

ВІННИЦЬКИЙ НАЦІОНАЛЬНИЙ АГРАРНИЙ УНІВЕРСИТЕТ
МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ

Кваліфікаційна наукова праця на
правах рукопису

ЧМИХ КАТЕРИНА В'ЯЧЕСЛАВІВНА

УДК 669.715:621.771.07 (043.3)

ДИСЕРТАЦІЯ

УДОСКОНАЛЕННЯ ПРОЦЕСУ ПРОКАТУВАННЯ ВИРОБІВ ІЗ
АЛЮМІНІЄВИХ СПЛАВІВ З ПІДГРІВОМ РОБОЧОГО ІНСТРУМЕНТУ

132 Матеріалознавство

13 Механічна інженерія

Подається на здобуття освітньо-наукового ступеня доктора філософії

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



Катерина ЧМИХ

Науковий керівник:

ШВЕЦЬ Людмила Василівна

кандидат технічних наук, доцент

АНОТАЦІЯ

Чмих К. В. Удосконалення процесу прокатування виробів із алюмінієвих сплавів з підгрівом робочого інструменту. – Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.

Дисертація на здобуття освітньо-наукового ступеня доктора філософії за спеціальністю 132 – Матеріалознавство. – Вінницький національний аграрний університет, Вінниця, 2026.

Дисертаційна робота присвячена розв'язанню актуальної науково-прикладної задачі у галузі матеріалознавства та обробки металів тиском, що полягає у встановленні закономірностей впливу температури підгріву робочого інструменту на пластичну течію металу, напружено-деформований стан, параметри формозміни та особливості формування структури алюмінієвих сплавів під час гарячого прокатування. Актуальність дослідження зумовлена широким застосуванням алюмінієвих сплавів у машинобудуванні, транспортній техніці, авіаційній галузі та інших сферах, де до конструкційних матеріалів висувуються підвищені вимоги щодо поєднання малої густини, високої питомої міцності, корозійної стійкості та технологічності. Водночас під час виготовлення виробів складного профілю з алюмінієвих сплавів традиційні схеми гарячого деформування не завжди забезпечують стабільність процесу, рівномірність пластичної течії металу та належну якість готових виробів.

Однією з основних причин технологічних ускладнень при гарячому прокатуванні алюмінієвих сплавів є інтенсивне тепловідведення від нагрітої заготовки до масивного робочого інструменту, температура якого є суттєво нижчою. Така різниця температур призводить до локального вихолодження приконттактних шарів металу, зростання опору деформації, нерівномірного розподілу деформацій у перерізах, збільшення силових параметрів процесу, порушення стабільності течії металу та підвищення ризику утворення дефектів. Особливо гостро ці явища проявляються під час прокатування складнопрофільних деталей, коли навіть незначна нестабільність

термомеханічних умов призводить до погіршення геометричної точності, утворення локальних зон перенапруження та погіршення експлуатаційних характеристик виробів. У зв'язку з цим науково обґрунтоване керування температурним станом системи «інструмент–заготовка» є важливою передумовою підвищення ефективності процесу гарячого прокатування алюмінієвих сплавів та виготовленні якісних деталей.

Об'єкт дослідження – процес гарячого прокатування алюмінієвих сплавів із підігрівом робочого інструменту.

Предмет дослідження – закономірності впливу температури підігріву інструменту на параметри формозміни та якість виробів при гарячому прокатуванні алюмінієвих сплавів.

Зміст роботи викладено у чотирьох розділах, у яких послідовно розглянуто сучасний стан проблеми, наведено методичне забезпечення досліджень, представлено результати експериментального і чисельного моделювання та обґрунтовано практичні рекомендації щодо удосконалення технології гарячого прокатування алюмінієвих сплавів із підігрівом робочого інструменту.

У вступі обґрунтовано актуальність теми дисертаційної роботи, сформульовано мету та завдання дослідження, визначено об'єкт, предмет і методи дослідження, розкрито наукову новизну та практичне значення одержаних результатів. Показано, що розв'язання поставленої задачі має суттєве значення як для подальшого розвитку наукових основ гарячого деформування алюмінієвих сплавів, так і для створення ресурсозберігальних технологій виробництва деталей складного профілю.

У першому розділі проведено аналіз сучасних наукових підходів і технологічних рішень у сфері гарячого прокатування алюмінієвих сплавів. Розглянуто особливості маркування алюмінієвих сплавів, їх фізико-механічні властивості, характерні ознаки деформованості при підвищених температурах, а також основні закономірності структурних змін, що відбуваються в процесі гарячої деформації. Окрему увагу приділено аналізу традиційних методів

гарячого штампування і прокатування, а також можливостям використання профільного прокатування як альтернативи багатостадійним технологічним маршрутам. На підставі аналізу літературних джерел встановлено, що в наявних дослідженнях недостатньо повно висвітлено питання впливу температури підігріву робочого інструменту на кінематику пластичної течії металу, співвідношення поперечної та поздовжньої складових деформації, локалізацію напружень і деформацій у характерних зонах профілю, а також на формування кінцевих параметрів якості виробу. Це дало підстави для формулювання основних завдань дисертаційного дослідження та обґрунтування вибору промислових алюмінієвих сплавів АК6, АК8, АМг6, АМц та Д16 як матеріалів дослідження.

У другому розділі наведено загальні умови проведення експериментальних досліджень, описано методика їх виконання та експериментальну установку для гарячого прокатування з керованим підігрівом робочого інструменту. Розроблено і виготовлено спеціалізоване обладнання, яке забезпечує можливість реалізації контрольованих температурних режимів деформування та відтворення умов, наближених до реальних виробничих процесів. Для дослідження кінематики пластичної течії металу застосовано метод координатних сіток, що дало змогу простежити переміщення часток металу в осередку деформації та кількісно оцінити параметри розширення, випередження та формозміни. Також використано методи інструментального вимірювання геометричних параметрів, аналізу силових характеристик процесу та статистичної обробки одержаних результатів. За результатами експериментів встановлено, що підвищення температури валків істотно впливає на характер течії металу і сприяє стабілізації процесу формоутворення. Виявлено, що в певному температурному інтервалі параметри процесу набувають найбільш стійкого характеру, що створює передумови для отримання якісних виробів із мінімальним ризиком дефектоутворення.

У третьому розділі подано результати чисельного моделювання процесу гарячого прокатування в програмному комплексі QForm. Побудовано скінченно-елементні моделі, які враховують температурний стан системи «інструмент–заготовка» та дають змогу простежити зміну напружено-деформованого стану, інтенсивності деформацій, опору деформації, гідростатичного тиску у характерних точках профілю. Проведений аналіз показав, що температура підігріву робочого інструменту є одним із визначальних показників, які впливають на умови течії металу в осередку деформації. Встановлено, що зі зростанням температури валків відбувається зменшення нерівномірності деформації, послаблення локалізації напружень у приконттактних шарах та формування сприятливішого напружено-деформованого стану. Обґрунтовано, що найбільш раціональним температурним діапазоном підігріву валків є інтервал 250–350 °С, за якого забезпечуються стабілізація течії металу, зниження силових параметрів процесу, мінімізація небезпечних зон розтягувальних напружень та підвищення рівномірності формозміни. Разом з тим показано недоцільність надмірного перегріву інструменту, оскільки це може негативно впливати на точність формоутворення та структурний стан матеріалу.

У четвертому розділі розроблено математичну модель течії алюмінієвих сплавів при гарячому деформуванні, яка враховує температурні та геометричні параметри процесу і може бути використана для інженерного прогнозування характеру формозміни. Проведено порівняльний аналіз результатів експериментальних досліджень і чисельного моделювання, який засвідчив їх задовільну узгодженість та підтвердив адекватність запропонованого підходу. На основі отриманих результатів обґрунтовано практичні рекомендації щодо вибору температурних режимів підігріву валків для гарячого прокатування алюмінієвих сплавів. Виконано апробацію розробленої технології під час виготовлення деталі «Колодка парна 8-8», що підтвердило можливість скорочення кількості технологічних операцій, зменшення витрат металу,

підвищення коефіцієнта його використання та зниження собівартості виготовлення виробів.

Наукова новизна одержаних результатів полягає в тому, що вперше встановлено закономірності впливу температури підігріву робочого інструменту на характер пластичної течії металу при гарячому прокатуванні алюмінієвих сплавів, зокрема на співвідношення поперечної та поздовжньої складових деформації, параметри розширення і випередження, а також на особливості формування напружено-деформованого стану в локальних зонах профілю. Обґрунтовано раціональний температурний інтервал підігріву валків 250–350 °С, за якого досягається найбільш сприятливе поєднання кінематичних, силових і структурних параметрів процесу. Набули подальшого розвитку підходи до чисельного моделювання гарячого прокатування алюмінієвих сплавів із урахуванням температурного стану системи «інструмент–заготовка». Удосконалено інженерну модель оцінки кінематичних параметрів течії металу, що підвищує точність прогнозування формозміни під час проектування технологічних процесів.

Практичне значення одержаних результатів полягає у розробленні та впровадженні технології гарячого прокатування алюмінієвих сплавів із підігрівом робочого інструменту, яка забезпечує стабілізацію термомеханічних умов деформування, зниження силових навантажень на обладнання, підвищення точності формоутворення та поліпшення якості готових виробів. Використання запропонованого підходу дає змогу скоротити матеріалоемність і трудомісткість виробництва, зменшити кількість технологічних переходів і підвищити ресурсоефективність виготовлення деталей складного профілю. Результати дисертаційної роботи мають практичну цінність для підприємств машинобудівного профілю, а також можуть бути використані в освітньому процесі під час підготовки фахівців з матеріалознавства та технологій обробки матеріалів тиском.

Ключові слова: гаряче прокатування, моделювання, дослідження, деформація, зона термічного впливу, обробка металів тиском, технологічні налаштування, швидкість деформації, напружено-деформований стан, пластичність, напруження, режими гарячої прокатки, стабільність процесу, мікроструктура, ступінь деформації.

ANNOTATION

Chmykh K. V. Improvement of the rolling process for aluminum alloy products with heating of the working tool. – Thesis for the degree of Doctor of Philosophy in specialty 132 – Materials Science. – Vinnytsia National Agrarian University, Vinnytsia, 2026.

The dissertation is devoted to solving a relevant scientific and applied problem in the field of materials science and metal forming. The problem consists in establishing the regularities of the influence of the working tool heating temperature on metal plastic flow, the stress-strain state, shape-change parameters, and the features of structure formation in aluminium alloys during hot rolling. The relevance of the study is determined by the wide application of aluminium alloys in mechanical engineering, transport engineering, the aviation industry, and other fields where structural materials must combine low density, high specific strength, corrosion resistance, and manufacturability. At the same time, in the manufacture of complex-profile aluminium alloy products, traditional hot deformation schemes do not always ensure process stability, uniformity of metal plastic flow, and the required quality of finished products.

One of the main causes of technological complications during hot rolling of aluminium alloys is intensive heat removal from the heated billet to the massive working tool, whose temperature is considerably lower. Such a temperature difference leads to local cooling of the near-contact metal layers, an increase in deformation resistance, non-uniform strain distribution in cross-sections, higher force parameters of the process, disruption of metal flow stability, and an increased risk of defect formation. These phenomena become especially critical during the rolling of complex-profile parts, when even slight instability of thermomechanical conditions may lead to deterioration of geometric accuracy, formation of local overstressed zones, and reduced performance characteristics of products. Therefore, scientifically grounded control of the thermal state of the “tool–billet” system is an

important prerequisite for improving the efficiency of hot rolling of aluminium alloys and manufacturing high-quality parts.

The **object of the study** is the process of hot rolling of aluminium alloys with heating of the working tool.

The **subject of the study** is the regularities of the influence of tool heating temperature on shape-change parameters and product quality during hot rolling of aluminium alloys.

The content of the dissertation is presented in four chapters, which consistently examine the current state of the problem, describe the methodological framework of the research, present the results of experimental and numerical modelling, and substantiate practical recommendations for improving the technology of hot rolling of aluminium alloys with heating of the working tool.

The introduction substantiates the relevance of the dissertation topic, formulates the aim and objectives of the research, defines the object, subject, and research methods, and reveals the scientific novelty and practical significance of the obtained results. It is shown that solving the stated problem is of considerable importance both for the further development of the scientific foundations of hot deformation of aluminium alloys and for the creation of resource-saving technologies for manufacturing complex-profile parts.

The first chapter analyzes modern scientific approaches and technological solutions in the field of hot rolling of aluminium alloys. The features of aluminium alloy designation, their physical and mechanical properties, characteristic features of deformability at elevated temperatures, and the main regularities of structural changes occurring during hot deformation are considered. Special attention is paid to the analysis of traditional methods of hot stamping and rolling, as well as to the possibilities of using profile rolling as an alternative to multistage technological routes. Based on the analysis of literature sources, it has been established that existing studies do not sufficiently cover the influence of working tool heating temperature on the kinematics of metal plastic flow, the ratio of transverse and longitudinal strain components, the localization of stresses and strains in

characteristic profile zones, and the formation of final product quality parameters. This provided the basis for formulating the main objectives of the dissertation research and substantiating the choice of industrial aluminium alloys AK6, AK8, AMr6, AMц, and Д16 as the materials under investigation.

The second chapter presents the general conditions for conducting experimental studies, describes the research methodology, and characterizes the experimental installation for hot rolling with controlled heating of the working tool. Specialized equipment was developed and manufactured, making it possible to implement controlled temperature deformation regimes and reproduce conditions close to real production processes. To study the kinematics of metal plastic flow, the coordinate grid method was applied, which made it possible to trace the displacement of metal particles in the deformation zone and quantitatively assess spreading, forward slip, and shape-change parameters. Methods of instrumental measurement of geometric parameters, analysis of process force characteristics, and statistical processing of the obtained results were also used. The experimental results established that increasing the roll temperature significantly affects the nature of metal flow and contributes to stabilization of the forming process. It was found that, within a certain temperature range, the process parameters acquire the most stable character, creating prerequisites for obtaining high-quality products with a minimal risk of defect formation.

The third chapter presents the results of numerical modelling of the hot rolling process using the QForm software package. Finite element models were developed that take into account the thermal state of the “tool–billet” system and make it possible to trace changes in the stress-strain state, strain intensity, deformation resistance, and hydrostatic pressure at characteristic points of the profile. The analysis showed that the heating temperature of the working tool is one of the determining factors influencing the conditions of metal flow in the deformation zone. It was established that, with an increase in roll temperature, strain non-uniformity decreases, stress localization in the near-contact layers weakens, and a more favorable stress-strain state is formed. It was substantiated that the most

rational temperature range for roll heating is 250–350 °C, within which metal flow stabilization, reduction of force parameters, minimization of dangerous tensile stress zones, and increased uniformity of shape change are ensured. At the same time, it was shown that excessive overheating of the tool is unreasonable, since it may negatively affect forming accuracy and the structural state of the material.

The fourth chapter develops a mathematical model of aluminium alloy flow under hot deformation conditions, which takes into account the temperature and geometric parameters of the process and can be used for engineering prediction of the nature of shape change. A comparative analysis of the results of experimental studies and numerical modelling was carried out; it demonstrated satisfactory agreement between them and confirmed the adequacy of the proposed approach. Based on the obtained results, practical recommendations were substantiated for selecting roll heating temperature regimes for hot rolling of aluminium alloys. The developed technology was tested during the manufacture of the “Paired Block 8-8” part, which confirmed the possibility of reducing the number of technological operations, decreasing metal consumption, increasing the material utilization coefficient, and reducing the production cost of products.

The scientific novelty of the obtained results lies in the fact that, for the first time, regularities have been established regarding the influence of working tool heating temperature on the nature of metal plastic flow during hot rolling of aluminium alloys, in particular on the ratio of transverse and longitudinal strain components, spreading and forward slip parameters, as well as on the formation of the stress-strain state in local profile zones. The rational roll heating temperature range of 250–350 °C has been substantiated; within this range, the most favorable combination of kinematic, force, and structural process parameters is achieved. Approaches to numerical modelling of hot rolling of aluminium alloys, taking into account the thermal state of the «tool–billet» system, have been further developed. The engineering model for assessing the kinematic parameters of metal flow has been improved, increasing the accuracy of shape-change prediction during technological process design.

