

Тришевський О.І.,
Автухов А.К.,
Абдула А.Г.
Державний
біотехнологічний
університет,
м. Харків, Україна
E-mail:
3shev@ukr.net

**ВИЗНАЧЕННЯ РАДІУСІВ ЗГИНАННЯ
НА ОСНОВІ ДОСЛІДЖЕННЯ
ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ
В МІСЦЯХ ФОРМУВАННЯ РАДІУСІВ
ГНУТИХ ПРОФІЛІВ**

[https://doi. 10.5281/zenodo.15426497](https://doi.org/10.5281/zenodo.15426497)

УДК 621.891

Тришевський О.І., Автухов А.К., Абдула А.Г. Визначення радіусів згинання на основі дослідження деформованого стану в місцях формування радіусів згинання гнутих профілів

Анотація. В роботі на основі загального виразу для визначення полярного радіуса r довільної матеріальної точки за чистого вигину у полярній системі координат, та користуючись основними положеннями механіки твердого деформованого середовища визначали залежності, що описують компоненти тензора деформацій в її осередку. Обчислені компоненти тензора деформацій металу під час профілювання швелера $150 \times 100 \times 2$ мм для точок, що перебувають на перетині осі симетрії місця вигину і граничних поверхонь полоси. Встановлено, що у першому наближенні можна вважати, що деформований стан місця вигину під час профілювання визначається тангенціальною і радіальною деформаціями, а інші компоненти дорівнюють нулю.

Ключові слова: вигнутий профіль, рівнополочний канал, деформований стан, полярна система координат, механіка суцільного деформівного середовища, мінімальний радіус згину.

Trishevskiy O.I., Avtuhov A.K., Abdula A.G. Determination of bending radii based on study of deformed state in places of formation of bending radii of bent profiles

Abstract. In this work, on the basis of the general expression for determining the polar radius r of an arbitrary material point under pure bending in the polar coordinate system, and using the basic provisions of the mechanics of a solid deformable medium, we determined the dependencies describing the components of the strain tensor in its cell. The components of the metal deformation tensor during profiling of a channel $150 \times 100 \times 2$ mm were calculated for points located at the intersection of the axis of symmetry of the bending point and the boundary surfaces of the strip. It is established that, as a first approximation, it can be assumed that the deformed state of the bend during profiling is determined by the tangential and radial deformations, and the other components are equal to zero.

Keywords: curved profile, equal-shelf channel, deformed state, polar coordinate system, mechanics of a continuous deformable medium, minimum bending radius.

Постановка проблеми

Незважаючи на значну кількість виконуваних теоретичних, експериментальних і виробничих досліджень процесів профілювання гнутих профілів, багато питань потребують нових, додаткових досліджень, спрямованих на вдосконалення технології, підвищення якості продукції, зниження її собівартості і, як наслідок, підвищення її конкурентоспроможності на світових ринках [1]. Одним з найважливіших питань удосконалення технології виробництва та підвищення якості гнутих профілів є правильне визначення мінімально можливих радіусів згинання, що забезпечить виготовлення профілів без тріщин в місцях найбільшої деформації, тобто зі зниженою кількістю бракованої продукції, що зменшує її собівартість. Для ефективного розв'язування цих питань потрібно виконати детальний теоретичний аналіз деформованого стану місць згинання профілів, чому і призначена дана робота.

Зараз найпоширенішим методом розв'язування теоретичних задач під час дослідження процесів оброблення металів тиском є чисельний метод розв'язування диференціальних рівнянь із частинними похідними, а також інтегральних рівнянь, які виникають під час рішення задач прикладної фізики, що дістав назву методу скінченних елементів (МСЕ) [2]. Однак для застосування цього методу потрібні спеціальні комп'ютерні програми, а також певні витрати машинного часу і часу користувача, що не завжди зручно в промислових умовах, коли потрібно швидко і точно визначити за скінченними формулами, або побудованими за ними номограмами значення шуканих технологічних параметрів.

Тому для виконання передбачених у роботі теоретичних досліджень було прийнято основні положення теорії пластичності [3].

Аналіз останніх досліджень та публікацій

Як показують численні теоретичні та експериментальні дослідження процесів пластичного згину металу у валках [1, 4], максимальні напруження та деформації виникають в місцях згинання гнутих профілів, тобто на ділянках радіусів міст згину, де відбувається активний перерозподіл напружень та деформацій по товщині перерізу металу.

Огляд літературних джерел [3, 4] дозволяє зробити висновок, що формозміна місць вигину під час безперервного профілювання являє собою процес поступового пластичного вигину полоси, що супроводжується побічними явищами. Основне з них - потоншення, яке суттєво впливає на параметри напружено-деформованого стану металу. У літературі це явище досліджено недостатньо.

