров / пер. с англ. А.Г. Овчинникова. Москва : Машиностроение, 1979. 567 с.

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

180. Николаевский Ю.И. Прокатка и отделка стальных труб. Москва : Металлургиздат, 1948. 440 с.

181. Шифрин Є.І., Квітка Н.Ю. Методика визначення параметрів осередку деформації при поздовжній прокатці труб в калібрах. *Теорія і практика металургії*. 2019. №3. С. 30-35.

182. Выдрин А.В., Храмов Е.В., Бунышин М.В. Энергетический баланс процесса прокатки труб нефтяного сортамента на редуционном стане. *Металлург*. 2016. №1. С. 21-25.

183. Блинов Ю.И. Продольная прокатка труб в многовалковых калибрах. Челябинск : Металл, 1992. 240 с.

184. Храмов Е.В. Повышение эффективности изготовления горячедеформированных труб на основе физического и математического моделирования

процесса редуцирования : Дис ... канд. техн. наук : 05.16.05 / ЮУГУ. Челябинск, 2017. 168 с.

185. Гуляев Ю.Г., Шифрин Е.И., Максимова-Гуляева Н.А., Бойко В.В. и др. Методика расчета скоростного режима непрерывной продольной прокатки труб на длинной оправке. *Теория и практика металлургии*. 2010. № 3-4. С. 53–57.

186. Гуляев Ю.Г., Шифрин Е.И., Максимова-Гуляева Н.А., Бойко В.В. и др. Теоретический анализ влияния отклонений скоростного и деформационного режимов на изменение условий непрерывной продольной прокатки труб на длинной оправке. *Теория и практика металлургии*. 2012. № 1-2. С. 37–44.

187. Гуляев Г.И., Довгаль А.И. Выбор величин уширения при редуцировании труб. *Сталь*. 1965. №6. С. 62–64.

188. Поляков М.Г., Никифоров Б.А., Гун Г.С. Деформация металла в много-валковых калибрах. Москва : Металлургия, 1979. 240 с.

189. Дрющан В.М., Гуляев Ю.Г., Чукмасов С.О. Теорія та технологія трубного виробництва : підручник. Дніпропетровськ : Дніпро – VAL, 2000. 588 с.

190. Квитка Н.Ю. Анализ изменения средней толщины стенки и наведения поперечной разностенности при продольной безоправочной прокатке труб с натяжением и контактным трением. *Материалы молод. научно-практического форума «Интерпайп – 2005»*. Днепропетровск, НТЗ. Электрон. оптич. диск.

191. Романцев Б.А., Гончарук А.В., Вавилкин Н.М., Самусёв С.В. Обработка металлов давлением : учебник. Москва : ИД МИСиС, 2008. 960 с.

192. Чекмарёв И.А. Разработка научных основ и рациональной технологии непрерывной прокатки труб : автореф. дис. ... докт. техн. Наук : 05.03.05. Москва : ВНИИМЕТМАШ, 1978. 44 с.

193. Онищенко И.И., Куценко П.И., Куценко А.И. Теория непрерывной прокатки. Запорожье : Издательство ЗГИА, 1978. 470 с.

194. Чикалов С.Г. Теоретические основы, исследование, разработка и внедрение высокоэффективных технологий производства бесшовных труб с ис-

пользованием непрерывнолитой заготовки : дис. ... докт. техн. наук : 05.16.05. Москва : ИМиМ, 2004. 407 с.

195. Чикалов С.Г. Производство бесшовных труб из непрерывнолитой заготовки. Волгоград : Комитет по печати и информации, 1997. 416 с.

196. Данченко В.Н., Чус А.В. Продольная прокатка труб. Москва : Metallurgiya, 1984. 136 с.

197. Ермолаев Н.Ф. Трубопрокатное производство. Москва : Metallurgizdat, 1953. 452 с.

198. Гуляев Ю.Г., Шифрин Е.И., Фролов Я.В. Анализ условий контактного взаимодействия при продольной прокатке в круглых калибрах. *Сталь*. 2019. №11. С. 38-41.

199. Boore Perc J. The Seamless Story. Los Angeles : The Commonwealth, 1951. 286 p.

200. Rodder W. Modern Seamless Tube Mills. *Iron and Steel Engineer*. 1949. May. P. 22-30.

201. Гуляев Ю.Г., Николаенко Ю.М., Квитка Н.Ю. Технологічні процеси обробки металів тиском. Частина X : навч. Посібник. Дніпро : НМетАУ, 2020. 52 с.