The practical significance of the obtained results lies in the development and implementation of a technology for hot rolling of aluminium alloys with heating of the working tool. This technology ensures stabilization of thermomechanical deformation conditions, reduction of force loads on equipment, improvement of forming accuracy, and enhancement of finished product quality. The use of the proposed approach makes it possible to reduce material intensity and labor intensity of production, decrease the number of technological transitions, and increase the resource efficiency of manufacturing complex-profile parts. The results of the dissertation have practical value for mechanical engineering enterprises and may also be used in the educational process when training specialists in materials science and metal forming technologies.

Keywords: hot rolling, modelling, research, deformation, heat-affected zone, metal forming, technological settings, strain rate, stress-strain state, plasticity, stress, hot rolling regimes, process stability, microstructure, degree of deformation.

**СПИСОК ПУБЛІКАЦІЙ ЗДОБУВАЧА, В ЯКИХ ОПУБЛІКОВАНІ
ОСНОВНІ НАУКОВІ РЕЗУЛЬТАТИ ДИСЕРТАЦІЇ**

**Статті у періодичних наукових виданнях, проіндексованих у базах даних
Web of Science Core Collection та/або Scopus**

1. Shvets L. V., Chmykh K. V., Trukhanska O. O., Shtuts A. A., Kolisnyk M. A. Technology for Manufacturing Parts from Aluminium Alloys Using Hot Deformation. *Metallophysics and Advanced Technologies*. 2026. Vol. 48. №. 1. P. 35–50. DOI: 10.15407/mfint.48.01.0035. URL: <https://mfint.imp.kiev.ua/en/abstract/v48/i01/0035.html> (1,22 друк. арк., особистий внесок аспіранта: проаналізовано технологічні особливості гарячого деформування алюмінієвих сплавів, узагальнено умови формування виробів та підготовлено матеріали щодо впливу режимів деформування на якість заготовок – 0,4 друк. арк.).

**Статті у наукових фахових виданнях України категорії «Б», включених
до міжнародних наукометричних баз даних**

2. Швець Л. В., Чмих К. В. Аналітичні дослідження методів гарячого деформування металів. *Техніка, енергетика, транспорт АПК*. 2022. № 3(118). С. 95–100. DOI: 10.37128/2520-6168-2022-3-12. URL: <http://tetapk.vsau.org/storage/articles/January2023/pvRpO7A5YDgQbzIKau7S.pdf> (0,47 друк. арк., особистий внесок аспіранта: проведено аналітичний огляд і порівняння основних методів гарячого деформування металів, систематизовано їх технологічні переваги, обмеження та сфери застосування – 0,23 друк. арк.).

3. Чмих К. В., Волковський І. В. Моделювання процесу формування структури алюмінієвих сплавів під час гарячої прокатки з використанням програмного комплексу DEFORM. *Вібрації в техніці та технологіях*. 2023. № 2(109). С. 104–110. DOI: 10.37128/2306-8744-2023-2-12. URL: <http://vibrojournal.vsau.org/storage/articles/October2023/2EBAxbvbgewu7ADgb50S.pdf> (0,60 друк. арк., особистий внесок аспіранта: виконано постановку задачі моделювання процесу гарячої прокатки алюмінієвих сплавів у

програмному комплексі DEFORM, проаналізовано результати чисельного моделювання та узагальнено вплив параметрів процесу на формування структури матеріалу – 0,50 друк. арк.).

4. Shvets L. V., Chmykh K. V. Investigation of metal flow from AK6 aluminum alloy on a modernized hot rolling installation. *Техніка, енергетика, транспорт АПК*. 2024. № 3(126). P. 23–35. DOI: 10.37128/2520-6168-2024-3-3. URL:

<http://tetapk.vsau.org/storage/articles/December2024/gd7sW1GCFBIvckVhuoZh.pdf> (1,16 друк. арк., особистий внесок аспіранта: досліджено перебіг металу зі сплаву АК6 під час гарячого прокатування на модернізованій установці, виконано аналіз розподілу деформації та узагальнено результати експериментально-розрахункових досліджень – 0,58 друк. арк.).

5. Чмих К. В. Дослідження розширення для алюмінієвого сплаву АК6 при гарячому прокатуванні. *Вібрації в техніці та технологіях*. 2025. № 4(119). С. 96–101. DOI: 10.37128/2306-8744-2025-4-12. URL: <http://vibrojournal.vsau.org/storage/articles/March2026/hUhZ4Hmc2BI2vcVJtF6r.pdf> (0,44 друк. арк.).

6. Chmykh K. Investigation of forward slip during hot rolling of the AK6 aluminum alloy. *Техніка, енергетика, транспорт АПК*. 2025. № 3(130). P. 53–58. DOI: 10.37128/2520-6168-2025-3-5. URL: <http://tetapk.vsau.org/storage/articles/January2026/6M7FdJQoxZMkCNhUlvlC.pdf> (0,49 друк. арк.).

Матеріали конференцій

7. Чмих К. В. Алюмінієві сплави та технологія їх переробки. *Перспективи розвитку машинобудування та транспорту: матеріали конференції (тези) III Міжнародної науково-технічної конференції, 01–03 червня 2023 р., м. Вінниця. Вінниця: ВНТУ, 2023. URL: <https://conferences.vntu.edu.ua/index.php/prmt/pmrt2023/paper/view/18243> (0,18 друк. арк.).*

8. Чмих К. В. Моделювання процесу загартування алюмінієвих сплавів. *Авіація, промисловість, суспільство*: матеріали V Міжнародної науково-практичної конференції, 16 травня 2024 р., м. Кременчук. URL: https://klk.univd.edu.ua/files/articles/297/zbirnik_materialiv_klk_hnuvs_2024.pdf (0,20 друк. арк.).

9. Чмих К. В. Вдосконалення методів гарячого деформування алюмінієвих сплавів для підвищення якості виробів. *Modern Movement of Science : Proceedings of the 16th International Scientific and Practical Internet Conference*, October 14–15, 2024. Dnipro, 2024. URL: <http://www.wayscience.com/wp-content/uploads/2024/10/Conference-Proceedings-October-14-15-2024.pdf> (0,11 друк. арк.).

Патенти та авторські свідоцтва

10. Літературний письмовий твір наукового характеру з ескізом «Принципова схема установки для прокатування в гарячих умовах»: свідоцтво про реєстрацію авторського права на твір № 142125 / Ю. А. Полевода, Л. В. Швець, К. В. Чмих. Дата реєстрації: 29.01.2026 ; Бюл. № 98 від 28.02.2026.

ЗМІСТ

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ СКОРОЧЕНЬ	18
ВСТУП	19
РОЗДІЛ 1. АНАЛІЗ МЕТОДІВ ТА ТЕХНОЛОГІЙ ПРОКАТУВАННЯ	
АЛЮМІНІЄВИХ СПЛАВІВ	28
1.1 Особливості маркування алюмінієвих сплавів	28
1.2 Характеристика гарячої прокатки алюмінію та алюмінієвих сплавів.....	35
1.3. Пластичність та структурні зміни гарячої деформації заготовок із алюмінієвих сплавів.....	41
1.4 Профільне прокатування як альтернатива та доповнення традиційному гарячому штампуванню.....	47
1.5. Чисельне моделювання процесу прокатування алюмінієвих сплавів методом скінченних елементів	51
Висновки до розділу 1	63
РОЗДІЛ 2. МЕТОДИКА ТА ПРОВЕДЕННЯ ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНИХ	
ДОСЛІДЖЕНЬ ПРОКАТУВАННЯ АЛЮМІНІЄВИХ СПЛАВІВ ІЗ	
ПІДГРІВОМ РОБОЧОГО ІНСТРУМЕНТУ	65
2.1. Загальні умови проведення експериментів	65
2.2. Методика проведення експериментальних досліджень.....	76
2.3 Експериментальна установка для гарячого прокатування з підігрівом інструменту.....	82
2.4. Експериментальне дослідження закономірностей формозмінення матеріалу та енергосилових параметрів при прокатуванні алюмінієвих сплавів у гладких валках	85
2.5 Експериментальне дослідження прокатування складнопрофільних деталей при різних температурних режимах	98
2.6. Особливості гарячого деформування важкодеформівного сплаву Д16, армованого ниткоподібними кристалами SiC.....	103
Висновки до розділу 2	105

	17
РОЗДІЛ 3. ЧИСЕЛЬНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ ГАРЯЧОГО ПРОКАТУВАННЯ В ПРОГРАМНОМУ КОМПЛЕКСІ QFORM.....	107
3.1. Принципи побудови скінченно-елементної моделі в середовищі QForm	107
3.2. Аналіз змін інтенсивності напружень у контрольних точках під час моделювання гарячого прокатування	112
3.3. Аналіз кінетики накопичення інтенсивності деформації в локальних зонах профілю.....	117
3.4. Аналіз кінетики накопичення пластичної деформації в локальних зонах профілю за різних температурних режимів.....	121
3.5. Аналіз змін опору деформації (напруження течії) у локальних зонах профілю	126
3.6. Аналіз зміни гідростатичного тиску (середнього напруження) в осередку деформації.....	130
3.7. Порівняльний аналіз напруженого стану алюмінієвих сплавів різних систем легування за оптимального температурного режиму.....	134
Висновки до розділу 3	146
РОЗДІЛ 4. ТЕОРЕТИЧНЕ ОБҐРУНТУВАННЯ, ВЕРИФІКАЦІЯ ТА ПРАКТИЧНЕ ЗАСТОСУВАННЯ ПРОЦЕСУ ГАРЯЧОГО ПРОКАТУВАННЯ АЛЮМІНІЄВИХ СПЛАВІВ	148
4.1. Реологічне моделювання та термомеханічний аналіз течії алюмінієвих сплавів при гарячому прокатуванні	148
4.2. Математична модель течії алюмінієвих сплавів при гарячому деформування	151
4.3. Порівняльний аналіз результатів експериментального дослідження та чисельного моделювання	156
Висновки до розділу 4	161
ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ	164
СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ.....	167
ДОДАТКИ.....	181

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ СКОРОЧЕНЬ

- ГП – гаряче прокатування.
- ОМТ – обробка металів тиском.
- ДП – деформаційне протягування.
- НДС – напружено-деформований стан.
- МСЕ – метод скінченних елементів.
- МСП – метод скінченних різниць.
- КВМ – коефіцієнт використання металу.
- ЗОР – змащувально-охолоджувальна рідина.
- ТМО – термомеханічна обробка.
- ПК – персональний комп'ютер.
- АЦП – аналогово-цифровий перетворювач.
- σ_T – межа текучості.
- σ_S – опір пластичній деформації (Flow stress).
- σ_{eff} – інтенсивність напружень.
- σ_{mean} – середнє (гідростатичне) напруження.
- ϵ – ступінь пластичної деформації.
- $\dot{\epsilon}$ – швидкість деформації.
- ϵ_{eff} – інтенсивність деформацій.
- Z – параметр Зенера–Холломона.
- T – температура деформації.
- T_B – температура підігріву валків.
- P – зусилля (тиск) на валки.
- Δb – абсолютне розширення.
- f – коефіцієнт випередження.
- μ – коефіцієнт тертя.
- μ_{HV} – мікротвердість за Віккерсом.
- s – величина поперечного переміщення металу.
- L – довжина осередку деформації.

ВСТУП

Актуальність теми. Сучасний розвиток матеріалознавства, машинобудування, транспортної техніки, авіаційної та спеціальної техніки безпосередньо пов'язаний із розширенням застосування легких конструкційних матеріалів, серед яких алюмінієві сплави посідають провідне місце. Це зумовлено поєднанням малої густини, достатньо високої питомої міцності, корозійної стійкості, технологічності та можливості формування широкої номенклатури напівфабрикатів і деталей різного функціонального призначення. Особливої актуальності набуває виготовлення виробів складного поперечного перерізу з деформівних алюмінієвих сплавів, для яких поряд із забезпеченням заданої геометрії необхідно гарантувати однорідність структури, відсутність макродефектів і ресурсну ефективність виробництва.

Одним із базових процесів обробки алюмінієвих сплавів тиском є гаряче прокатування. За температур, вищих за температуру рекристалізації, воно дає змогу суттєво знизити опір деформації, підвищити пластичність матеріалу, реалізувати значні ступені формозміни та забезпечити інтенсивне пропрацювання литої структури. Гаряче прокатування є не лише ефективним способом отримання листових і профільних напівфабрикатів, а й перспективною стадією підготовки заготовок під подальше формоутворення деталей складної конфігурації. Водночас саме при переході від прокатування простих перерізів до формування складнопрофільних виробів виявляються технологічні обмеження традиційних схем деформування.

Ключовою проблемою гарячого прокатування алюмінієвих сплавів є інтенсивне тепловідведення від нагрітої заготовки до масивного, відносно холодного інструменту. Контакт із холодними валками спричиняє локальне вихолоджування приконттактних шарів металу, формування температурного показника по перерізу, зростання локального опору деформації, посилення нерівномірності пластичної течії та появу несприятливого напружено-деформованого стану. Наслідком цього є незаповнення калібрів, локалізація

деформацій у приконтактних зонах, підвищення силових навантажень на обладнання, погіршення якості поверхні, а для високоміцних сплавів – також зростання ризику утворення макротріщин. Для фасонного прокату складного поперечного перерізу зазначені явища мають особливо критичний характер, оскільки навіть незначна нестабільність течії металу призводить до спотворення геометрії виробу.

Проблема ускладнюється тим, що традиційні маршрути виготовлення деталей складного профілю з алюмінієвих сплавів часто передбачають багатостадійні схеми з проміжними нагріваннями, штампуванням, обрізанням облоя та додатковою механічною обробкою. Такі схеми супроводжуються підвищеною металоємністю, значними енерговитратами, високою трудомісткістю та нестабільністю якості, особливо у разі використання високоміцних сплавів систем Al–Cu–Mg–Si та Al–Cu–Mg. У зв'язку з цим пошук технологічних рішень, здатних забезпечити більш рівномірну пластичну течію металу в осередку деформації, зменшити втрати металу та підвищити точність формоутворення, є науково і практично важливим завданням.

Аналіз літературних джерел показує, що в наявних дослідженнях достатньо широко висвітлено питання загальної термомеханіки гарячого деформування алюмінієвих сплавів, впливу хімічного складу та структурного стану на деформівність, особливості мікроструктурних перетворень, а також окремі аспекти калібрування інструменту та чисельного моделювання процесів обробки. Разом з тим недостатньо дослідженим залишається саме вплив температури підігріву робочого інструменту на кінематику пластичної течії металу при гарячому прокатуванні фасонних профілів з алюмінієвих сплавів. У науковій літературі відсутнє цілісне обґрунтування закономірностей зміни співвідношення поперечної та поздовжньої течії металу, недостатньо розкрито вплив підігріву валків на зіну напружено-деформованого стану в локальних зонах профілю, а також бракує інженерно придатних залежностей для прогнозування кінематичних параметрів

формозміни з урахуванням температурного стану системи «інструмент–заготовка».

Окремою науковою проблемою є недостатня адаптованість наявних моделей гарячого прокатування до умов деформування з підігрівом валків. Більшість відомих підходів орієнтована на випадок холодного інструменту або не враховує реальний тепловий стан контактної пари «метал–інструмент», що знижує точність прогнозування локалізації деформацій, опору деформації, гідростатичного тиску та геометричних параметрів профілю. Водночас для технологічної практики важливо мати не лише якісне уявлення про позитивний вплив підігріву інструменту, а й кількісно обґрунтований температурний інтервал, у межах якого забезпечуються стабілізація течії металу, зниження силових параметрів процесу та мінімізація ризику дефектоутворення.