Виконаний аналіз стану питань, що стосуються вдосконалення технологій профілювання та підвищення якості гнутих профілів показав, що :

– одним із найпоширеніших видів непереборного браку, що виникає у процесі формоутворення гнутих профілів у валках профілезгинальних станів є утворення тріщин у місцях формування (на радіусах заокруглень профілів) [5];

– у процесі створення конструкцій нових гнутих профілів і розроблення технологій їхнього профілювання стикаються дві тенденції, які суперечать одна одній: з одного боку, прагнення одержати профіль із мінімальними радіусами заокруглень у місцях вигину (бо це сприяє отриманню профілю з найкращими геометричними характеристиками перерізу, а отже, і максимальною жорсткістю й опорною здатністю), і при цьому технологічно забезпечити одержання профілю за мінімальну кількість переходів (бо при цьому забезпечується мінімальна собівартість продукції). З іншого

боку, зазначені вище конструкторські та технологічні вимоги сприяють значній інтенсифікації процесів профілювання, що найчастіше суперечить технологічним можливостям процесів профілювання та механічним властивостям матеріалу, що профілюється (передусім показникам пластичності – межі плинності σ_T , відносного подовження $\delta_{5-10}\%$, відносного поперечного звуження ψ , %) [5];

– визначення граничних (мінімально допустимих) радіусів формоутворення ділянок місць вигину можливе тільки на основі теоретичного дослідження деформованого стану металу на ділянках його вигину з урахуванням його реальних механічних властивостей [6];

– виконаний аналіз літературних джерел з цих питань показав, що за наявності значної кількості публікацій з теоретичних досліджень деформованого стану місць вигину гнутих профілів вони спрямовані на вивчення питань, не пов'язаних із визначенням гранично малих радіусів вигину під час профілювання.

Формулювання мети досліджень

На підставі викладеного сформульовано мету проведення досліджень роботи. Це підвищення якості та зниження браку сортових гнутих профілів на основі дослідження деформованого стану металу в місцях радіусів заокруглень і підготовка рекомендацій щодо визначення мінімально допустимих радіусів вигину.

Результати досліджень

Сучасна теорія пластичності (ТП) являє собою одну з безлічі теорій механіки деформованого твердого тіла (МДТТ) і механіки суцільних середовищ (МСС) [3]. Вона має велике самостійне значення, особливо – для моделювання технологічних процесів переробки матеріалів.

Відносно фізики твердого тіла пластичну деформацію визначають як процес руху дефектів кристалічної решітки, що здійснюється зі швидкостями, які перевищують швидкості зміни зовнішніх умов. Інакше кажучи, якщо після виведення з положення рівноваги дефектів (завдяки зовнішнім впливам) час переходу в нове рівноважне положення (час релаксації) істотно менший за характерний час зміни зовнішніх впливів, то непружну макродеформацію, яка реалізується при цьому, можна розглядати як пластичну. Це цілком відповідає умовам формування гнутих профілів у валках профілезгинальних станів.

Для правильного врахування під час теоретичного аналізу деформованого стану місць вигину гнутих профілів, що формуються у валках, було зроблено такі вихідні положення та припущення, які досить добре узгоджуються з результатами експериментальних досліджень: 1) при формоутворенні гнутих профілів справедливою є гіпотеза плоских перерізів, нормальних до осі профілювання; 2) довжина нейтрального шару деформацій місця вигину b_i постійна; 3) зміна потоншення на радіусах вигину описується емпіричною залежністю, описаною в роботі [4]; 4) переміщення матеріальних частинок полоси в радіальному напрямку підпорядковується тим самим закономірностям, що й у разі чистого вигину.

Оскільки під час розгляду деформованого стану місць вигину гнутих профілів відношення між точками простіше зобразити у вигляді радіусів і кутів, для теоретичного аналізу було обрано полярну систему координат, у якій кожна точка на площині визначається двома числами - полярним кутом і полярним радіусом (рис. 1).

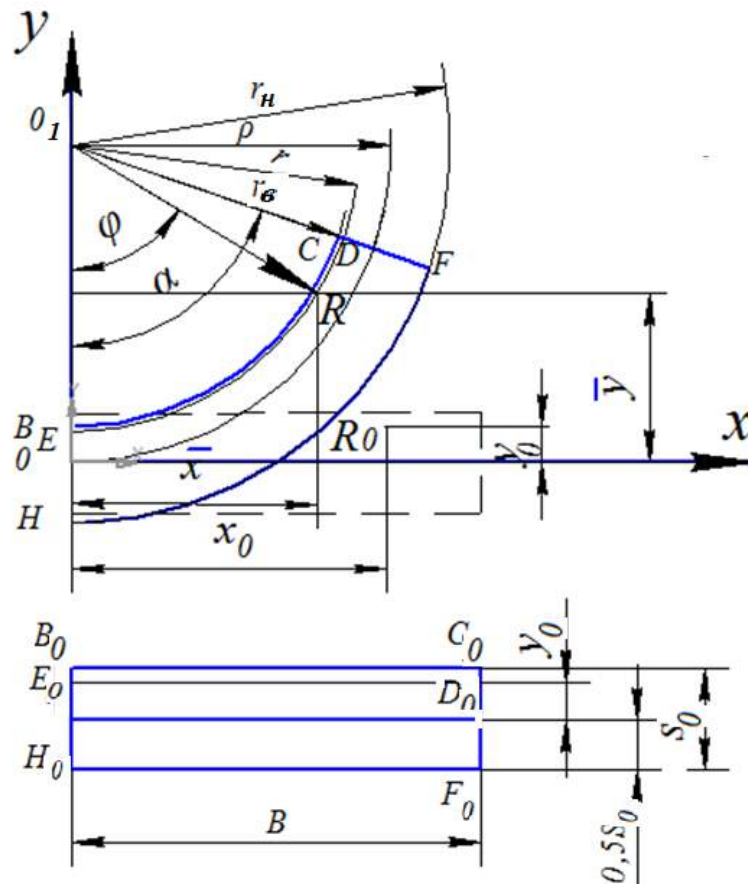


Рис. 1. Схема для визначення координат довільної матеріальної точки полоси в деформованому стані у полярній системі координат.