202. Гуляев Ю.Г., Шифрин Е.И. К вопросу об определении среднего радиуса калибра при продольной прокатке. В сб. *“Матеріали XI Міжнародної науково - технічної конференції «Ресурсозбереження та енергоефективність процесів і обладнання обробки тиском у машинобудуванні та металургії»*”. Харків, ХПІ. 2019. С. 59-60.

203. Калибровка валков калибровочного стана ТПА 350: Нормаль 70-2-09. Интерпайп Нико Тьюб : Никополь, 2009. 4 с.

204. Квитка Н.Ю. Определение среднего радиуса калибра при продольной прокатке. *Abstracts of the 5th International scientific and practical conference “Science, society, education: topical issues and development prospects”*. SPC “Sci-conf.com.ua”. Kharkiv, Ukraine. 2020. P.p. 245-251. URL: <https://sci-conf.com.ua>.

205. Гуляев Ю.Г., Николаенко Ю.М. Технологічні процеси обробки металів тиском. Частина VII : навч. посібник. Дніпро : НМетАУ, 2017. 52 с.
206. Данченко В.Н., Гринкевич В.А., Головка А.Н. Теория процессов обработки металлов давлением : учебник. Дніпропетровськ : Пороги, 2010. 366 с.
207. Шифрін Є.І. Розвиток теорії та технологій безперервної безоправочної прокатки на основі комплексного врахування факторів, що зумовлюють їх якість : дис. ... докт. техн. наук : 05.03.05. Дніпро : НМетАУ, 2018. 262 с.
208. Калібр валка для поздовжньої прокатки труб. Ю.Г. Гуляев, І.П. Хацкелян, О.В. Луценко та ін. : патент на корисну модель № 132091 Україна МПК (2006.01) B21H 8/02, B21B 27/02; заявл. 07.09.2018; опубл. 11.02.2019, бюл. №3. 5 с.
209. Самусёв С.В., Фортунатов А.Н., Захаров Д.В., Исаева А.М. Расчёт технических параметров процессов непрерывного профилирования и редуцирования сварных труб в линии ТЭСА. Выкса : РИО ВФ МИСиС, 2007. 147 с.
210. Потапов И.Н., Коликов А.П., Друян В.М. Теория трубного производства : учебник. Москва : Металлургия, 1991. 424 с.
211. Гуляев Ю.Г., Николаенко Ю.М. Технологічні процеси обробки металів тиском. Частина VIII : навч. посібник. Дніпро : НМетАУ, 2017. 52 с.
212. Сидоров А.С. Настоящее и будущее моделирования процессов обработки металлов давлением. *САПР и моделирование*. 2007. № 10. С. 78-81.
213. Шимов Г.В., Буркин С.П. Основы технологических процессов обработки металлов давлением : учебное пособие / под общ. ред. С.П. Буркина. Екатеринбург : Издательство Уральского университета, 2014. 160 с.
214. Довженко Н.Н., Довженко И.Н.. Конспект лекций по дисциплине «Моделирование процессов и объектов в обработке металлов давлением». Красноярск : издательство ФГОУ ВПО «Сибирский федеральный университет», 2007. 168 с.
215. Выдрин А.В., Широков В.В. Теоретические основы повышения точности размеров труб при прокатке на непрерывном стане. *Вестник ЮУрГУ, серия «Металлург»*. 2011. №14. С. 81-86.