Таким чином, актуальність дисертаційної роботи зумовлена необхідністю розв’язання важливої науково-прикладної задачі – встановлення закономірностей впливу температури підігріву робочого інструменту на пластичну течію, напружено-деформований стан і параметри формозміни алюмінієвих сплавів при гарячому прокатуванні та розроблення на цій основі науково обґрунтованих технологічних рішень для підвищення ефективності виготовлення фасонного прокату і деталей складного профілю. Розв’язання цієї задачі має суттєве значення як для подальшого розвитку наукових засад гарячого деформування алюмінієвих сплавів, так і для впровадження ресурсозберігальних технологій у виробництво.

Зв’язок роботи з науковими програмами, планами, темами. Дисертаційну роботу виконано у Вінницькому національному аграрному університеті в межах ініціативної науково-дослідної роботи на інженерно-технологічному факультеті «Створення та застосування нових технологій пластичного формозмінення з використанням прогресивних методів дослідження механіки деформування для отримання деталей з покращеними експлуатаційними характеристиками» (№ 0122U002097, термін виконання

03.2022 р. – 03.2026 р.), у межах якої здобувачкою виконано дослідження, присвячені встановленню впливу температурного стану робочого інструменту на параметри гарячого прокатування алюмінієвих сплавів, побудові чисельних моделей процесу та розробленню практичних рекомендацій щодо виготовлення деталей складного профілю.

Мета роботи і завдання дослідження. Метою роботи є встановлення закономірностей впливу температури підігріву робочого інструменту на пластичну течію металу, напружено-деформований стан та параметри формозміни при гарячому прокатуванні алюмінієвих сплавів і розроблення на цій основі науково обґрунтованих технологічних рішень для підвищення стабільності процесу та ресурсоощадності виготовлення фасонного прокату.

Для досягнення поставленої мети необхідно було розв'язати такі завдання:

1. Розробити та виготовити експериментальну установку для гарячого прокатування з керованим підігрівом робочого інструменту.

2. Провести експериментальні дослідження кінематики течії металу, параметрів розширення, випередження та формозміни алюмінієвих заготовок за різних температурних режимів.

3. Розробити й верифікувати чисельну модель процесу гарячого прокатування фасонних профілів з урахуванням температурного стану системи «інструмент–заготовка».

4. Визначити раціональний температурний діапазон підігріву робочого інструменту для гарячого прокатування алюмінієвих сплавів.

Об'єкт дослідження – процес гарячого прокатування алюмінієвих сплавів із підігрівом робочого інструменту.

Предмет дослідження – закономірності впливу температури підігріву інструменту на параметри формозміни та якість виробів при гарячому прокатуванні алюмінієвих сплавів.

Методи дослідження

Для розв'язання поставлених завдань використано комплекс теоретичних, експериментальних і чисельних методів дослідження. Теоретичну основу становили методи аналізу та узагальнення літературних джерел, положення теорії пластичності, механіки суцільного середовища, теорії обробки металів тиском та реологічного опису гарячої деформації. Експериментальні дослідження проводили на спеціально розробленій установці для гарячого прокатування з підігрівом валків; температурний стан контролювали термодинамічними вимірюваннями і тепловізійним контролем. Для аналізу кінематики течії металу застосовано метод координатних сіток і метод кернованих позначок. Геометричні параметри формозміни визначали інструментальними вимірюваннями з подальшою статистичною обробкою результатів. Чисельне моделювання процесу виконували методом скінченних елементів у програмному комплексі QForm із використанням системи віртуальних контрольних точок для аналізу локальних параметрів напружено-деформованого стану. Для опису реологічної поведінки матеріалу та побудови інженерних залежностей використано апроксимаційні та регресійні методи.

Наукова новизна одержаних результатів полягає у тому що:

1. **Вперше** встановлено закономірності впливу температури підігріву робочого інструменту на характер пластичної течії металу при гарячому прокатуванні алюмінієвих сплавів, які полягають у зменшенні інтенсивності поперечної течії металу (розширення) на 22–40 % та одночасному зростанні поздовжньої складової деформації (випередження) на 28–46 % зі збільшенням температури валків у діапазоні 20–450 °С, що дало змогу уточнити механізм формозміни, зокрема роль співвідношення поперечної і поздовжньої течії в умовах гарячого деформування алюмінієвих сплавів.

2. **Вперше** обґрунтовано, що оптимальним температурним діапазоном підігріву валків при гарячій прокатці фасонного прокату з алюмінієвих сплавів системи Al–Mg–Si–Cu є інтервал 250–350 °С, який

забезпечує зниження пікових напружень, усунення локалізації деформацій у приконтатних зонах, стабілізацію течії металу та формування квазіізотермічних умов деформування, що підвищує рівномірність формозміни та знижує ризик утворення макротріщин.

3. **Отримало подальший розвиток** застосування чисельного моделювання процесу гарячого прокатування профілів складного поперечного перерізу з алюмінієвих сплавів із підігрівом валків, яке, на відміну від відомих підходів, враховує температурний стан системи «інструмент–заготовка», що забезпечує адекватне відтворення термомеханічних умов деформування та узгодження розрахункових результатів з експериментальними даними, отриманими методом координатних сіток.

4. **Отримав подальший розвиток** методичний підхід до аналізу напружено-деформованого стану при гарячій прокатці фасонного прокату з підігрівом інструменту, який базується на використанні системи віртуальних контрольних точок із просторово обґрунтованим розміщенням і дає змогу встановлювати закономірності еволюції напружень і деформацій з урахуванням двостадійного характеру процесу, особливостей локалізації деформацій у калібрах, а також впливу температури підігріву валків як окремого керованого фактора.

5. **Удосконалено** інженерну модель оцінки кінематичних параметрів течії металу в осередку деформації при гарячому прокатуванні алюмінієвих сплавів, яка базується на апроксимації реологічної залежності та встановлює степеневу залежність переміщення металу від ступеня деформації, температури та геометричних параметрів заготовки; похибка розрахунку в робочому температурному діапазоні не перевищує 0,4 мм.

Практичне значення одержаних результатів полягає в тому, що на основі виконаних досліджень розроблено та виготовлено експериментальне обладнання для гарячого прокатування алюмінієвих сплавів із підігрівом робочого інструменту, яке забезпечує реалізацію контрольованих термомеханічних умов деформування та може використовуватися для

відпрацювання технологічних режимів формоутворення профілів складного перерізу.

Установлено раціональний температурний інтервал підігріву валків 250–350 °С, використання якого дає змогу знизити силові параметри процесу, стабілізувати течію металу, мінімізувати ризик дефектоутворення та підвищити точність формоутворення. Розроблені рекомендації використано при створенні технологічного процесу виготовлення деталі «Колодка парна 8-8».

Промислове впровадження результатів роботи на підприємствах ТОВ «Агромаш-Калина» та ТОВ «Краснянське СП «Агромаш» підтвердило можливість повної ліквідації облоя, скорочення норми витрати алюмінію приблизно у 6 разів, зниження трудомісткості на 15–40 % та отримання економічного ефекту близько 150 грн на одну деталь. Одержані результати можуть бути використані під час проектування технологій гарячого прокатування деталей складного профілю з алюмінієвих сплавів, а також у навчальному процесі Вінницького національного аграрного університету, інженерно-технічного факультету з дисциплін: «Матеріалознавство і технологія конструкційних матеріалів», «Електротехнології в біоенергетичних системах підприємств», «Надійність і ремонт машин».

Особистий внесок здобувачки

Усі основні результати дисертаційної роботи одержані здобувачкою особисто. Здобувачкою виконано аналіз науково-технічної літератури, сформульовано мету та завдання дослідження, розроблено програму експериментів, у співавторстві спроектовано експериментальну установку для гарячого прокатування з підігрівом інструменту, проведено експериментальні дослідження та обробку їх результатів, побудовано й верифіковано чисельні моделі процесу в програмному комплексі QForm, виконано аналіз напружено-деформованого стану, сформульовано наукові положення, висновки та практичні рекомендації. У роботах, опублікованих у співавторстві, здобувачці належать постановка окремих задач, виконання розрахунків і експериментів,

аналіз результатів та підготовка матеріалів до публікації; участь співавторів полягала в науковому консультуванні, обговоренні результатів і редакційному опрацюванні матеріалів.

Апробація результатів дисертації

Основні положення та результати дисертаційної роботи доповідалися й обговорювалися на наукових конференціях різного рівня, зокрема на Всеукраїнській науково-практичній конференції «Інноваційні процеси агропромислової інженерії в умовах сталого розвитку: проблеми та перспективи» (Вінниця, 20–21 жовтня 2022 р.), III Міжнародній науково-технічній конференції «Перспективи розвитку машинобудування та транспорту» (Вінниця, 1–3 червня 2023 р.), Всеукраїнській науково-практичній конференції «Інноваційні підходи агропромислової інженерії у контексті євроінтеграції» (Вінниця, 19–20 жовтня 2023 р.), V Міжнародній науково-практичній конференції «Авіація, промисловість, суспільство» (Кременчук, 16 травня 2024 р.), XVI International Scientific and Practical Internet Conference «Modern Movement of Science» (Dnipro, October 14–15, 2024), Всеукраїнській науково-практичній конференції «Інноваційні підходи агропромислової інженерії в контексті глобальних викликів» (Вінниця, 17–18 жовтня 2024 р.), Всеукраїнській науково-практичній конференції «Сталий розвиток України в умовах європейської інтеграції: сучасний стан, шлях відновлення та перспективи» (Вінниця, 15–16 травня 2025 р.) та Всеукраїнській науково-практичній конференції «Інноваційні підходи агропромислової інженерії: проблеми та перспективи» (Вінниця, 30–31 жовтня 2025 р.).

Публікації

За темою дисертації опубліковано 10 наукових праць, із них 1 стаття у періодичних наукових виданнях, проіндексованих у базах даних Web of Science Core Collection та/або Scopus, 5 статей у фахових наукових виданнях України категорії «Б», 3 тези доповідей на міжнародних науково-практичних конференціях та 1 свідоцтво про реєстрацію авторського права на твір.

Структура та обсяг роботи

Дисертація складається зі вступу, чотирьох розділів, загальних висновків, списку використаних джерел і додатків. Повний обсяг дисертації становить 205 сторінки, з яких основний текст викладено на 180 сторінках. Робота містить 86 рисунків, 16 таблиць, 11 додатків. Список використаних джерел налічує 120 найменувань.

РОЗДІЛ 1

АНАЛІЗ МЕТОДІВ ТА ТЕХНОЛОГІЙ ПРОКАТУВАННЯ АЛЮМІНІЄВИХ СПЛАВІВ

Розв'язання технологічних задач у процесах прокатування алюмінієвих сплавів неможливе без глибокого розуміння того, як поводить ся матеріал за деформування, від чого залежать його властивості та які показники визначають перебіг самого процесу. Тут замало лише перелічити відомі режими або описати типові технологічні схеми. Потрібно з'ясувати, як хімічний склад і структурний стан сплаву, температура деформації, швидкість оброблення, умови контакту металу з інструментом і особливості обладнання впливають на напружено-деформований стан, стійкість технологічного процесу та якість отриманих виробів.

1.1 Особливості маркування алюмінієвих сплавів

Питання ідентифікації та маркування алюмінієвих сплавів є основоположним етапом проектування технологічних процесів, оскільки саме від точності визначення хімічного складу та стану матеріалу залежить коректність призначення режимів обробки. Помилки при ідентифікації марки на стадії технологічної підготовки призводять до некоректного встановлення температурних параметрів нагріву, хибної оцінки показників пластичності та опору деформації, а також порушення регламентованого інтервалу обробки тиском. Наслідком таких невідповідностей є зростання ризику термічної деградації структури, виникнення дефектів у вигляді тріщин та зниження експлуатаційних характеристик готових виробів. Саме тому аналіз технології прокатування доцільно починати з уточнення підходів до позначення алюмінієвих сплавів і зіставлення чинних систем маркування [1–4].

У сучасній українській практиці для деформівних алюмінієвих сплавів нормативну основу становлять ДСТУ ISO 209-1:2002, ДСТУ EN 573-1:2022,

ДСТУ EN 573-3:2022 та ДСТУ EN 515:2018 [1–4]. Водночас у виробничому середовищі, технічній документації та технологічних картах і далі трапляються традиційні позначення, що сформувалися в попередній системі стандартизації. Через це на практиці інженер часто працює одразу у двох площинах: з одного боку, орієнтується на звичні марки на кшталт АМг6, АК6 чи Д16, а з іншого – змушений співвідносити їх із гармонізованою європейською системою позначення, яка є значно чіткішою з погляду міжнародної технічної комунікації, закупівель, цифрових баз даних і програмного моделювання.

Традиційна система позначень для вітчизняних алюмінієвих сплавів історично була зручною для практичного використання, однак не завжди забезпечувала однозначне трактування складу матеріалу. Літерна частина зазвичай указувала на основні легувальні елементи, тоді як цифрова складова могла або відображати приблизний вміст одного з компонентів, або лише фіксувати порядковий номер марки у відповідній групі. Саме тому позначення типу АМг6 ще дозволяє відносно легко пов'язати марку зі сплавом системи Al–Mg, тоді як марка АК6 уже не дає можливості однозначно інтерпретувати цифровий індекс як пряме відображення хімічного складу. У технологічному аспекті така неоднозначність є небажаною, оскільки вона ускладнює вибір режимів нагріву, деформування та подальшої термічної обробки [1, 8–10].

Європейська система позначення побудована за більш формалізованим принципом. Для деформівних алюмінієвих сплавів застосовують чотирицифровий числовий код, у якому перша цифра вказує на головну систему легування. Зокрема, серія 1xxx відповідає технічно чистому алюмінію, 2xxx – сплавам системи Al–Cu, 5xxx – Al–Mg, 6xxx – Al–Mg–Si [2, 3, 5, 6]. Такий підхід значно полегшує класифікацію матеріалів, порівняння даних різних виробників і використання довідкових чи розрахункових систем. Для дослідницьких і виробничих задач це має принципове значення, оскільки зменшує ризик помилки вже на етапі вибору матеріалу.

Окремо слід враховувати, що однієї лише марки сплаву недостатньо для коректного прогнозування його технологічної поведінки. Для алюмінієвих сплавів не менш важливим є стан матеріалу після деформаційної або термічної обробки, який у нормативній системі фіксують додатковими індексами. Саме ці позначення дозволяють зрозуміти, чи перебуває сплав у відпаленому, деформаційно зміцненому або термічно зміцненому стані, а отже – якою буде його пластичність, міцність і чутливість до температурного впливу [4]. У контексті гарячого прокатування це особливо важливо, оскільки одна й та сама марка сплаву за різного початкового стану може по-різному реагувати на нагрів, контакт із валками та зміну швидкості деформації [9–12].

Ще один практично важливий момент полягає в тому, що навіть за зовнішньо близьких позначень хімічний склад матеріалу в межах допустимих норм може певною мірою варіюватися. Для технолога це означає: марка сплаву є лише вихідною точкою, але не замінює аналізу сертифіката конкретної партії металу. Під час призначення режимів гарячого прокатування, особливо за наявності підігріву робочого інструменту, необхідно враховувати не лише умовну належність сплаву до певної серії, а й фактичний хімічний склад, стан постачання та вимоги до кінцевих властивостей виробу [3, 4, 7, 9, 11]. Такий підхід дозволяє перейти від формального читання марки до технологічно обґрунтованого вибору параметрів оброблення.

1.1.1 Система цифрового позначення деформівних сплавів за ДСТУ EN 573

Система цифрового позначення деформівних алюмінієвих сплавів, закріплена в ДСТУ EN 573-1, базується на чотирицифровому коді, який дає змогу уніфіковано ідентифікувати матеріал у межах міжнародної технічної практики [1, 2]. Для цієї системи принциповим є те, що перша цифра в позначенні вказує на належність сплаву до певної групи за основним

легувальним елементом або їх комбінацією. Саме така побудова робить маркування більш однозначним, ніж традиційні літерно-цифрові позначення, і значно полегшує роботу з нормативною документацією, технічними специфікаціями та цифровими базами матеріалів [2, 13, 14].