Згідно з прийнятими гіпотезами, на ділянці плавного переходу в n -й формувальній клітині полярний радіус r_n довільної матеріальної точки залежить від трьох початкових координат, а товщина s_n – від двох.

З очевидних геометричних співвідношень маємо:

$$\left. \begin{aligned} r_n(x_0, z_{0c}) &= r_c(x_0, z_{0c}) + 0,5s_n(x_0, z_{0c}); \\ r_в(x_0, z_{0c}) &= r_c(x_0, z_{0c}) - 0,5s_n(x_0, z_{0c}), \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

де r_c – полярний радіус серединної поверхні.

Відомо визначення полярного радіуса r довільної матеріальної точки за чистого вигину [4]:

$$r^2 = 0,5(r_в^2 + r_н^2) - \frac{y_0}{s_0}(r_н^2 - r_в^2), \quad (2)$$

де r – поточний полярний радіус довільної матеріальної точки;

$r_н, r_в$ – полярні радіуси зовнішньої та внутрішньої поверхонь полоси;

y_0 – початкова ордината точки, що розглядається;

s_0 – початкова товщина полоси.

Підставляючи (1) у (2), отримаємо:

$$\begin{aligned} [r_n(x_0, y_0, z_{0c})]^2 &= [r_c(x_0, z_{0c})]^2 + \\ &+ \frac{1}{4}[s_n(x_0, z_{0c})]^2 - 2y_0 r_c(x_0, z_{0c}) \frac{s_n(x_0, z_{0c})}{s_0}. \end{aligned} \quad (3)$$

З геометричних міркувань (рис. 1), отримаємо:

$$\left. \begin{aligned} \bar{x} &= r_n(x_0, y_0, z_{0c}) \sin \varphi_n(x_0, z_{0c}); \\ \bar{y} &= \rho_n(z_{0c}) - r_n(x_0, y_0, z_{0c}) \cos \varphi_n(x_0, z_{0c}); \\ \bar{z} &= z_{0c} \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

$$\rho_n(z_{oc}) = \frac{b_{II}}{\alpha_n(z_{oc})} \quad (5)$$

$$\varphi_n(x_0, z_{oc}) = \frac{x_0}{\rho_n(z_{oc})} = \frac{x_0}{b_{II}} \alpha_n(z_{oc}). \quad (6)$$

Як відомо з механіки твердого деформованого середовища [3], компоненти тензора деформацій визначаються наступними залежностями:

$$e_{k,l} = \frac{1}{2} \ln \sum_{m=1}^3 \frac{\partial \bar{x}_m}{\partial x_{0k}} \times \frac{\partial \bar{x}_m}{\partial x_{0l}}; \quad k, l = r, \varphi, z. \quad (7)$$

Вносячи (4) у (7) і враховуючи при цьому (3), (5), (6), отримаємо:

$$e_{\varphi\varphi} = \frac{1}{2} \ln \left\{ \left[\frac{r_n(x_0, y_0, z_{oc})(x_0, y_0, z_{oc})}{\rho_n(z_{oc})} \right]^2 + \left(\frac{\partial r_n}{\partial x_0} \right)^2 \right\};$$

$$e_{rr} = \ln \frac{r_c(x_0, z_{oc})}{r_n(x_0, y_0, z_{oc})} \times \frac{s_n(x_0, z_{oc})}{s_0} e_{zz} = \frac{1}{2} \{ [P_1(x_0, y_0, z_{oc})]^2 + [P_2(x_0, y_0, z_{oc})]^2 \}; \quad (8)$$

$$e_{\varphi z} = \frac{1}{2} \left[\frac{r_n(x_0, y_0, z_{oc})}{\rho_n(z_{oc})} P_1(x_0, y_0, z_{oc}) + \frac{\partial r_n}{\partial x_0} P_2(x_0, y_0, z_{oc}) \right];$$

$$e_{zr} = -\frac{1}{2} \frac{r_c(x_0, z_{oc})}{r_n(x_0, y_0, z_{oc})} \times \frac{s_n(x_0, z_{oc})}{s_0} P_2(x_0, y_0, z_{oc});$$

$$e_{r\varphi} = -\frac{1}{2} \frac{r_c(x_0, z_{oc})}{r_n(x_0, y_0, z_{oc})} \times \frac{s_n(x_0, z_{oc})}{s_0} \frac{\partial r_n}{\partial x_0}. \quad (8a)$$

$$P_1(x_0, y_0, z_{oc}) = \frac{\alpha'_n(z_{oc})}{\alpha_n(z_{oc})} [r_n(x_0, y_0, z_{oc}) \times \varphi_n(x_0, z_{oc}) - \sin \varphi_n(x_0, z_{oc})]; \quad (9)$$

$$P_2(x_0, y_0, z_{oc}) = \frac{\partial r_n}{\partial z_{oc}} + \rho_n(z_{oc}) \frac{\alpha'_n(z_{oc})}{\alpha_n(z_{oc})} \times \cos \varphi_n(x_0, z_{oc}). \quad (10)$$