216. Шифрин Е.И., Гринёв А.Ф. Аналитический обзор современных требований к качеству горячедеформированных труб нефтяного сортамента. *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2019. №3-4. С. 56–61.
217. Чумакова Л.А. Технология редуцирования труб. Екатеринбург : УФИ, 2019. 63 с.
218. Gulyaev Yu., Garmashev D., Koriaka N. Determination of energy and force parameters of rolling with work (energy) balance method. *ITA Tube Journal*. 2015. No. 4. P. 56–60.
219. Целиков А.И., Никитин Г.С., Рокотян С.Е. Теория продольной прокатки : учебник. Москва : Metallurgiya, 1980. 320 с.
220. Целиков А.И., Томлёнов, Зюзин и др. Теория прокатки : справочник. Москва : Metallurgiya, 1982. 335 с.
221. Целиков А.И., Полухин П.И., Гребеник В.М. и др. Машины и агрегаты металлургических заводов : учебник в 3-х томах. Москва : Metallurgiya, 1988. Т. 3. 680 с.
222. Гуляев Ю.Г., Шифрин Е.И., Фролов Я.В. Методика визначення катаючого радіусу при безоправочній поздовжній прокатці труб. *Теорія і практика металургії*. 2019. № 1. С. 35–40.
223. Гуляев Ю.Г., Друян В.М., Чукмасов С.А. и др. Проблемно-ориентированный метод решения второй краевой задачи механики нелинейно-вязкой среды. *Доклады АН СССР*. 1990. Т. 310, №1. С. 51–54.
224. Третьяков А.В., Зюзин В.И. Механические свойства металлов и сплавов при обработке давлением : справочник, 2-е изд. Москва : Metallurgiya, 1973. 224 с.
225. Хензель А., Шпиттель Т. Расчёт энергосиловых параметров в процессах обработки металлов давлением : пер. нем./ под ред. П.И. Полухина. Москва : Metallurgiya, 1982. 360 с.
226. Ахмедьянов А.М., Антонов С.М., Рущиц С.В. Исследование деформационного поведения стали 20Х13 в условиях горячей осадки. *Вестник ЮУрГУ, Серия “Металлургия”*. 2012. Вып. 19 № 39. С. 89–93.

227. Емельяненко П.К. Теория кривой и пилигримовой прокатки. Москва : Металлургиздат, 1949. 491 с.
228. Технологические таблицы прокатки труб на ТПА 30-102: Нормаль 79-1-2013 / Интерпайп Нико Тьюб. Никополь, 2013. 65 с.
229. Калибровка валков редуционного и калибровочного станков ТПА 30-102: Нормаль 10-7-18 / Интерпайп Нико Тьюб. Никополь, 2018. 29 с.
230. Столетний М.Ф., Клемперт Е.Д. Точность труб. Москва : Металлургия, 1975. 240 с.
231. Kvitka N.Y. Selection of optimal form of roll caliber for plugless continuous longitudinal tube rolling. *Erbe der europäischen wissenschaft: Monografische Reihe "Europäische wissenschaft"*. Karlsruhe : NetAchatAV. 2020. Buch 2, Teil 3. P.p. 37-52 (DOI: 10.30888/978-39821783-5-6.2020-02-03-032).

**ДОДАТКИ**



Утверждаю:

Главный инженер

ООО «Интерпайп Нико Тьюб»

Чернов В.Н.

« 12 » 08 2020 г.



## А К Т

внедрения результатов диссертационной работы Квитки Н.Ю.

на ООО «Интерпайп Нико Тьюб»

г. Никополь

В результате выполненных работ по тематическим планам Института информационных технологий по совершенствованию технологии производства и повышению качества горячедеформированных бесшовных труб на ТПА 30-102 и ТПА 350 ООО «Интерпайп Нико Тьюб» были использованы следующие результаты диссертационной работы на соискание учёной степени кандидата технических наук Квитки Натальи Юрьевны.

1. На 12-ти клетевом калибровочном и 24-х клетевом редуccionном станах ТПА 30-102 использована методика расчёта параметров участка выпуска калибра валков. Калибры с предложенными параметрами прошли успешную апробацию и утверждены к применению в производственных условиях нормалью 10-7-18 «Калибровка валков редуccionного и калибровочного станов ТПА 30-102» (тип калибра «AAA»). Использование калибров типа «AAA» позволило устранить формирование гранённости при прокатке толстостенных труб и привело к уменьшению отклонений средней толщины стенки труб от номинала на 12...28% в зависимости от сортамента.

2. Квиткой Н.Ю. с соавторами был получен патент Украины на изобретение № 82971, который был использован ею в методике расчёта кинематических параметров (чисел оборотов двигателей) при прокатке труб с применением калибров типа «ААА» на ТПА 30-102.

3. Квиткой Н.Ю. с соавторами был получен патент Украины на изобретение № 82972, который использован ею при корректировке параметров калибровки последней клетки 5-ти клетевго калибровочного стана ТПА 350, что уменьшило отклонение среднего диаметра труб от номинала на 8-12% в зависимости от сортамента.