У межах цієї класифікації серія 1xxx охоплює технічно чистий алюміній із вмістом Al 99,00 % і більше; серія 2xxx – деформівні сплави системи Al–Cu; серія 5xxx – сплави системи Al–Mg; серія 6xxx – сплави системи Al–Mg–Si [2, 13]. Для серій від 2xxx до 8xxx вирішальним є саме той легувальний елемент або комплекс елементів, який визначає належність сплаву до відповідної групи, тоді як останні дві цифри виконують функцію ідентифікації конкретної марки в межах групи [13, 14].

Практична цінність цієї системи полягає в тому, що вона дозволяє ще на етапі ознайомлення з маркою сплаву зробити попередній висновок про його технологічну поведінку. Зокрема, сплави серії 2xxx зазвичай пов'язують із термозміцнюваними алюмінієвими матеріалами підвищеної міцності, чутливими до режимів нагріву й охолодження, тоді як сплави серії 5xxx і 6xxx мають інші механізми формування властивостей і, відповідно, іншу реакцію на температурно-деформаційні умови оброблення [13–15]. Саме тому цифрове позначення в системі EN 573 має не лише довідкове, а й безпосереднє технологічне значення.

Водночас під час зіставлення традиційних вітчизняних марок із міжнародними позначеннями потрібна обережність. Формальна схожість назв або наявність у позначенні окремих літер ще не означає повної тотожності сплавів. Коректне співвіднесення можливе лише з урахуванням стандартизованого хімічного складу, допустимих меж домішок і стану постачання матеріалу [1–4, 13, 14]. Для задач гарячого прокатування це принципово, оскільки навіть незначне зміщення у складі чи помилка в ідентифікації серії сплаву може вплинути на вибір температури нагріву, допустимий ступінь деформації та ризик структурних дефектів під час оброблення.

Окремо слід підкреслити, що система EN 573 розглядається разом із EN 515, оскільки цифрове позначення марки саме по собі не дає повної інформації про технологічний стан матеріалу. Для деформівних алюмінієвих сплавів після основної марки застосовують також temper-позначення, які фіксують стан після деформаційної або термічної обробки. У практиці гарячого деформування це має безпосереднє значення, адже одна й та сама марка сплаву в різних станах може суттєво відрізнятись за пластичністю, опором деформації та чутливістю до перегріву [4, 14, 15].

1.1.2 Класифікація станів матеріалу (Temper) за ДСТУ EN 515

Оскільки метою даної роботи є дослідження процесу прокатування з підігрівом робочого інструменту, вихідний стан поставки заготовки необхідно розглядати як один із визначальних показників, що впливають на пластичність матеріалу, опір деформації та стійкість перебігу технологічного процесу. Для деформівних алюмінієвих сплавів класифікацію таких станів встановлено стандартом ДСТУ EN 515, який слід розглядати разом із системою позначення сплавів за ДСТУ EN 573 [4, 14, 15].

Згідно з ДСТУ EN 515, для деформівних алюмінієвих сплавів виділяють базові стани F, O, H, W, T. Стан F характеризує матеріал після виготовлення без спеціально нормованих вимог до механічних властивостей. Стан O відповідає відпаленому металу, для якого характерні мінімальна міцність і максимальна здатність до деформування. Стан H застосовують для сплавів, що зміцнюються внаслідок деформаційного наклепу. Стан W є нестабільним і використовується для матеріалу після розчинного термічного оброблення. Стан T позначає матеріал, який пройшов термічне оброблення для формування стабільного структурного стану [4, 14].

У контексті даного дослідження найбільший практичний інтерес становлять стани O, H і T. Відпалений стан O є найбільш сприятливим для гарячого деформування, оскільки забезпечує підвищену пластичність

заготовки та знижений опір деформації. Стан Н більш характерний для нетермозміцнюваних сплавів, зокрема для сплавів системи Al–Mg, у яких рівень міцності значною мірою визначається попереднім наклепом. Для термозміцнюваних сплавів, до яких належать Д16, АК6, АК8 та інші сплави аналогічного призначення, принципово важливими є стани групи Т, оскільки саме вони відображають вплив гартування і старіння на формування експлуатаційних властивостей [4, 14, 15].

Окремої уваги потребує стан Т2, який у сучасній системі позначень означає матеріал, охолоджений після гарячого формування, додатково холодно деформований і природно зістарений до суттєво стабільного стану. Отже, Т2 не можна ототожнювати з відпалом або зі станом пом'якшення матеріалу. Навпаки, йдеться про стан, у якому зберігаються наслідки попередньої деформації та старіння, а отже, і певний рівень зміцнення [14].

Для процесів гарячого прокатування найбільш релевантними з погляду кінцевих властивостей виробів є також стани Т4 і Т6. Стан Т4 відповідає матеріалу після розчинного термічного оброблення та природного старіння, а стан Т6 – після розчинного термічного оброблення і штучного старіння. Саме ці стани найчастіше пов'язують із забезпеченням необхідного поєднання міцності та пластичності в термозміцнюваних деформівних алюмінієвих сплавах [14, 15]. При цьому для технології гарячого прокатування важливо враховувати, що стан поставки заготовки і кінцевий temper готового виробу не завжди збігаються, оскільки остаточні властивості часто формуються вже після завершення деформаційної стадії внаслідок подальшого гартування та старіння [4, 14].

Таким чином, класифікація станів матеріалу за ДСТУ EN 515 має для даної роботи не формальне, а безпосереднє технологічне значення. Вона дозволяє коректно оцінити вихідний стан заготовки, уточнити її деформаційну здатність і обґрунтовано призначати режими гарячого прокатування з урахуванням подальшого формування необхідних властивостей готового виробу [4, 14, 15].

1.1.3 Принципи зіставлення систем маркування

Під час зіставлення вітчизняних марок алюмінієвих сплавів із міжнародними позначеннями AA та EN AW вирішальне значення має не лише номінальний вміст основних легувальних елементів, а й допустимі межі домішок, а також стан матеріалу після деформаційної чи термічної обробки. Відповідно, процедура встановлення міждержавних аналогів має базуватися не на фонологічній чи візуальній подібності номенклатурних назв, а на порівняльному аналізі регламентованого хімічного складу та ідентифікації стану матеріалу згідно з системою temper-позначень [3, 4, 13–15].

Для сплаву АМг6 беззаперечним є його віднесення до деформівних сплавів системи Al–Mg, тобто до групи 5xxx у міжнародній класифікації. Водночас жорстко фіксувати для нього один-єдиний міжнародний аналог без додаткових застережень не зовсім коректно, оскільки навіть у межах однієї серії близькі марки можуть відрізнятися вмістом магнію, марганцю та допустимих домішок. Тому у межах наукового аналізу доцільніше наголошувати насамперед на належності АМг6 до серії 5xxx, а пряме ототожнення з конкретною міжнародною маркою виконувати лише після табличного порівняння складу [2, 3, 13].

Для сплаву Д16 зіставлення є значно визначенішим. У міжнародній системі його зазвичай співвідносять зі сплавом 2024 (EN AW-2024 / AlCu4Mg1), який належить до серії 2xxx і характеризується міддю як основним легувальним елементом. Саме тому під час аналізу літературних джерел, механічних властивостей і режимів гарячого деформування для Д16 обґрунтовано використовувати результати досліджень, виконаних для сплаву 2024 [2, 13].

Найбільшій обережності потребують сплави АК6 та АК8. Їх не слід автоматично відносити до серії bxxx лише через наявність у складі кремнію. Для серії bxxx визначальною є система Al–Mg–Si, тобто домінування комплексу Mg_2Si , тоді як для АК8 у довідкових таблицях відповідності

найчастіше наводять близькість до EN AW-2014, тобто до сплавів серії 2xxx. Щодо АК6, то його склад також містить підвищений вміст міді, тому просте ототожнення з типовими сплавами серії 6xxx на кшталт 6082 є методично недостатнім. Коректніше зазначати, що пряме міжнародне зіставлення АК6 потребує окремого порівняння стандартизованого хімічного складу, а не декларативного віднесення до певної серії [2, 3, 13].

Така уніфікація позначень має не лише довідкове, а й цілком прикладне значення. Вона дає змогу коректно залучати результати зарубіжних досліджень і використовувати програмні комплекси моделювання, у яких матеріальні бази, як правило, сформовано саме за міжнародними позначеннями. Для QForm це особливо важливо, оскільки в стандартних базах програми використовуються міжнародно позначені алюмінієві сплави, а сама база матеріалів періодично оновлюється. Відтак зіставлення вітчизняних марок із системою AA/EN AW створює основу для обґрунтованого використання літературних і розрахункових даних у задачах моделювання течії металу та температурного стану в умовах підігріву валків [13, 15, 16].

Вибір конкретної марки сплаву для експериментального дослідження в такому разі повинен визначатися не лише її поширеністю чи доступністю, а передусім чутливістю до температурно-деформаційного режиму, особливостями структурних змін у зоні контакту з інструментом і можливістю коректного зіставлення з результатами чисельного моделювання [3, 4, 10, 11].

1.2 Характеристика гарячої прокатки алюмінію та алюмінієвих сплавів

Гаряча прокатка алюмінію та алюмінієвих сплавів відбувається за температур, вищих за температуру рекристалізації, а в промислових схемах для алюмінієвого прокату робочий температурний інтервал зазвичай охоплює приблизно діапазон від 300 °C до 550 °C. За таких умов деформація супроводжується процесами динамічного пом'якшення. Для алюмінієвих

сплавів, з огляду на їх високу енергію дефекту упаковки, основним механізмом найчастіше виступає динамічне повернення, тоді як динамічна рекристалізація інтенсивніше проявляється за вищих температур і нижчих швидкостей деформації. На практиці це означає, що під час гарячої прокатки опір деформації є суттєво нижчим, ніж за холодного оброблення, а допустимий ступінь деформації за прохід – вищим. [19–21]

Саме тому гаряча прокатка є базовою стадією формування плит, листових і стрічкових заготовок, які далі надходять на холодну прокатку, термічне оброблення або механічну доробку. Її технологічна цінність полягає не лише у можливості інтенсивного формозмінення металу, а й у високій продуктивності процесу, оскільки оброблення ведуть на великих заготовках із суттєвими редукаціями. Водночас нижчий опір деформації дає змогу зменшити силові навантаження на кліть і, відповідно, енерговитрати порівняно з холодною прокаткою за тих самих масштабів формозміни. [19, 20]

Ефективність сучасної гарячої прокатки зумовлена переходом від використання статичних регламентованих режимів до впровадження систем активного керування процесом. У виробництві алюмінієвого прокату це насамперед реалізується через автоматичне регулювання товщини, прецизійний контроль профілю та площинності, а також безперервний температурний супровід упродовж усіх проходів.

Інтеграція систем автоматичного регулювання товщини AGC, контролю профілю profile control та прогностичних температурних моделей дає змогу мінімізувати допуски за товщиною, стабілізувати параметри поперечного перерізу та забезпечити високу відтворюваність фізико-механічних властивостей готової продукції. Таким чином, сучасна гаряча прокатка трансформувалася із суто силового процесу деформування у складну керовану термомеханічну систему. [25, 26]

Водночас традиційна схема гарячої прокатки має принципове обмеження. Під час контакту нагрітої заготовки з відносно холоднішими масивними валками в зоні деформації виникає інтенсивний теплообмін. Через

це температура металу розподіляється нерівномірно як по товщині, так і вздовж осередку деформації. Такі градієнти безпосередньо впливають на локальний опір течії металу, неоднорідність деформації, зміна температури валка та формування його теплового профілю. Для алюмінієвого прокату це особливо важливо, оскільки навіть відносно невеликі зміни температури можуть змінювати пластичність і силу прокатування. [22, 23]

Для високоміцних та термічно зміцнюваних алюмінієвих сплавів зазначена нерівномірність набуває критичного значення. Локальне переохолодження поверхневих шарів у поєднанні з неоднорідними умовами деформування за перерізом та подальшим перерозподілом внутрішніх напружень ініціює формування залишкових напружень, погіршення показників площинності та зростання ризику дефектоутворення.

З огляду на це, сучасні науково-технічні підходи передбачають комплексний аналіз не лише температурного стану заготовки, а й теплового режиму валків, систем охолодження та загального керування тепловим балансом в осередку деформації. У контексті даного дослідження такий підхід є принциповим, оскільки попередній нагрів робочого інструменту розглядається як ефективний метод мінімізації температурного градієнта в зоні контакту та стабілізації параметрів пластичної течії металу. [22–24]

1.2.1 Зміни мікроструктури під час гарячої деформації

Механічні властивості прокату починають формуватися не після завершення оброблення, а безпосередньо в осередку деформації, коли метал проходить через зону контакту з валками. Саме в цей момент змінюються морфологія зерен, густина дислокацій, характер субзеренної будови та текстурний стан матеріалу. Для алюмінієвих сплавів, що характеризуються високою енергією дефекту пакування, під час гарячої деформації домінуючим процесом є інтенсивне динамічне повернення, хоча за певних температурно-швидкісних параметрів може спостерігатися і динамічна рекристалізація.

Сформована в результаті гарячої прокатки мікроструктура детермінує не лише показники міцності та пластичності, а й рівень анізотропії та ступінь однорідності фізико-механічних характеристик у різних напрямках деформування [4, 5, 21, 27].

Важливою особливістю гарячої деформації є трансформація вихідної литої структури. Для литих алюмінієвих заготовок характерні дендритна будова, мікросегрегація легувальних елементів, а також наявність пористості й локальних дефектів усадкового походження. Під час гарячої прокатки первинна лита структура поступово руйнується: дендритні неоднорідності витягуються і подрібнюються, окремі пори можуть закриватися під дією стискального напруженого стану, а високотемпературний режим сприяє частковому вирівнюванню хімічної неоднорідності. Водночас коректніше говорити не про повне відновлення всіх дефектів, а про зменшення їх прояву та про підвищення суцільності й структурної однорідності металу, особливо якщо гарячій деформації передують гомогенізація злитка [10, 21, 28].

У процесі прокатування формується також виражена деформаційна текстура. Пластична течія металу в напрямку прокатування спричиняє витягування зерен і орієнтацію структурних складових уздовж напрямку деформації, унаслідок чого виникає характерна волокниста або смугаста будова. Така структура є закономірним наслідком гарячої прокатки й безпосередньо впливає на анізотропію механічних властивостей. Її прояв може бути різним залежно від сплаву, ступеня деформації, температури та наступної термічної обробки, однак загалом саме текстурний стан є однією з головних причин відмінностей між властивостями у напрямку прокатування, поперечному напрямку та по товщині прокату [18, 27, 29].

Для технологічної оцінки це має принципове значення. Якщо після гарячої деформації формується виражена структурна та текстурна неоднорідність, то вона надалі впливає на поведінку матеріалу під час термічного зміцнення, механічної обробки й експлуатаційного навантаження. Саме тому під час вибору режимів гарячої прокатки необхідно враховувати не

лише величину деформації, а й температурний інтервал, швидкість проходу, число проходів та умови охолодження. Слід зазначити, що керування мікроструктурою в осередку деформації є одним із ключових шляхів забезпечення потрібного комплексу властивостей готового виробу [5, 18, 21, 27, 29].