При чистому пластичному згині згідно [3]:

$$\rho_n(z_{oc}) s_0 = \frac{r_H^2 - r_B^2}{2} = s_n(z_{oc}) r_s(z_{oc}),$$

$$\frac{\partial r_n}{\partial x_0} = \alpha'_n(z_{oc}) = 0.$$

Тоді з виразів (8) отримуємо відомі формули теорії чистого пластичного згину:

$$e_{\varphi\varphi} = -e_{rr} = \ln \frac{r_n(x_0, y_0, z_{oc})}{\rho_n(z_{oc})};$$

$$e_{zz} = e_{\varphi z} = e_{zr} = e_{r\varphi} = 0. \quad (11)$$

З урахуванням закону сталості об'єму залежності (8) набудуть вигляду:

$$e_{\varphi\varphi} = \ln \frac{r_n(x_0, y_0, z_{oc})}{r_c(x_0, z_{oc})} \times \frac{s_0}{s_n(x_0, z_{oc})} - 0,5 e_{zz};$$

$$e_{rr} = -\ln \frac{r_n(x_0, y_0, z_{oc})}{r_c(x_0, z_{oc})} \times \frac{s_0}{s_n(x_0, z_{oc})} - 0,5 e_{zz}; \quad (12)$$

$$e_{zz} = \frac{1}{2} \{ [P_1(x_0, y_0, z_{oc})]^2 + [P_2(x_0, y_0, z_{oc})]^2 \}$$

$$e_{\varphi z} = \frac{1}{2} \left[\frac{r_n(x_0, y_0, z_{oc})}{\rho_n(z_{oc})} P_1(x_0, y_0, z_{oc}) + \frac{\partial r_n}{\partial x_0} P_2(x_0, y_0, z_{oc}) \right];$$

$$e_{zr} = -\frac{1}{2} \frac{r_c(x_0, z_{oc})}{r_n(x_0, y_0, z_{oc})} \times \frac{s_n(x_0, z_{oc})}{s_0} P_2(x_0, y_0, z_{oc});$$

$$e_{r\varphi} = -\frac{1}{2} \frac{r_c(x_0, z_{oc})}{r_n(x_0, y_0, z_{oc})} \times \frac{s_n(x_0, z_{oc})}{s_0} \frac{\partial r_n}{\partial x_0}$$

Згідно з [5] потоншення під час профілювання визначається формулою

$$\Delta s = 0,006 s_0^{0,5} b^{0,5} \frac{[\alpha_n(z_{oc})]^{2/3}}{\sqrt{r_B}} \times \cos^4 \frac{\pi}{2} \left(1 - \frac{2x_0}{b_{II}}\right).$$

Отже,

$$\frac{s_n(x_0, z_{oc})}{s_0} = 1 - 0,006 \sqrt{s_0 b} \times \frac{[\alpha_n(z_{oc})]^{2/3}}{\sqrt{r_B(x_0, z_{oc})}} \cos^4 \frac{\pi}{2} \left(1 - \frac{2x_0}{b_{II}}\right). \quad (13)$$

Використовуючи залежності (12) у поєднанні з (3), (5), (6), (10), (13), можна обчислити компоненти тензора деформацій металу місця вигину під час профілювання. Як приклад на рис. 2 представлені графіки їхньої зміни вздовж ділянки плавного переходу в третій формувальній клітці, побудовані на підставі розрахунку за цими формулами для випадку профілювання швелера $150 \times 100 \times 2$ мм за режимом $0 - 10 - 30 - 50 - 70 - 90^\circ$ для точок, що перебувають на перетині осі симетрії місця вигину і граничних поверхонь полоси. Кути підгинання визначали за допомогою профілографа за гіпсовими зліпками загальмованої в стані полоси, значення першої похідної функції кута підгинання знаходили графічним диференціюванням.