4. Квиткой Н.Ю. с соавторами был получен патент 73304, который был использован ею при расчёте энергосиловых параметров прокатки труб и параметров калибровки валков на 5-ти клетевом калибровочном стане ТПА 350, что позволило расширить сортамент без увеличения мощности привода.

Начальник отдела проектной деятельности  
Технического управления  
дивизиона трубной продукции



Хацкелян И.П.



ПУБЛІЧНЕ АКЦІОНЕРНЕ ТОВАРИСТВО  
**“ДНІПРОПЕТРОВСЬКИЙ ТРУБНИЙ ЗАВОД”**

вул. Маяковського, 31, м. Дніпро, 49068, Україна, ЗКПО 05393122, тел. (056)736-50-77, 736-50-43, 736-50-56.

Факс (056)736-50-41, E-mail: info@aodtz.dp.ua

від 24.06.20 № 58/53чс  
 на № \_\_\_\_\_

Утверждаю  
 Главный инженер ПАО «ДТЗ»

*А.Г. Польский*  
 А.Г. Польский

» \_\_\_\_\_ 2020 г.

### Акт

внедрения результатов диссертационной работы Н. Ю. Квитки  
 на ПАО «Днепровский трубный завод» (г. Днепр).

В результате выполнения научно-исследовательской работы по тематическому плану ЦЗЛ ПАО «Днепровский трубный завод» (ПАО «ДТЗ») в период 2013 – 2014 г.г. были использованы следующие результаты диссертационной работы Квитки Натальи Юрьевны, представленной на соискание ученой степени кандидата технических наук.

1. Для расчета калибровок валков 30-ти клетьевого редуционно-растяжного стана ТПА 80 ПАО «ДТЗ» была использована новая методика расчета реального (точного) среднего радиуса калибра.

2. Применение новой методики расчета реального среднего радиуса калибра, разработанного Н.Ю.Квиткой, позволило выявить, что используемые ранее приближенные формулы дают заниженные значения среднего радиуса калибра. В дальнейшем при прокатке на стане это приводит к повышенному обжатию в последних чистовых клетях, что сопровождается возникновением дефектов на наружной поверхности труб.

3. Промышленное использование новых калибровок валков 30-ти клетьевого стана ТПА 80, рассчитанных с использованием результатов диссертационной работы Н.Ю.Квитки позволило на 3,2 – 4,5 % (в зависимости от сортамента) снизить отбраковку труб по наружным дефектам.

Начальник ЦЗЛ ПАО «ДТЗ»

А.И.Залесский

“ЗАТВЕРДЖУЮ”  
 Перший проректор Національної  
 металургійної академії України



д.т.н., професор В.П.Іващенко

06 \_\_\_\_\_ 2020 р.

### ДОВІДКА

про використання результатів дисертаційної роботи Н.Ю. Квітки

Отримані аспіранткою кафедри технологічного проектування Н.Ю. Квіткою в процесі підготовки дисертаційної роботи на здобуття наукового ступеню кандидата технічних наук результати по розробці методики розрахунку режимів поздовжньої прокатки в безперервних редуційних станах, а також матеріали щодо вибору параметрів калібровок валків для безоправочної деформації труб знайшли використання в учбовому процесі. Вказані вище наукові результати використовуються при читанні курсу лекцій з дисципліни “Моделювання процесів обробки металів тиском в технологічних об’єктах” (розділ “Редукування труб”), а також при виконанні студентами кафедри випускних дипломних проектів та магістерських робіт. Матеріали дисертації використані в учбовому посібнику “Технологічні процеси обробки металів тиском. Частина X” (НМетАУ, 2020, 52 с.), співавтором котрого є Н.Ю. Квітка.

Виконання дисертаційної роботи Н.Ю. Квітки пов'язано з тематичними планами наукових досліджень Національної металургійної академії України. Дослідження виконані відповідно до Національної програми розвитку гірничо-металургійного комплексу України до 2010 року, затвердженої Кабінетом Міністрів України 11.03.96 р, і її подальшим коригуванням у 1999 та 2000 роках, а також згідно з тематикою держбюджетної науково-дослідницької роботи НМетАУ (Г102G14073), виконавцем котрої була авторка дисертації.

Завідуючий кафедрою  
 технологічного проектування  
 д.т.н., професор,  
 науковий керівник



Валерій Балакін