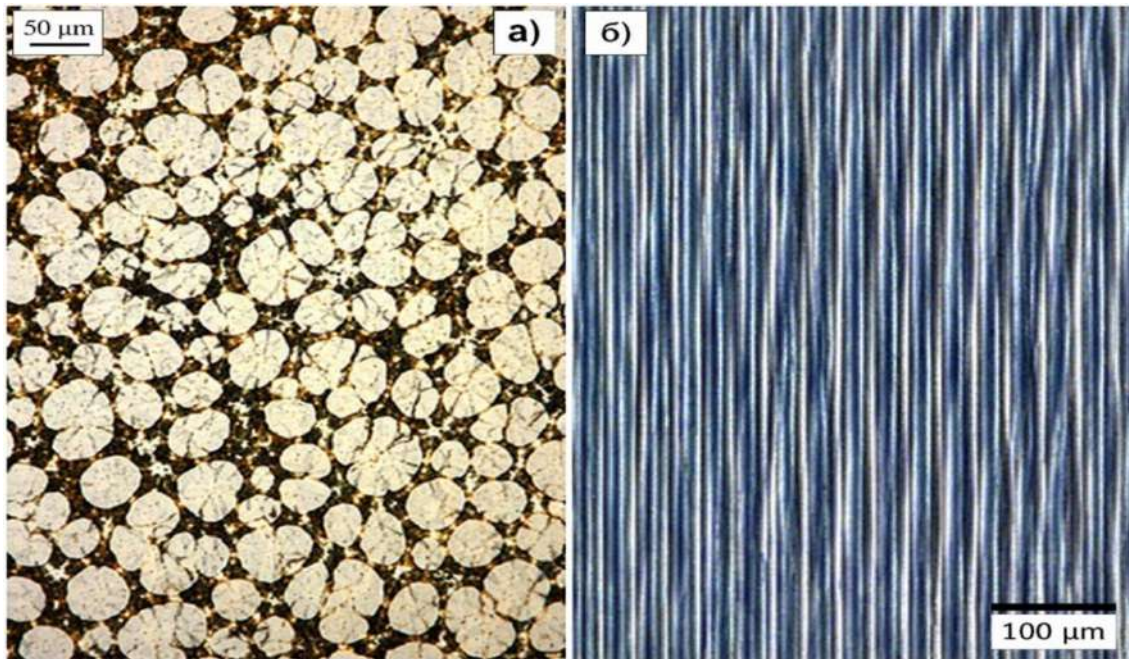


Рисунок. 1.1 – Мікроструктура алюмінієвого сплаву:

а – лита структура (дендритна будова); б – структура після гарячої прокатки зі смугастим (волокнистим) характером у напрямку прокатки [18]

1.2.2. Аналіз процесів динамічного повернення та рекристалізації сплаву

Термомеханічна поведінка алюмінієвих сплавів під час гарячої деформації значною мірою визначається їх високою енергією дефектів пакування. Саме ця особливість зумовлює порівняно легкий перебіг поперечного ковзання і підйому дислокацій, унаслідок чого в алюмінієвих сплавах інтенсивно розвиваються процеси динамічного повернення. Тому за гарячого прокатування динамічне повернення слід розглядати як основний механізм структурного розм'якшення, що супроводжується частковою

анігіляцією дислокацій і формуванням розвиненої субзеренної структури [5, 17, 21, 27].

На відміну від багатьох сталей, для алюмінієвих сплавів класична переривчаста динамічна рекристалізація не є переважним механізмом у широкому діапазоні умов деформування. Водночас це не означає повної відсутності рекристалізаційних процесів. За підвищених температур, менших швидкостей деформації та достатнього накопичення деформації в алюмінієвих сплавах можуть розвиватися безперервна динамічна рекристалізація і геометрична динамічна рекристалізація. У таких умовах малокутові межі субзерен поступово переміщуються у великокутові межі, а деформована структура переходить у більш рівноважний стан [4, 5, 21, 27].

Після виходу металу з осередку деформації, якщо температура залишається достатньо високою, процеси структурного відновлення можуть продовжуватися вже в режимі післядеформаційного розм'якшення. У такому разі мікроструктура змінюється не лише внаслідок динамічного повернення під час самого прокатування, а й завдяки подальшому статичному відновленню або рекристалізації, що впливає на кінцевий розмір зерна, текстурний стан і рівень механічних властивостей [5, 21, 27].

Звідси випливає технологічний висновок: керування мікроструктурними перетвореннями під час гарячого прокатування безпосередньо пов'язане зі стабільністю температурного режиму. Локальне охолодження металу внаслідок контакту з холоднішим інструментом уповільнює процеси структурного відновлення, підвищує локальний опір деформації та сприяє закріпленню неоднорідного деформованого стану по перерізу заготовки. Саме тому зменшення температурного градієнта в зоні контакту, зокрема шляхом підігріву робочих валків, є технологічно обґрунтованим підходом для стабілізації пластичної течії металу та підвищення однорідності структури після прокатування [13, 22, 23].

1.3. Пластичність та структурні зміни гарячої деформації заготовок із алюмінієвих сплавів

Попри широке застосування деформівних алюмінієвих сплавів у транспортному машинобудуванні, авіаційній техніці, енергетичних та конструкційних виробках, їхня поведінка під час гарячої обробки тиском має низку принципових особливостей. Порівняно з більшістю конструкційних сталей, для алюмінієвих сплавів характерне вузьке технологічне вікно гарячої деформації. Воно обмежується не лише загальною температурою нагріву, а й ризиком локального перегріву та наближення до температури початку плавлення легкоплавких евтектичних складових. Додатковими ускладнювальними чинниками є висока теплопровідність алюмінію, через яку метал інтенсивно віддає тепло інструменту, а також схильність до налипання і перенесення матеріалу на сталеву контактну поверхню за несприятливих трибологічних умов [19, 20, 22, 23].

Відповідно до поставленої мети, що передбачає експериментальне опрацювання режимів прокатування та формування практичних рекомендацій щодо застосування підігріву робочого інструменту, до аналізу залучено кілька груп промислових деформівних алюмінієвих сплавів із різними системами легування та механізмами зміцнення. Такий підхід забезпечує можливість комплексної оцінки реакції функціонально відмінних матеріалів на ідентичний термомеханічний вплив, що виключає обмеженість дослідження окремим випадком.

У цьому контексті вибір сплавів АМц, АМг6, АК6, АК8 і Д16 є методологічно обґрунтованим, оскільки сформована вибірка охоплює як нетермозміцнювані системи, так і термозміцнювані сплави, що характеризуються підвищеною чутливістю до температурно-деформаційних параметрів обробки [13–15, 19].

Сплав АМц належить до системи Al–Mn і може розглядатися як відносно пластичний матеріал із помірним опором деформації, придатний для

використання як умовний еталон легкодеформівної поведінки. Сплав АМг6, що представляє систему Al–Mg, належить до нетермозміцнюваних сплавів, однак завдяки вищому вмісту магнію має підвищений рівень міцності та, відповідно, вищий опір течії порівняно зі сплавами типу Al–Mn. У практиці гарячої деформації це означає, що для АМг6 контроль температури та контактних умов є жорсткішим, ніж для більш пластичних сплавів із нижчим рівнем легування [13–15, 19].

Окрему групу становлять сплави АК6 та АК8, які доцільно розглядати як деформівні кувальні алюмінієві сплави, чутливі до температурно-деформаційного режиму та орієнтовані на подальше термічне зміцнення. Тут важливо уникати надто спрощеного ототожнення з однією конкретною міжнародною серією, оскільки для таких сплавів вирішальним є не формальне буквене позначення, а реальний баланс Cu, Mg, Si та домішок у стандартизованому складі. Саме для цієї групи матеріалів перегрів, надмірне локальне охолодження або порушення швидко-температурного режиму можуть різко погіршити деформаційну здатність і звужити технологічне вікно гарячого формозмінення [3, 13–15, 20].

Сплав Д16, який у міжнародній системі зазвичай співвідносять із 2024, належить до високоміцних термозміцнюваних деформівних сплавів системи Al–Cu–Mg. Для таких матеріалів характерна підвищена чутливість до режимів нагріву, а допустимий інтервал гарячої деформації зазвичай є вузьким, ніж у сплавів нетермозміцнюваних систем. Саме тому Д16 доцільно розглядати як один із найжорсткіших об'єктів для перевірки ефективності прокатування з підігрівом інструменту: якщо технологічне рішення стабілізує деформування цього сплаву, його ефективність для менш чутливих матеріалів виглядає ще переконливіше [13, 19, 20].

Отже, вибір саме цих п'яти сплавів дозволяє охопити широкий діапазон термомеханічної поведінки – від відносно пластичних нетермозміцнюваних матеріалів до високоміцних і технологічно більш чутливих термозміцнюваних систем. У такій постановці дослідження можна не лише порівняти їхню

деформаційну здатність, а й оцінити, наскільки підігрів робочих валків впливає на вирівнювання температурного стану заготовки, зменшення локального переохолодження контактних шарів і стабілізацію умов пластичної течії металу [22, 23].

Для загальної класифікації вибраних матеріалів та оцінки їхнього експлуатаційного потенціалу в табл. 1.1 наведено їхні базові механічні характеристики за стандартних умов [39].

Таблиця 1.1

Термомеханічні характеристики алюмінієвих сплавів і сталі [39]

Алюмінієві сплави									
Марка	400°С σв (МПа)	400°С δ (%)	400°С εmax (%)	450°С σв (МПа)	450°С δ (%)	450°С εmax (%)	500°С σв (МПа)	500°С δ (%)	500°С εmax (%)
В93	78,5	54	62	39,2	63	55	29,4	74	40
АК4-1	49	50	60	39,2	60	60	19,6	44	50
АК8	39,2	40	72	31,4	35	72	24,5	30	72
Сталі									
Марка	1000°С σв (МПа)	1000°С δ (%)	1000°С εmax (%)	1100°С σв (МПа)	1100°С δ (%)	1100°С εmax (%)	1200°С σв (МПа)	1200°С δ (%)	1200°С εmax (%)
20	49	63	91	39,2	59	92	29,4	64	93
45	49	53	90	39,2	63	91	29,4	64	92
30ХГСА	29,4	30		19,6	56		9,8	60	

Слід ураховувати, що під час гарячого прокатування (в інтервалі 350–450 °С) ці показники зазнають радикальних змін: границя міцності знижується на порядок, а пластичність зростає [4].

Для кількісної оцінки чутливості опору деформації до зміни температури, в літературі [39] запропоновано використовувати емпіричний коефіцієнт температурної чутливості K . Його визначають на основі зміни напруження в заданому температурному інтервалі гарячої обробки:

$$K = \frac{\sigma_{B, \text{поч}} - \sigma_{B, \text{кін}}}{T_{\text{поч}} - T_{\text{кін}}} \quad (1.1)$$

де $\sigma_{B, \text{поч}}$ та $\sigma_{B, \text{кін}}$ – значення тимчасового опору розриву при початковій та кінцевій температурах деформації відповідно;

$T_{\text{поч}}$ і $T_{\text{кін}}$ – початкова й кінцева температури деформації.

Запропонований показник дав змогу порівнювати поведінку різних металів (зокрема табл. 1.1 і 1.2).

Таблиця 1.2

Значення коефіцієнта технологічної пластичності K для ряду алюмінієвих сплавів і сталі [39]

Група	Марка / сплав	$T_{\text{поч}},$ °C	$T_{\text{кін}},$ °C	$\sigma_{\text{в,поч}},$ МПа	$\sigma_{\text{в,кін}},$ МПа	K коефіцієнта технологічної пластичності	α коефіцієнт інтенсивності зміни опору деформації
Al- сплави	АМг6	430	320	58,9	88,3	0,027	1°30'
	АД31	470	350	24,5	58,9	0,029	1°40'
	АК4	470	350	24,5	58,9	0,029	1°40'
	АМг	470	350	39,2	78,5	0,033	1°00'
	В95	400	320	58,9	88,3	0,037	2°10'
	АК6	470	350	29,4	78,5	0,041	2°20'
	В93	430	350	49	98	0,062	3°30'
	ВД17	450	380	58,9	98	0,057	3°20'
Сталі	Ст.20	125	800	19,6	78,5	0,019	1°10'
	20Х	0	800	9,8	49	0,01	0°40'
	30ХГСА	120	830	24,5	68,7	0,014	0°45'
	Х18Н9Т	0	900	29,4	78,5	0,02	1°10'
	У7а	114	850	29,4	83,5	0,022	1°15'
	Р18	0	920	24,5	9,8	0,032	1°50'

У сплавів із вищою технологічною пластичністю градієнт зміни опору в робочому діапазоні температур є меншим. Проте слід урахувати, що цей критерій базується на випробуваннях на розтяг. В умовах сучасного проєктування та моделювання процесів прокатування (зокрема в середовищі QForm) його замінюють на аналіз кривих напруження течії (flow stress) в умовах стиснення за різних швидкостей деформації [4,16].

З огляду на те, що базові показники пластичності за температур термічної обробки в алюмінієвих сплавах є нижчими, ніж у сталей, а чутливість до зміни температури – вищою, можна зробити висновок, що алюмінієві сплави є значно складнішими об'єктами для гарячого профілювання [19,20,22,30,31].

Під час планування технологічного маршруту прокатування профілів з алюмінієвих сплавів необхідно враховувати властивості матеріалу в умовах деформації та нагрівання [20,30]:

1. Вузький температурний інтервал обробки. Діапазон безпечних температур гарячої деформації для більшості алюмінієвих сплавів є жорстко обмеженим (близько 80–150 °С) [22].

2. Близькість до температури перепалу. Верхня межа температури деформування для термозміцнених сплавів (АК6, АК8) практично досягає температури плавлення легкоплавких евтектик. Перевищення цієї межі через деформаційний розігрів або неконтрольований нагрів призводить до незворотного руйнування структури зерен [22,23].

3. Інтенсивне вихолоджування. Високий коефіцієнт теплопровідності алюмінієвих сплавів (удвічі-втричі вищий, ніж у сталі) спричиняє миттєву втрату теплоти заготовкою під час контакту з масивними сталевими валками.

4. Хімічна активність і контактне тертя. За великих ступенів деформації та недостатнього мащення спостерігається інтенсивне налипання (схоплювання) алюмінію на робочу поверхню валків, що погіршує якість поверхні профілю та порушує кінематику процесу.

5. Нерівномірність пластичної течії. Через локальне поверхнєве вихолоджування зовнішні шари металу стають жорсткішими за внутрішні гарячі об'єми, що призводить до утворення складок, нерівномірного утягання металу в калібри та ризику появи макротріщин [34].

1.3.1. Теплофізичні та реологічні обмеження традиційного прокатування з холодним інструментом

Реалізація оптимального термомеханічного режиму є складною задачею, коли заготовку деформують традиційним масивним інструментом (валками), який має температуру навколишнього середовища або підігрітий лише технологічно (до 100–150 °С) [22, 23, 35]. Під час контакту гарячого алюмінію

з холодними валками в осередку деформації виникає потужний температурний градієнт [22, 23, 36].

Унаслідок поверхневого охолодження [22, 23, 31, 36]:

- локально, у контактних шарах, різко зростає опір деформації металу, що вимагає підвищення енергосилових параметрів обладнання;
- стрімко знижується технологічна пластичність, вичерпується ресурс деформівності;
- у тілі заготовки формується неоднорідне поле напружень: жорсткий поверхневий шар гальмує течію більш м'яких внутрішніх шарів, що провокує розшарування та поверхневі тріщини.

Для компенсації цих теплових втрат у традиційних технологіях змушені або збільшувати кількість проходів із проміжними підігрівками, або штучно завищувати температуру початкового нагріву заготовки [19, 20, 36]. Перший шлях подовжує виробничий цикл і підвищує енергоємність. Другий шлях для сплавів типу АК6 і Д16 є критично небезпечним через високий ризик перепалу металу, зміни мікроструктури та посилене окиснення поверхні [20, 30, 36].

Застосування пасивних методів збереження теплоти (теплозахисні екрани, високотемпературні мастила) не вирішує фундаментальної проблеми відведення тепла безпосередньо в зоні контакту металу з валками [22, 23, 36]. Саме тому для матеріалів із вузьким робочим температурним інтервалом деформації радикальним і найбільш ефективним способом керування напружено-деформованим станом є активний підігрів робочого інструменту до температур, наближених до температури деформації заготовки [35, 36]. Усунення температурного градієнта на контактній межі «валки–заготовка» дозволяє стабілізувати пластичну течію, знизити енергосилові параметри та забезпечити однорідність властивостей матеріалу у всьому перерізі профілю [23, 35, 36].