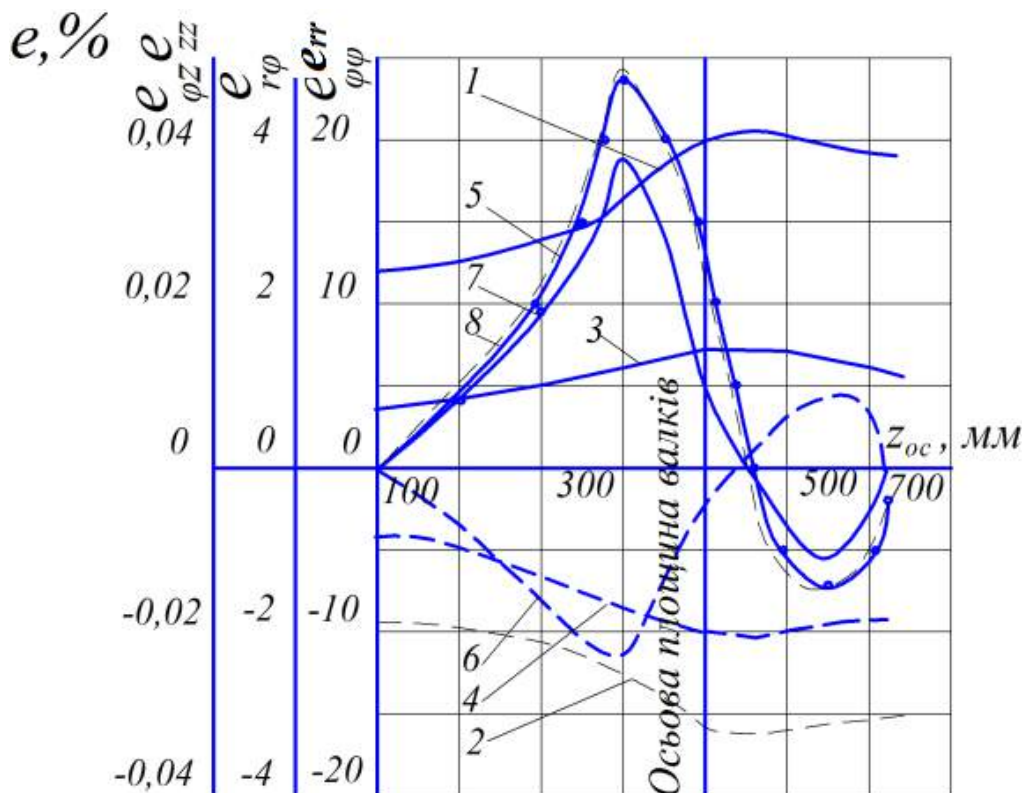


Рис. 2. Графіки зміни компонентів тензора деформацій $e_{\phi\phi}$ (1, 2), $e_{\gamma\gamma}$ (3, 4), $e_{\phi z}$ (5, 6) і $e_{z\gamma}$ (7, 8) металу місця вигину швелера $150 \times 100 \times 2$ мм уздовж ділянки плавного переходу в третій формувальній клітці ($30 - 50^\circ$) на зовнішній (1, 2, 5, 7) і внутрішній (2, 4, 6, 8) поверхнях.

Як видно з формул (12) і рис. 2, радіальна деформація $e_{\gamma\gamma}$ і тангенціальна $e_{\phi\phi}$ значно більші за решту компонентів тензора деформацій: вони на порядок більші за кутовий зсув $e_{\gamma\phi}$, на два – три порядки – за кутові зсуви $e_{\phi z}$ і $e_{z\gamma}$ і на п'ять – шість

порядків – за поздовжнє відносне подовження e_{zz} . Таким чином, у першому наближенні можна вважати, що деформований стан місця вигину під час профілювання визначається тангенціальною і радіальною деформаціями, а інші компоненти дорівнюють нулю.

Дані дослідження деформованого стану у місцях згинання сортових гнутих профілів можуть стати основою для подальшого визначення уточнених мінімальних радіусів місць згинання на гнутих профілях та підвищення їх якості.

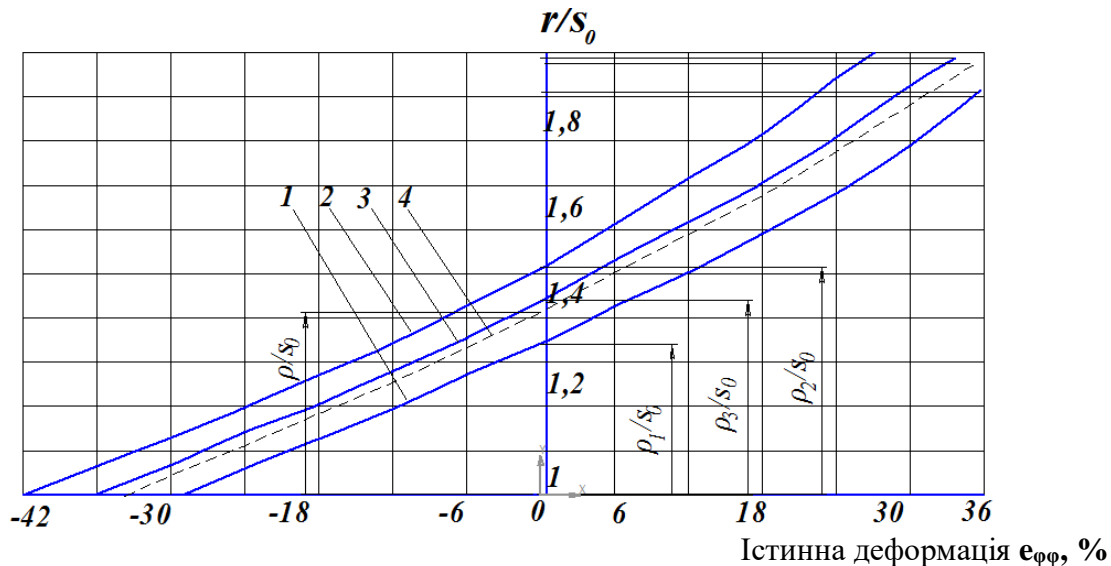


Рис. 3. Розподіл тангенціальних деформацій $e_{\phi\phi}$ за товщиною полоси при профілюванні (1, 2, 3) і чистому круговому вигині (4) за умови $\frac{r_z}{s_0} = 1$ та $\alpha = \pi/2$; 1 – на осі симетрії місця вигину ($x_0 = 0,5b_{\text{виг}}$); 2 – на межах місця вигину та плоских елементів ($x_0 = 0,5b_{\text{виг}} \pm 0,5b_{\text{виг}}$); 3 - в перерізах з потоншенням $\Delta s = 0,5\Delta s_{\text{max}}$ ($x_0 = 0,5b_{\text{виг}} \pm 0,182b_{\text{виг}}$).

Графіки, наведені на рис.3 свідчать, що положення нейтрального шару деформацій при профілюванні залежить від кута підгинання, радіуса вигину, ширини елемента, що підгинається, і початкової абсциси точки.

З епюру тангенціальних деформацій $e_{\phi\phi}$ (рис. 2), побудованих згідно з (5), (1) і (8), видно, що в поздовжньому перерізі, який співпадає з віссю симетрії місця вигину, радіус нейтрального шару деформації менший, ніж у разі чистого вигину, а на межі місця вигину і плоских елементів – більший. Внаслідок цього в першому випадку тангенціальна деформація на зовнішній поверхні більша, ніж на внутрішній. А в другому - навпаки. Для поздовжніх перерізів із середнім значенням потоншення (крива 3) значення тангенціальних деформацій практично такі самі, як за чистого кругового вигину (крива 4).

Таким чином, деформований стан металу місць вигину з достатнім ступенем точності визначається формулами (5) з підстановкою усередненого радіуса нейтрального шару деформацій.

Як відомо [3], за сталості об'єму інтенсивність деформацій визначається виразом:

$$e_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \left[(e_{rr} - e_{\phi\phi})^2 + (e_{\phi\phi} - e_{zz})^2 + (e_{zz} - e_{rr})^2 + 6(e_{\phi z}^2 + e_{zr}^2 + e_{r\phi}^2) \right]^{1/2}. \quad (9)$$

Підставляючи (1) у (9), отримаємо:

$$\frac{2}{\sqrt{3}} e_{\varphi\varphi} = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \frac{r_n(x_0, y_0, z_{oc})}{r_c(x_0, z_{oc})} \times \frac{s_0}{s_n(x_0, z_{oc})}; \quad r_n \geq r \geq \rho_{np};$$

$$e_i =$$

$$-\frac{2}{\sqrt{3}} e_{\varphi\varphi} = -\frac{2}{\sqrt{3}} \ln \frac{r_n(x_0, y_0, z_{oc})}{r_c(x_0, z_{oc})} \times \frac{s_0}{s_n(x_0, z_{oc})}; \quad \rho_{np} \geq r \geq r_{\Xi}$$
(10)

Як показано в роботі [5], руйнування волокон внутрішньої поверхні місця вигину може статися тільки в тому разі, якщо інтенсивність деформацій на цій поверхні принаймні у 8 разів більша, ніж на зовнішній. Оскільки такий випадок під час профілювання виключений, то найнебезпечніші з точки зору руйнування є розтягнуті волокна зовнішньої поверхні. Потоншення під час профілювання досягає максимального значення на осі симетрії місця вигину, на перетині якої із зовнішньою поверхнею полоси і знаходиться небезпечна точка.

Інтенсивність деформацій у небезпечній точці визначимо згідно з (10):

$$e_{iH} = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \frac{r_{\Xi}}{r_c} \frac{s_0}{s}. \quad (11)$$

Згідно з [5], допустима тангенціальна деформація під час вигину:

$$e_{iH} = \frac{2}{\sqrt{3}} [e_{\varphi\varphi}]_H = -0,55 \ln(1 - \psi). \quad (12)$$

Прирівнюючи праві частини (11) і (12) та враховуючи (3) [1], після деяких перетворень отримуємо:

$$F(\alpha, b, r_{\Xi}) = (1 - \psi)^{-0,55 \frac{\sqrt{3}}{2}} = (1 - \psi)^{-0,476}, \quad (13)$$

$$\text{де } F(\alpha, b, r_{\Xi}) = \frac{1}{1 - 0,006 \alpha^{\frac{2}{3}} b^{0,5} \left(\frac{r_{\Xi}}{s_0}\right)^{-0,5} + \frac{2r_{\Xi}}{s_0}} + \frac{1}{1 - 0,006 \alpha^{\frac{2}{3}} b^{0,5} \left(\frac{r_{\Xi}}{s_0}\right)^{-0,5}}.$$

$$F(\alpha, b, r_{\Xi}) = (1 - \psi)^{-\frac{\sqrt{3}}{2}} = (1 - \psi)^{-0,866}. \quad (14)$$

На основі первинних теоретичних досліджень з використанням основних положень механіки суцільного деформованого середовища визначено залежності, що описують компоненти тензора деформацій у згинальних перерізах довгомірних гнутих профілів. Проаналізовано залежність розтягувальної складової дотичної деформації від кута згину. Отримано залежності, з яких при заданому відносному поперечному звуженні металу заготовки можна знайти граничний відносний радіус згину.