1.4 Профільне прокатування як альтернатива та доповнення традиційному гарячому штампуванню

На більшості машинобудівних підприємств складні деталі з алюмінієвих сплавів (із тонкою стінкою, високими ребрами та глибокими порожнинами) виготовляють шляхом багаторазового гарячого штампування. Такий маршрут зазвичай включає кілька переходів у чорнових і чистових струмках із проміжними операціями обрізання облою, травлення, зачищення та обов'язкового повторного нагріву заготовки [6, 37].

Це зумовлює високу трудомісткість процесу та вкрай низький коефіцієнт використання металу (КВМ), який для складних авіаційних чи автомобільних профілів часто становить лише 0,15–0,30 [37].

Раціональним шляхом розв'язання цієї проблеми є впровадження операцій попереднього профілювання заготовок методом гарячого прокатування (вальцювання) [37, 38]. Це дозволяє наблизити форму вихідної заготовки до контуру готової деталі, забезпечити сприятливу макроструктуру та суттєво зменшити відходи металу в облою на фінальній стадії штампування [38].

Проте аналіз фундаментальних джерел, присвячених обробці тиском кольорових металів, свідчить, що питання використання вальцювання як підготовчої або формоутворювальної операції для авіаційних алюмінієвих сплавів висвітлено недостатньо [37, 38]. Більшість технологічних рекомендацій орієнтовані виключно на традиційне кування або пресування.

Водночас у спеціалізованій літературі існують відомості щодо спроб реалізації прокатування з контрольованим нагрівом інструменту. Зокрема, у працях [39, 40] описано способи електроконтактного (рис. 1.2) та індукційного підігріву валків для деформування важкодеформівних матеріалів – берилію, вольфраму, молібдену та титанових сплавів (BT3-1, BT9, OT4).

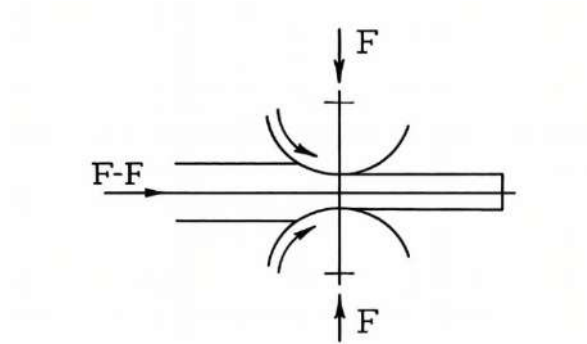


Рисунок 1.2 – Принципова схема прокатування з електроконтактним підігрівом осередку деформації [39]

Дослідження температурного режиму за схемою «валок – заготовка – валок» підтвердили можливість суттєвого (до 95 % за прохід для молібдену) підвищення ступеня деформації завдяки зниженню опору течії металу в нагрітому стані. Однак слід зазначити, що використання електроконтактної схеми безпосередньо для алюмінієвих сплавів є технологічно недоцільним через їхню надвисоку електропровідність та наявність діелектричної оксидної плівки (Al_2O_3) на поверхні, що унеможливорює стабільний електроконтакт. Це вимагає пошуку інших конструктивних рішень для підігріву валкового інструменту під час обробки алюмінію [39, 40, 41, 42].

Ряд досліджень [43, 44] присвячено питанням ізотермічного штампування тонкостінних ребристих панелей з алюмінієвих сплавів. Автори доводять, що суворе підтримання температурного балансу дозволяє уникнути типових дефектів (утяжок, незаповнення, складок). Однак використання ізотермічного підходу саме в процесах валкової обробки (вальцювання) заготовок залишається маловивченим [37, 46].

Узагальнення наведених джерел свідчить про серйозну прогалину в теорії та практиці гарячої обробки:

- існуючі розрахункові моделі здебільшого базуються на випробуваннях на осаджування, що не відповідає схемі напруженого стану в осередку деформації під час прокатування [45, 47];

- практично відсутні систематизовані дані про вплив температури інструменту на характер течії металу (випередження, розширення) та силові параметри прокатування алюмінію [35, 36, 46].

Певним кроком у цьому напрямку є результати попередніх випробувань, де досліджували вальцювання зразків зі сплаву АК6 (Ø14 мм) в умовах, наближених до ізотермічних. Було зафіксовано залежності розширення та тиску на валки від температури інструменту. Водночас цих розрізнених даних критично мало для розуміння повної реологічної картини, формування адекватних математичних моделей і, тим більше, для проектування промислового профілювального обладнання [46, 47].

Застосування прокатування в умовах підігрітого інструменту має значний нереалізований потенціал. Створення керованого температурного поля в осередку деформації (усунення градієнта температур між валком і заготовкою) здатне забезпечити стабільну течію металу, підвищити його технологічну пластичність та гарантувати високу якість структури. Проте для практичної реалізації цієї ідеї необхідно провести комплексні експериментальні та теоретичні дослідження впливу температурно-швидкісних умов на енергосилові параметри і формозмінення для широкого спектра деформівних алюмінієвих сплавів [23, 35, 36, 46, 47].

1.4.2 Системи нагрівання робочого інструменту

Забезпечення умов гарячої деформації із підігрівом інструменту, висуває підвищені вимоги до конструкції деформувального обладнання. Якщо для традиційного гарячого штампування на пресах задача підтримання температури нерухомих матриць успішно вирішується за допомогою вбудованих ізотермічних блоків, то для процесів прокатування вона значно ускладнюється через обертання робочих валків [23, 48–53].

Для практичної реалізації прокатування з підігрівом інструменту необхідно [20, 22, 23, 48, 52, 53]:

- Забезпечити рівномірне нагрівання робочої поверхні валків (калібрів) до температур 350–450 °С (робочий діапазон для алюмінієвих сплавів) і стабільно підтримувати її в процесі серійного виробництва.

- Мінімізувати втрати тепла в навколишнє середовище та надійно термоізолювати підшипникові вузли й станину прокатного стану від перегріву.

- Забезпечити компенсацію температурного розширення валків для збереження точності профілю.

Аналіз технічних рішень показує, що нагрівання обертового інструменту може здійснюватися кількома способами [48–55]:

- Зовнішнє нагрівання (за допомогою індукторів, газових пальників або інфрачервоних випромінювачів). Перевагою є швидке нагрівання поверхневого шару валка, проте недоліком є складність розміщення нагрівачів у тісному просторі біля осередку деформації та нерівномірність температурного поля.

- Внутрішнє нагрівання (через осьові канали у валках за допомогою електричних тенів або циркуляції високотемпературних теплоносіїв). Цей метод є більш інерційним та забезпечує високу стабільність температури і залишає робочу зону вільною для маніпуляцій із заготовкою [49–53].

1.4.3 Вимоги до інструменту та його довговічність

Ключовим критерієм працездатності прокатного інструменту за підвищених температур є співвідношення межі текучості матеріалу валків до напруження течії деформованого металу [56,57].

Для алюмінієвих сплавів робочі умови інструменту під час деформування з підігрівом є значно сприятливішими, ніж за традиційної холодної обробки або порівняно зі штампуванням жароміцних сталей і титану [4,56–58]. Оскільки опір деформації алюмінію за температури 400 °С є відносно низьким, питомі зусилля в калібрах не перевищують допустимих меж

для стандартних інструментальних матеріалів. Це усуває потребу у використанні дорогих ливарних нікелевих суперсплавів або металокераміки [56,57]. Інструмент для гарячого прокатування алюмінію традиційно виготовляють із легованих штампових сталей для гарячого деформування (наприклад, 4X5МФС, 3X2В8Ф або їхніх аналогів), які зберігають високу твердість і структурну стабільність під час тривалого нагріву до 500–550 °С [57,58].

У режимі деформування з підгрівом інструменту докорінно змінюється механізм його зношування [58,59,62]:

- Практично зникає температурний шок (циклічне нагрівання-охолодження поверхні валка під час кожного оберту), який зазвичай є головною причиною утворення сітки термічних тріщин (розпалу) [58,59].
- Завдяки підвищенню пластичності алюмінію та зниженню його опору деформації зменшується контактний тиск на стінки калібру [56,58].
- Використання спеціальних високотемпературних технологічних мастил (наприклад, графітовмісних суспензій) виконує подвійну функцію: екранує тепловтрати та запобігає налипанню (схоплюванню) активного алюмінію на сталеву поверхню валка [60–62].

Сукупність цих факторів (відсутність різких температурних градієнтів, зниження контактного тиску, стабільне навантаження) не лише забезпечує високу якість поверхні алюмінієвого профілю, але й багаторазово підвищує стійкість та експлуатаційний ресурс валкового інструменту [58–62].

1.5. Чисельне моделювання процесу прокатування алюмінієвих сплавів методом скінченних елементів

Сучасний рівень розвитку обчислювальних методів дозволяє аналізувати процеси пластичного деформування з точністю, яка ще двадцять років тому була недосяжною [63,65,74]. Метод скінченних елементів (МСЕ)

став стандартним інструментом при дослідженні прокатування – він дає змогу отримати повну картину напружено-деформованого стану в осередку деформації, відстежити температурні поля і спрогнозувати поведінку металу ще до виготовлення першого зразка [64–68,74]. У вітчизняній науковій традиції ці питання системно розглядалися у працях С. О. Скрябіна, В. А. Огороднікова, В. В. Кухаря, І.О. Сивака, Р. І. Сивака, Л. В. Швець, В. А. Матвійчука, М. І. Стадніка та інших [37,46,63,64,75,76]. Якщо ж розглядати світовий науковий простір, то тут неможливо оминати фундаментальні доробки М. Ф. Ashby (щодо карт механізмів деформації), С. М. Sellars (щодо моделювання структурних змін), Н. J. McQueen (який детально описав геометричну рекристалізацію) та Т. Sheppard (щодо металургійних нюансів прокатування) [69–72].

Один із методів – розбиття суцільного тіла заготовки на велику кількість простих геометричних елементів, кожен із яких має задані властивості матеріалу і певні ступені вільності у вузлах. Система рівнянь МСЕ будується на варіаційних принципах теорії пластичності, що дозволяє розв’язувати задачі течії металу з урахуванням одночасного впливу температури, швидкості деформації та контактного тертя. Саме ця можливість – враховувати кілька фізичних ефектів одночасно – робить МСЕ незамінним при моделюванні прокатування з підігрівом інструменту, де теплові та механічні процеси нерозривно пов’язані [63,74].

Для задач гарячого деформування металів найбільш поширені спеціалізовані комплекси: QForm, DEFORM-3D, ANSYS, LS-DYNA, ABAQUS [65–68]. У контексті прокатування алюмінієвих сплавів особливої уваги заслуговує QForm – він орієнтований саме на процеси обробки металів тиском, має вбудовані бази даних реологічних характеристик алюмінієвих сплавів за міжнародною класифікацією і дозволяє задавати температуру інструменту як окремий керований параметр [16,65,74]. Це принципово важливо для цієї роботи, де температура валків є основною досліджуваною змінною.

Разом із тим аналіз опублікованих результатів чисельного моделювання процесів деформування виявляє суттєві методичні прогалини. У більшості робіт моделювання обмежується отриманням картин розподілу інтенсивності деформацій і компонент напружень у фіксований момент часу – без аналізу історії зміни показника напруженого стану в найбільш небезпечних точках осередку деформації [64,74,76]. Температура інструменту або задається як незмінна гранична умова, або взагалі не враховується – що для алюмінієвих сплавів із їхньою високою теплопровідністю є грубим спрощенням [22,23,31,74]. Крім того, результати моделювання рідко верифікуються фізичним експериментом із використанням координатних сіток, що ставить під сумнів адекватність побудованих моделей реальному процесу [73,76].

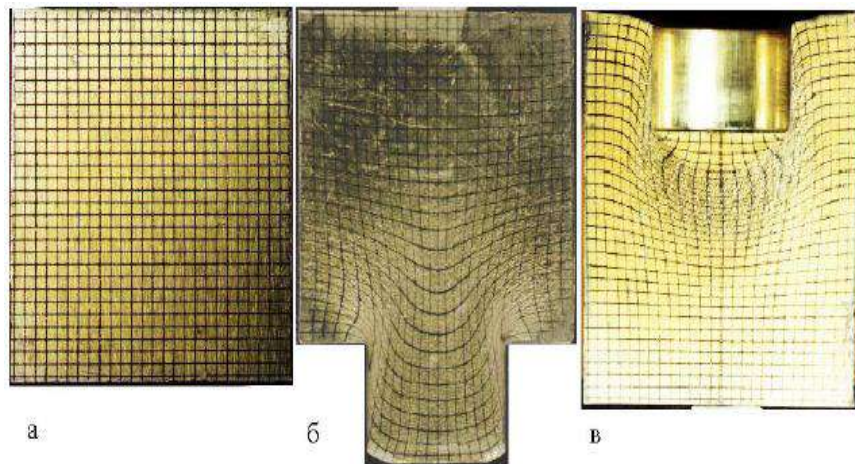


Рисунок 1.3 – Зразки із нанесеною координатною сіткою: до деформації (а); зразки здеформовані із стіканням (б) та із витіканням (в) [77]

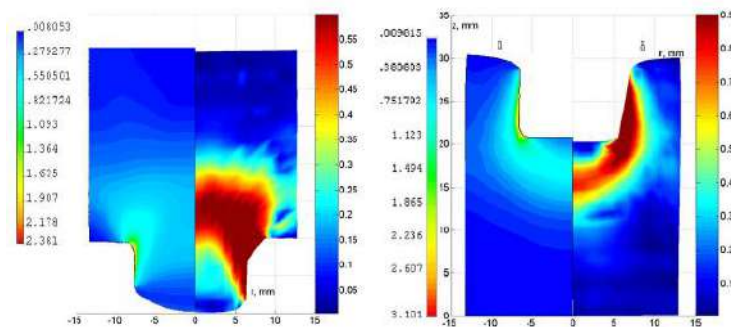


Рисунок 1.4 – Розподілення інтенсивності деформацій в площині меридіального перерізу моделей (а) та реальних зразків (б), здеформованих із стіканням та із витіканням [78]

За допомогою програмного комплексу QForm у дослідженнях процесів прокатування досить часто аналізують розподіл енергосилових параметрів деформування (рис.1.5), температурні поля в осередку деформації, а також напружено-деформований стан заготовки й інструменту (рис.1.6). Такий підхід є цілком обґрунтованим, оскільки система орієнтована саме на термомеханічне моделювання процесів обробки металів тиском і дає змогу визначати силу прокатування, крутний момент, температурний розподіл, стійкість течії металу та ризик дефектоутворення [65, 79].

Разом із тим можливості аналізу результатів моделювання не слід зводити лише до візуалізації інтегральних енергосилових характеристик. В офіційній документації QForm прямо передбачено роботу зі стандартними підпрограмами Stress tensor і Strain tensor, а також відстеження окремих точок і масивів точок у процесі деформування [80, 81].

Тому коректніше зазначити, що основне обмеження полягає не у принциповій неможливості отримати компоненти пластичних деформацій для окремих точок зразка, а в тому, що в більшості прикладних робіт аналіз фактично зосереджується переважно на полях еквівалентних величин, розподілі температури, сили прокатування та контактних навантажень. Детальне ж дослідження історії зміни локальних компонентів деформації, особливо в найбільш небезпечних точках осередку деформації, потребує окремого налаштування постпроцесингу, трасування точок і спеціальної інтерпретації отриманих результатів [74, 80, 81].

Саме це і звужує можливості дослідження, якщо моделювання використовують лише як засіб отримання загальних карт напружено-деформованого стану без поглибленого аналізу локальної кінематики течії металу. Для задач прокатування алюмінієвих сплавів, де важливими є температурний градієнт, неоднорідність деформації по перерізу та вплив температури валків на формозмінення, такий локальний аналіз є принципово необхідним [22, 23, 74].