$$F(\alpha, b, r_{\Xi}) = (1 - \psi)^{-\frac{\sqrt{3}}{2}} = (1 - \psi)^{-0,866}. \quad (15)$$

Діючи аналогічно до попереднього, знайдемо:

$$F(\alpha, b, r_{\Xi}) = (1 - \psi)^{-\frac{\sqrt{3}}{2}} = (1 - \psi)^{-0,866}. \quad (16)$$

За заданого відносного поперечного звуження з (16) можна знайти граничний відносний радіус вигину. Для визначення технологічного радіуса вигину, за якого гарантується отримання продукції необхідної якості, необхідно помножити граничний радіус вигину на коефіцієнт запасу міцності. Останній на підставі численних практичних даних можна прийняти рівним 2 [5]. Таким чином, граничні (мінімально допустимі) радіуси вигину, можуть бути обчислені згідно із знайденими залежностями (14) та (16).

Для використання під час проектування технологічних процесів виробництва рівнополочних профілів широкого сортаменту, з матеріалів із різним відносним звуженням ψ , різною шириною елементів, що підгинаються b , за результатами розв'язання рівняння (14) побудовано номограму для визначення мінімального відносного технологічного радіусу згину запри кути підгинання $\pi/2$ (рис. 4). Найменше значення цього радіуса відповідає малій ширині за великого відносного поперечного звуження. Зі збільшенням ширини елемента, що підгинається, і зменшенням відносного

поперечного звуження мінімальний радіус вигину монотонно зростає, причому його залежність від ширини елемента, що підгинається, близька до лінійної.

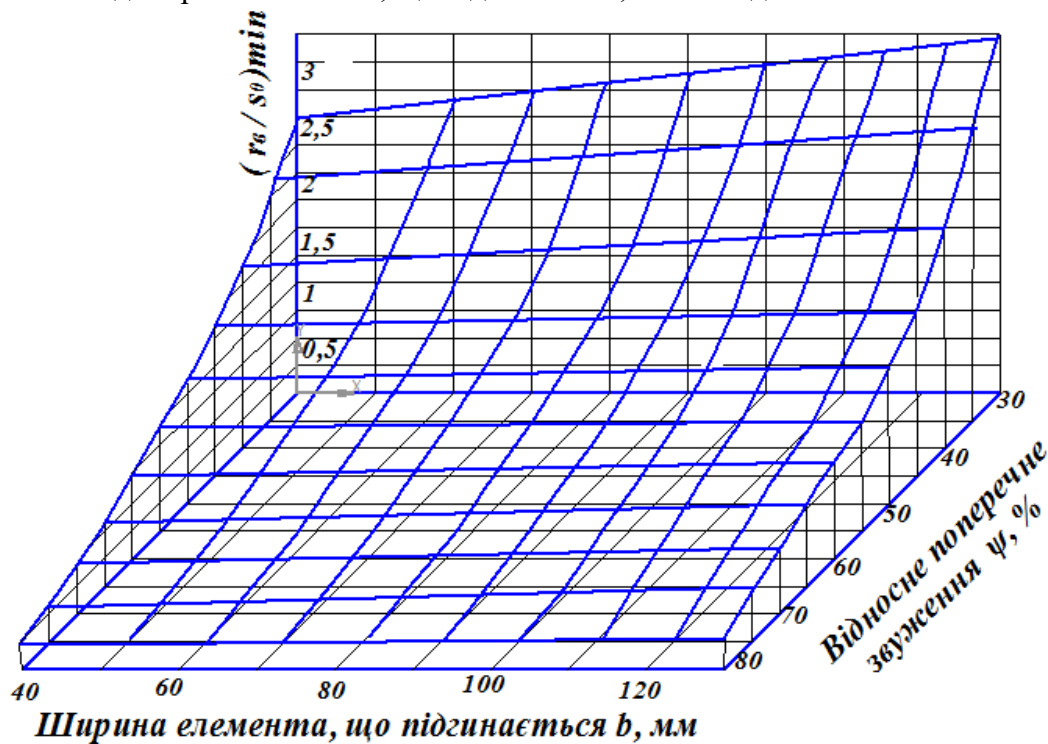


Рис. 4. Номограма для визначення мінімального відносного технологічного радіуса вигину за кута підгинання $\pi/2$.

Із залежності (13) можна знайти граничну допустиму (максимальну за шириною) тангенціальну деформацію зовнішніх волокон місць вигину під час профілювання.

$$[e_{\varphi\varphi}]_{\text{г}} = -0,275 \ln(1 - \psi) = -0,476 \ln(1 - \psi). \quad (17)$$

Графік залежності допустимої тангенціальної деформації зовнішніх волокон під час профілювання від відносного поперечного звуження матеріалу полоси (17) наведено на рис. 5.