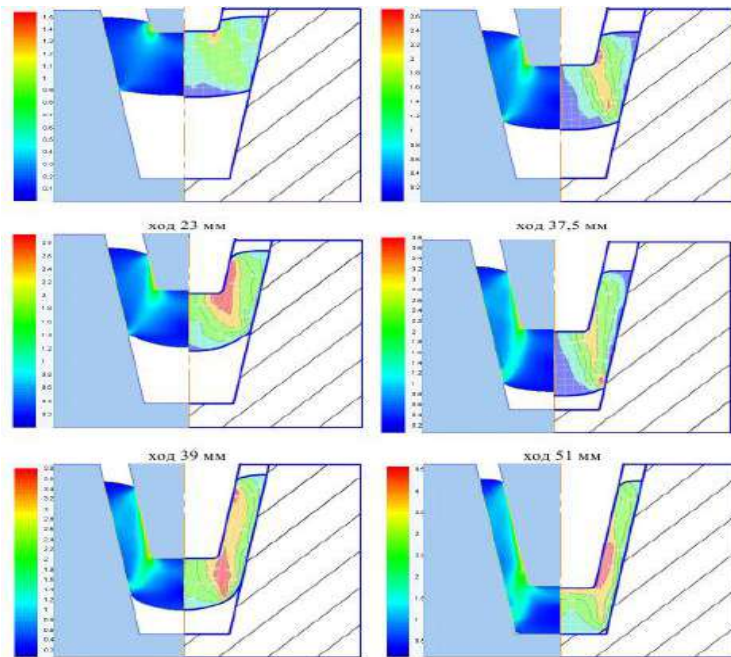


Рисунок 1.5 – Чисельне (зліва) та експериментальне (справа) розподілення інтенсивності деформацій по перерізу зразка під час поетапного деформування [78]

Для здійснення чисельного моделювання в програмних комплексах використовують матеріальні моделі, які описують поведінку металу в умовах деформування з урахуванням температури, ступеня деформації та швидкості деформації. Вихідні дані для таких моделей можуть бути отримані з довідкових джерел, результатів експериментальних випробувань або з вбудованих матеріальних баз самих програмних комплексів. Наприклад, у QForm стандартна база деформівних матеріалів містить велику кількість апроксимованих моделей для гарячого і холодного деформування, а в системі DEFORM матеріальна база охоплює сталі, алюмінієві сплави, титанові сплави, суперсплави, мідні та інші матеріали [65, 82, 83].

Одним із найбільш поширених у світовій практиці моделювання процесів пластичного деформування є програмний комплекс DEFORM-3D. Його застосовують для аналізу тривимірної течії металу, теплопереносу, навантажень на інструмент і широкого спектра процесів обробки тиском, зокрема кування, прокатування, волочіння, пресування та осаджування.

Додатково система підтримує розширені засоби побудови й уточнення матеріальних моделей, зокрема через модуль Material Suite, що робить її зручною не лише для прикладного розрахунку, а й для наукових досліджень, у яких потрібно пов'язати результати експерименту з параметрами конститутивного опису матеріалу [83, 84].

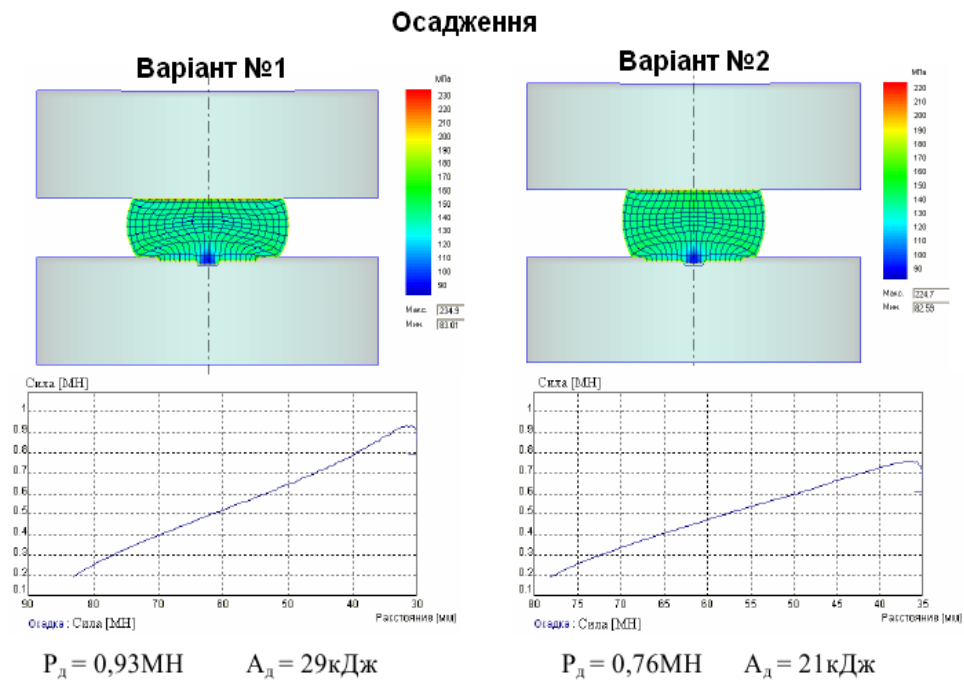


Рисунок 1.6 – Порівняння енергосилових параметрів процесів торцевого стиснення циліндричних зразків [83]

1.5.1. Механіка формоутворення та напружено-деформований стан при вальцюванні алюмінієвих заготовок

Вальцювання заготовок із алюмінієвих сплавів слід розглядати як один із перспективних способів одержання фасонних напівфабрикатів складного профілю як перед фінальним штампуванням, так і як самостійну формоутворювальну операцію. Разом із тим практичне розширення цього процесу стримується не стільки конструктивними можливостями обладнання, скільки недостатньо повним розумінням механіки формозмінення металу в осередку деформації. Насамперед це стосується тих випадків, коли на характер

течії матеріалу істотно впливає температурний стан системи «валок–заготовка» [37, 46, 85, 86].

За традиційного вальцювання на холодному інструменті поверхневі шари алюмінієвої заготовки охолоджуються інтенсивніше, ніж її серцевина. Унаслідок цього по перерізу формується неоднорідний напружено-деформований стан: приповерхневі зони чинять більший опір течії, тоді як внутрішні об'єми залишаються пластичнішими. Така нерівномірність деформації підвищує ризик локального вичерпання ресурсу пластичності в небезпечних ділянках і, відповідно, імовірність дефектоутворення. Підігрів робочого інструменту принципово змінює цю картину, оскільки дає змогу зменшити температурний градієнт у зоні контакту, вирівняти умови течії металу та реалізувати більші ступені обтиснення без погіршення якості заготовки [22, 23, 37, 46, 88].

Для кількісної оцінки цих ефектів необхідно аналізувати не лише загальні показники формозміни, а й напружено-деформований стан матеріалу та його деформівність. Саме тому найбільш обґрунтованим є поєднання фізичного експерименту з чисельним моделюванням методом скінченних елементів. Такий підхід дозволяє простежити розподіл деформацій по перерізу, виявити небезпечні точки з позиції накопичення пошкоджень і оцінити, як зміна температури валків впливає на кінематику формоутворення [37, 73, 85–87].

Традиційно процес вальцювання використовують для багатопрохідного гарячого протягування вихідних заготовок і формування фасонних виробів під наступне штампування на пресі або молоті. Історично розвиток таких процесів відбувався переважно з позицій дотримання граничних параметрів, за яких заготовка ще не втрачає стійкість. Саме небезпека втрати стійкості тривалий час визначала межі допустимого обтиснення і фактично стримувала розвиток більш гнучких схем формоутворення [37, 85].

Окремий напрям досліджень пов'язаний із холодним калібрувальним вальцюванням криволінійних заготовок. Для значної частини деталей, зокрема

виробів із поздовжньою кривою віссю, саме така схема може виявитися раціональною вже на заготівельній стадії. Проте її розвиток обмежується браком систематизованих даних про механіку формоутворення, напружено-деформований стан і деформівність матеріалу в умовах нерівномірного обтиснення по ширині заготовки [85–87].

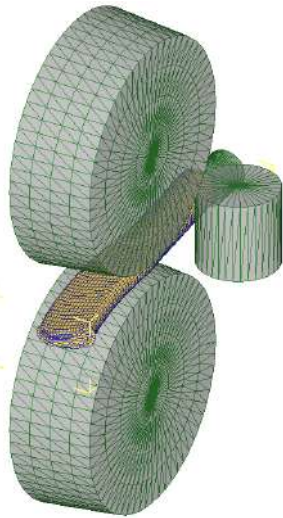
Дослідження механіки формозмінення в процесах холодного калібрувального вальцювання показали, що для таких схем характерні умови, близькі до плоскої деформації. Звідси впливає важливий практичний висновок: криволінійність заготовки можна формувати за рахунок різного видовження шарів металу з протилежних боків, коли з випуклої сторони створюється більший ступінь обтиснення, ніж із увігнутої. Саме така асиметрія деформації і забезпечує потрібну кривизну виробу [85, 87].

Певним кроком уперед у цьому напрямку стали роботи, у яких процес виготовлення криволінійних заготовок досліджували експериментально та засобами імітаційного моделювання. Зокрема, використання конічних валків за паралельного розташування їхніх поздовжніх осей дозволяє змінювати швидкість деформації й ступінь обтиснення по ширині заготовки, а отже – керувати формуванням її криволінійної осі. У роботах І. А. Бубновської та співавторів показано, що така схема дає змогу цілеспрямовано формувати кривизну за рахунок збільшення обтиснення з боку майбутньої випуклої поверхні, а також оцінювати деформівність матеріалу через зв'язок між накопиченою деформацією, показником напруженого стану та використаним ресурсом пластичності [85–87].

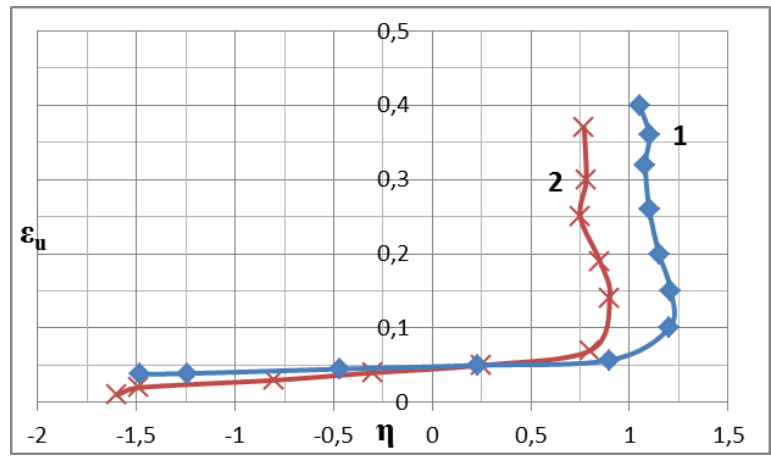
Отже, механіка формоутворення під час вальцювання алюмінієвих заготовок має розглядатися не як суто геометрична задача зміни форми, а як комплексна термомеханічна проблема, у якій взаємопов'язані температура, контактні умови, схема обтиснення, напружено-деформований стан і деформівність матеріалу. Саме такий підхід є необхідним для обґрунтованого переходу від окремих експериментальних спостережень до побудови адекватних математичних моделей процесу та подальшого проєктування

промислового обладнання для профільного вальцювання алюмінієвих сплавів [37, 46, 73, 85–88].

На рис. 1.7 представлена схема вальцювання криволінійної заготовки і траєкторії шляхів деформування точок її зовнішньої та внутрішньої вільних бічних поверхонь в координатах: інтенсивність деформацій ε_{II} – показник жорсткості напруженого стану $\eta = I_1(T_\sigma) / \sqrt{3I_2(D_\sigma)}$, де $I_1(T_\sigma)$ і $I_2(D_\sigma)$ – перший інваріант тензора і другий інваріант девіатора напружень [85].



а)



б)

Рисинок 1.7 – Схема вальцювання криволінійної заготовки а); траєкторії шляхів деформування точки зовнішньої 1 та внутрішньої 2 бічних поверхонь б) [85]

Для оцінки деформівності заготовок при холодному вальцюванні та визначення використаного ресурсу пластичності за результатами власних досліджень та даних роботи [37] побудовані діаграми пластичності алюмінієвих сплавів (рис. 1.8), що, поряд з отриманими шляхами деформації точок найбільш небезпечних зон, дозволяє визначати граничні деформації [37,85,87].

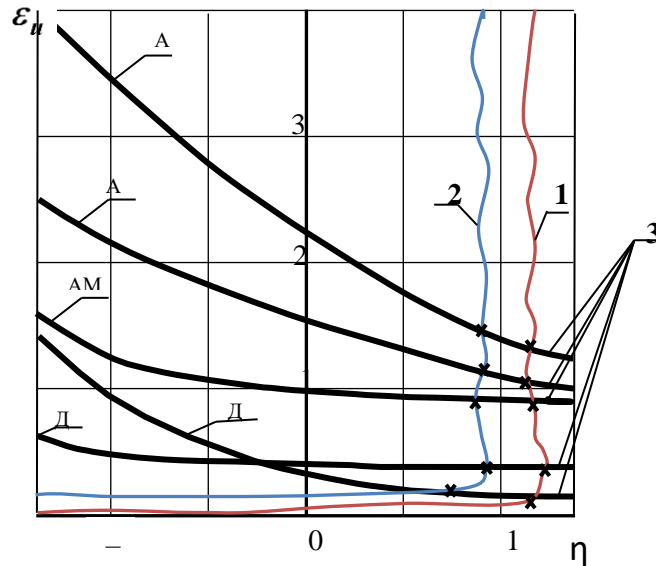


Рисунок – 1.8 Шляхи деформування точок заготовки на зовнішній (1) і на внутрішній (2) поверхнях та діаграми пластичності алюмінієвих сплавів (3) [85]

Слід відзначити, що постійність показника напруженого стану на вільних бічних поверхнях заготовки впродовж процесу вальцювання дещо спрощує оцінку деформівності алюмінієвих сплавів. Використаний ресурс пластичності при цьому можна визначити як відношення накопиченої інтенсивності деформацій, до її граничного значення, отриманого в точці перетину шляху деформування і відповідної діаграми пластичності [85,87].

Разом з тим, при побудові технологічних процесів холодного вальцювання криволінійних заготовок, визначена за допомогою діаграм пластичності гранична до руйнування інтенсивність деформацій не є зручною для використання. Тому в роботі був досліджений зв'язок між інтенсивністю деформацій і ступенем обтиснення заготовок при вальцюванні шляхом моделювання процесу в програмному комплексі DEFORM 3D [83,86]. Оскільки процес вальцювання циліндричних заготовок є симетричним, то моделювання досліджуваного процесу проведено як вальцювання $\frac{1}{4}$ заготовки валком із врахуванням граничних умов на площинах симетрії, рис. 1.9 [83,86].

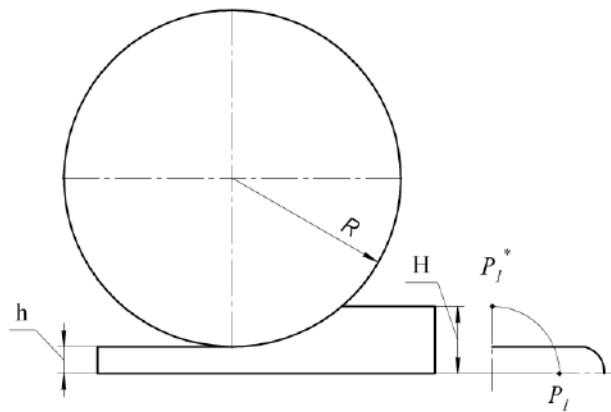


Рисунок 1.9 – Схематичне представлення процесу вальцювання заготовок [85]

Для побудови залежності між ступенем обтиснення та накопиченою деформацією на вільній бічній поверхні заготовки було вибрано дві характерні точки заготовки – на вільній бічній стороні заготовки та на вершині, яка знаходиться під валком в процесі вальцювання (точки P_1 та P_1^* зображені на рис. 1.9) [85,86]. Точку на вершині заготовки брали для перевірки її переміщення саме в площині, яка перпендикулярна до вісі заготовки. Це потрібно для геометричного визначення приросту зменшення висоти заготовки під час вальцювання [86].