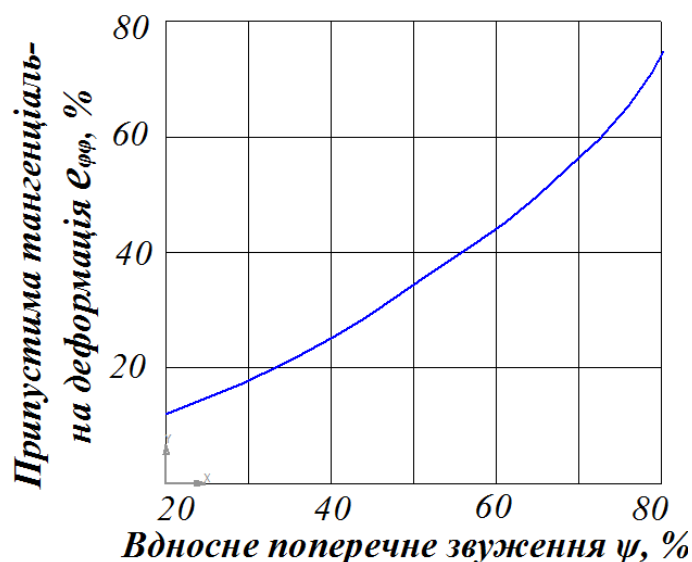


Рис. 5. Залежність допустимої тангенціальної деформації зовнішніх волокон під час профілювання від відносного поперечного звуження матеріалу полоси.

Висновки

1. Для визначення найважливішого параметру процесу профілювання – мінімального радіусу сполучення елементів, від якого залежить якість гнутих профілів, був виконаний аналіз деформованого стану металу в місцях вигину, параметри якого визначались по результатам попередніх досліджень, виконаних авторами. Під час визначення мінімально допустимого радіуса вигину як критерій руйнування була прийнята питома робота деформації.

2. Виконані дослідження дозволили отримати залежності на основі яких з урахуванням відносного поперечного звуження профільованого матеріалу можна знайти граничний відносний радіус вигину, використання якого при розробці технології та розрахунках калібрувань валків дає можливість мінімізувати, або зовсім уникнути виникнення тріщин в місцях згинання.

3. Для практичного використання результатів виконаних досліджень при проектуванні технологій виготовлення широкого сортаменту нових рівнополочних швелерів різних профілерозмірів з найбільш поширених на виробництві матеріалів, була розроблена номограма для визначення мінімального відносного технологічного радіусу згину запри куті підгинання

4. За заданого відносного поперечного звуження з (15) можна знайти граничний відносний радіус вигину. Для визначення технологічного радіуса вигину, за якого гарантується отримання продукції необхідної якості, необхідно помножити граничний радіус вигину на коефіцієнт запасу міцності. Останній на підставі численних практичних даних можна прийняти рівним 2 [6]. Таким чином, граничні (мінімально допустимі) радіуси вигину, можуть бути обчислені згідно із знайденими залежностями (13) та (5).

Список використаних джерел

1. Trishevskiy O.I. Determination of the deformed state of the metal in the places of bending of long bent profiles. Proceedings of the 10th International scientific and practical conference “European scientific congress” (October 29-31, 2023) Barca Academy Publishing, Madrid, Spain. 2023. 533 p. IV International Scientific and Practical Conference.

2. Zienkiewicz R.L. Taylor and David Fox the finite element method for solid and structural mechanics. <https://doi.org/10.1016/C2009-0-26332-X> 2014. Elsevier Ltd

3. Trishevskiy O., Kaliuzhnyi O., Avtukhov A., Ashkelianets A., Ruzmetov A. Analysis of the influence of the main technological parameters of forming periodic corrugations in rolls on the accuracy of their periods. International Journal of Mechatronics and Applied Mechanics. 2023. 2023(14). P. 149–155.

4. Skoblo T., Klochko O., Trishevskij O., Belkin E., Deryabkina E. Modeling of degradation processes of cast iron carbide phase of mill rolls at operation. Lecture Notes in Mechanical Engineering. 2023. P. 128–136.

5. Trishevskij O., Kaliuzhnyi O., Yurchenko O., Levchenko V., Akhlestin O. Establishing patterns in the temperature distribution within a deformation zone during thin strip rolling. Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. 2020. Vol. 2(5-104). P. 21–28.

References

1. Trishevskiy O.I. (2023). Determination of the deformed state of the metal in the places of bending of long bent profiles. Proceedings of the 10th International scientific and

practical conference “European scientific congress” (October 29-31, 2023) Barca Academy Publishing, Madrid, Spain. 533 p. IV International Scientific and Practical Conference.

2. Zienkiewicz R.L. (2014). Taylor and David Fox the finite element method for solid and structural mechanics. <https://doi.org/10.1016/C2009-0-26332-X> 2014. Elsevier Ltd

3. Trishevskiy O., Kaliuzhnyi O., Avtukhov A., Ashkelianets A., Ruzmetov A. (2023). Analysis of the influence of the main technological parameters of forming periodic corrugations in rolls on the accuracy of their periods. *International Journal of Mechatronics and Applied Mechanics*. 2023(14). P. 149–155.

4. Skoblo T., Klochko O., Trishevskij O., Belkin E., Deryabkina E. (2023). Modeling of degradation processes of cast iron carbide phase of mill rolls at operation. *Lecture Notes in Mechanical Engineering*. P. 128–136.

5. Trishevskij O., Kaliuzhnyi O., Yurchenko O., Levchenko V., Akhlestin O. (2020). Establishing patterns in the temperature distribution within a deformation zone during thin strip rolling. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. Vol. 2(5-104). P. 21–28.