Підхід полягав в отриманні усіх значень переміщення та параметрів НДС для кожної із досліджуваних точок під час процесу вальцювання [85,86]. Результати досліджень показали, що точки на вільній бічній стороні заготовки під час вальцювання деформуються однаково [86,87]. Для зручності використання при розбудові технологічних процесів ступінь обтиснення доцільно визначати як $\frac{h_0}{D}$, де h_0 – товщина вальцьованої заготовки поблизу вільної бічної поверхні, D – діаметр вихідної заготовки. [86,87].

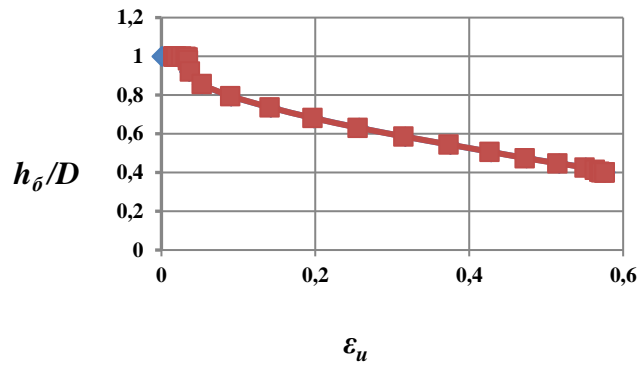


Рисунок 1.10 – Залежність між ступенем обтиснення h_0/D і

інтенсивністю деформацій ϵ_u для точок вільної бічної поверхні заготовки при вальцюванні [85]

При деформаціях $\epsilon_u \geq 0,1$ зв'язок між інтенсивністю деформацій і ступенем обтиснення має лінійну залежність, показану на рис. 1.10, і може бути описаний рівнянням (1.6) [85,89].

$$\frac{h_0}{D} = 0,818 - 0,723\epsilon_u \quad (1.6)$$

Наведені результати переконливо доводять, що оцінка деформівності через діаграми пластичності у поєднанні з чисельним моделюванням дає змогу кількісно контролювати ресурс пластичності матеріалу на кожному етапі вальцювання [85,87,89]. Проте розглянуті дослідження стосуються холодного деформування – і саме тут виникає принципове питання: як змінюється картина напружено-деформованого стану та вичерпання ресурсу пластичності, коли процес ведеться з підігрітим інструментом [46,88]. Температура валків суттєво впливає на реологію матеріалу, перерозподіляє поля деформацій по перерізу заготовки і змінює граничні значення інтенсивності деформацій – а отже, і допустимі ступені обтиснення за прохід [22,23,35,36]. Тому отримати адекватну картину лише засобами спрощених аналітичних залежностей практично неможливо, і для цього необхідно поєднувати чисельне моделювання з експериментальною верифікацією [63, 73, 74].

У даній роботі чисельне моделювання в QForm UK 12.0.2 планується виконувати у щільній прив'язці до фізичного експерименту: температурні поля в системі «валок–заготовка» задавались відповідно до реальних умов підігріву інструменту, а результати розрахунку кінематики течії металу верифіковано методом фізичних координатних сіток [65,73,74]. Такий підхід дозволяє отримати не просто картину розподілу напружень, а кількісно оцінити вплив температури валків на формозміну, випередження і вичерпання ресурсу деформовності матеріалу по всьому перерізу профілю [65,74].

Висновки до розділу 1

1. Аналіз сучасного стану виробництва складнопрофільних деталей із деформівних алюмінієвих сплавів для агропромислового комплексу, авіабудування, гірничодобувної промисловості та виробництва безпілотних літальних апаратів показав, що традиційні технології багатопереходного гарячого штампування характеризуються низьким коефіцієнтом використання металу (0,15–0,30), високою енергоємністю та значною трудомісткістю через необхідність проміжних підігрівів, обрізання облою і зачищень. Упровадження операцій профільного прокатування з підігрівом інструменту є обґрунтованою альтернативою, що дозволяє підвищити коефіцієнт використання металу до 0,75–0,85.

2. Установлено, що головним технологічним бар'єром при гарячому прокатуванні алюмінієвих сплавів є їхня висока теплопровідність і вузьке температурне вікно деформування. Контакт нагрітої заготовки з холодними валками спричиняє різкий температурний градієнт у поверхневих шарах, локальне зростання опору деформації, нерівномірність пластичної течії та ризик тріщиноутворення – особливо критичний для термозміцнених сплавів АК6 і Д16.

3. Показано, що підігрів робочого інструменту до температур 250–350 °С усуває температурний градієнт на межі «валок–заготовка», стабілізує процеси динамічного повернення та рекристалізації по всьому перерізу

заготовки і забезпечує формування однорідної дрібнозернистої структури. Це є фізичним обґрунтуванням ефективності запропонованої технології.

4. Огляд літературних джерел засвідчив, що питання усунення теплових втрат успішно вирішується в процесах ізотермічного штампування, однак систематичних досліджень прокатування алюмінієвих заготовок саме з контрольованим підігрівом обертових валків практично немає. Існуючі розрахункові моделі здебільшого базуються на даних випробувань на осаджування, які не відповідають схемі напруженого стану в осередку деформації при прокатуванні.

5. На основі аналізу систем легування та термомеханічних характеристик обґрунтовано вибір п'яти промислових сплавів – АМц, АМг6, АК6, АК8 та Д16 – як об'єктів дослідження. Такий спектр матеріалів охоплює широкий діапазон: від легкодеформівних до високоміцних із вузьким температурним вікном пластичності, що дозволяє комплексно оцінити ефективність керування температурним режимом інструменту.

6. Аналіз критеріїв деформовності розглядалися у працях С. О. Скрябіна, В. А. Огороднікова, І.О. Сивака, Л. В. Швець, В. В. Кухаря, Р. І. Сивака, В. А. Матвійчука, М. І. Стадніка, М. F. Ashby, С. М. Sellars, Н. J. McQueen, Т. Sheppard та інших дослідників показав, що більшість із них орієнтована на деформування з холодним інструментом. Питання впливу підігріву валків на вичерпання ресурсу деформовності алюмінієвих сплавів у цих працях не розглядалось, що визначає одне з ключових завдань цієї дисертації.

7. Встановлено, що для адекватного моделювання прокатування з підігрівом інструменту необхідне поєднання чисельного МСЕ-моделювання у QForm UK 12.0.2 із фізичним верифікаційним експериментом методом координатних сіток. Лише такий підхід дозволяє кількісно оцінити вплив температури валків на кінематику течії металу, енергосилові параметри та ресурс деформовності матеріалу по всьому перерізу профілю.

РОЗДІЛ 2

МЕТОДИКА ТА ПРОВЕДЕННЯ ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНИХ ДОСЛІДЖЕНЬ ПРОКАТУВАННЯ АЛЮМІНІЄВИХ СПЛАВІВ ІЗ ПІДГРІВОМ РОБОЧОГО ІНСТРУМЕНТУ

2.1. Загальні умови проведення експериментів

Результатом досліджень є експериментальне підтвердження теоретичної гіпотези про усунення температурного градієнта в системі «інструмент–заготовка». Що забезпечує стабілізацію течії металу та підвищення якості виробів складного профілю [35,46,90-92]. Об'єктом практичної реалізації обрано процес гарячого прокатування деталей складного поперечного перерізу.

Під час традиційного гарячого профілювання алюмінієвих сплавів на холодному інструменті виникає низка специфічних дефектів, пов'язаних із термомеханічною нестабільністю:

1. Поверхневі дефекти адгезійного походження. Інтенсивне налипання (схоплювання) алюмінію на сталеві валки, що призводить до утворення задирів, відбитків і глибоких подряпин на поверхні профілю [60,61].

2. Дефекти макрогеометрії (незаповнення калібрів). Виникають унаслідок охолодження поверхневих шарів металу при контакті з масивними валками. Утворений зміцнений поверхневий шар перешкоджає затіканню більш пластичних внутрішніх шарів металу у вузькі порожнини калібру[46].

3. Внутрішні та структурні дефекти. Поява макротріщин сколювання через нерівномірність напружено-деформованого стану (НДС) за перерізом, а також формування різнозернистості (зон ускладненої та інтенсивної деформації) через локалізацію наклепу в холодних шарах[45].

Перехід до технології деформування з нагріванням заготовки та інструменту до близьких температур докорінно змінює механіку процесу. За таких умов реалізуються наступні технологічні переваги, які підлягають експериментальній перевірці у даній роботі:

- Усунення температурного градієнта: збереження стабільної температури заготовки по всьому перерізу гарантує рівномірність пластичної течії та мінімізує ризик утворення тріщин [46,90].

- Зниження напруження при течії металу: відсутність інтенсивного охолодження запобігає непередбачуваному зростанню опору деформації, що дозволяє знизити енергосилові параметри обладнання та зменшити пружне відтискання валків [91,92].

- Мінімізація адгезійної взаємодії: стабілізація температури контактних поверхонь у поєднанні зі спеціальними високотемпературними мастилами різко знижує схильність алюмінію до налипання [60,61].

- Керування структуроутворенням: підтримання металу заготовки в оптимальному температурному вікні створює сприятливі умови для динамічного відновлення, що запобігає критичному наклепу та формуванню грубозернистості (ефекту «апельсинової кірки») [35].

Для візуалізації та кількісної оцінки кінематики пластичної течії металу в роботі застосовано класичний метод координатних сіток (візіопластичність) у поєднанні з чисельним моделюванням (МСЕ) [73,83].

На першому (попередньому) етапі було досліджено загальний характер формозмінення суцільної циліндричної заготовки зі сплаву АК6 під час прокатування в гладких валках (в умовах теплового прокатування за тестової температури 200 °С). На рис. 2.1 наведено зіставлення картини деформації сітки, отриманої шляхом чисельного моделювання (а) та під час експерименту (б) [90,91].

Для визначення характеру течії металу, залежно від динаміки зміни осередку деформації, розглянемо прокатування заготовок з розмірами $\varnothing 25 \times 150$ мм із алюмінієвого сплаву АК6 в овальному калібрі, що має розміри: висота 13 мм, ширина 29 мм, радіус калібру 20,5 мм, робочий радіус валків 66,5 мм, зазор між валками 1,0 мм. Температура прокатування 450 °С. Частота обертання валків 37 хв^{-1} .

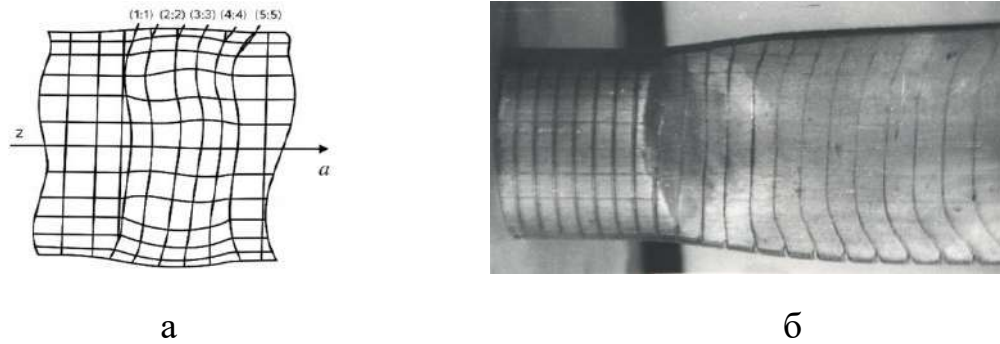


Рисунок 2.1 – Зміна координатної сітки в осередку деформації під час прокатування в гладких валках: а – чисельне моделювання; б – експеримент

Кут контакту заготовки з інструментом визначався по формулі [19,93]

$$\alpha = \arccos \left(1 - \frac{2R_3 - \Delta h}{2R_p} \right) = \arccos (0,9022) = 0,4458, \quad (2.1)$$

де R_3 – радіус заготовки, мм;

R_p – робочий радіус валків, мм;

Δh – абсолютне обтискання, мм.

Тимчасові проміжки деформації заготовки визначалися по формулі (2.2), табл. 2.1 [19,93]

$$t = 10^{-3} \left(\frac{R_p \cdot \alpha}{v_g} \right) = 10^{-3} \left(\frac{66,5 \cdot 0,4458}{0,2} \right) = 0,145 \quad (2.2)$$

де v_g – швидкість обертання валків, м/с.

Таблиця 2.1

Тимчасові проміжки деформації заготовки

α_i	5	10	15	20	25
t_i, c	0,029	0,058	0,087	0,1160	0,1450

Аналогічно знаходимо і інші проміжки деформацій в часі.

Значення кута контакту в поперечному перерізі осередку деформації визначалися по формулі (2.3), табл. 2.2

$$\varphi_i = \frac{v_e \cdot t_i \left(1 - \frac{\Delta h}{2R_k} \right)}{R_p \cdot \alpha} \quad (2.3)$$

де R_k – радіус калібру, мм.

Таблиця 2.2

Значення кута контакту в поперечному перетині осередку деформації

t_i, c	0,029	0,058	0,087	0,1160	0,1450
φ_i	0,1312	0,2624	0,3936	0,5248	0,6561

Довжини дуг поперечного перерізу зони контакту для кожного значення поточного кута φ_i визначалися по формулі (2.4), табл. 2.3 [19,93]

$$l_{\varphi_i} = R_p \varphi_i \quad (2.4)$$

Таблиця 2.3

Довжини дуг поперечного перетину зони контакту для кожного значення поточного кута

φ_i	0,1312	0,2624	0,3936	0,5248	0,6381
R_k	20,5	20,5	20,5	20,5	20,5
l_{φ_i}	2,689	5,379	8,068	10,758	13,450

Коефіцієнти деформацій уздовж дуги контакту визначаються по формулах (2.5), табл. 2.4

$$K_x = \frac{b_{i\hat{a}}^{(i)}}{2R_3}; \quad K_y = \frac{h_{i\hat{a}}^{(i)}}{2R_3} \quad (2.5)$$

Таблиця 2.4

Коефіцієнти деформацій уздовж дуги контакту

t_i, c	0,29	0,085	0,087	0,1160	0,1450
$K_x^{(i)}$	1,048	1,092	1,140	1,188	1,240
$K_y^{(i)}$	0,876	0,7352	0,6320	0,5640	0,5400

Зміна ширини овального калібру залежно від часу деформації визначалися по формулі (2.6), табл. 2.5

$$b_{ov} = \frac{(b_{ov} + 2R_{\kappa})}{\alpha \cdot R_p} \cdot v_{\varepsilon} \cdot t_i + 2R_3, \quad (2.6)$$

де b_3 - ширина овального калібру, мм;

t_i - час деформації, с.

Таблиця 2.5

Ширина овального калібру залежно від часу деформації

t_i, c	0,029	0,058	0,087	0,1160	0,145
$B_{ov}^{(i)}$	26,2	27,3	28,4	29,7	31,0

Плошаконтакту в кожен проміжок часу деформації визначається по формулі (2.7), табл. 2.6.

$$F_{\kappa}^{(i)} = R_{\kappa} \frac{v_{\varepsilon} \cdot t_i}{R_p} [(R_p + R_{\kappa}) \frac{\varphi v_{\varepsilon} \cdot t_i}{2R_p \cdot \alpha} - R_{\kappa} \sin(\frac{\varphi v_{\varepsilon} \cdot t_i}{2R_p \cdot \alpha})] \quad (2.7)$$

Таблиця 2.6

Площа контакту в кожен проміжок часу деформації

t_i, c	0,029	0,058	0,087	0,116	0,145
$F_{\kappa}^{(i)}$	16,7	66,9	157,8	268,9	431,5

Крок у напрямі координатних осей визначається по формулах в: напрямі осі ОХ (2.8), табл. 2.7

$$h_{\alpha_1}^{(i,j)} = R_3 K_x^{(i)} (\sin \beta_{i+1,j} - \sin \beta_{i,j+1}); \quad (2.8)$$

напрямі ОУ (2.9), мм

$$h_{\alpha_2}^{(i,j)} = R_3 K_y^{(i)} (\cos \beta_{i,j+1} - \cos \beta_{i+1,j}) \quad (2.9)$$

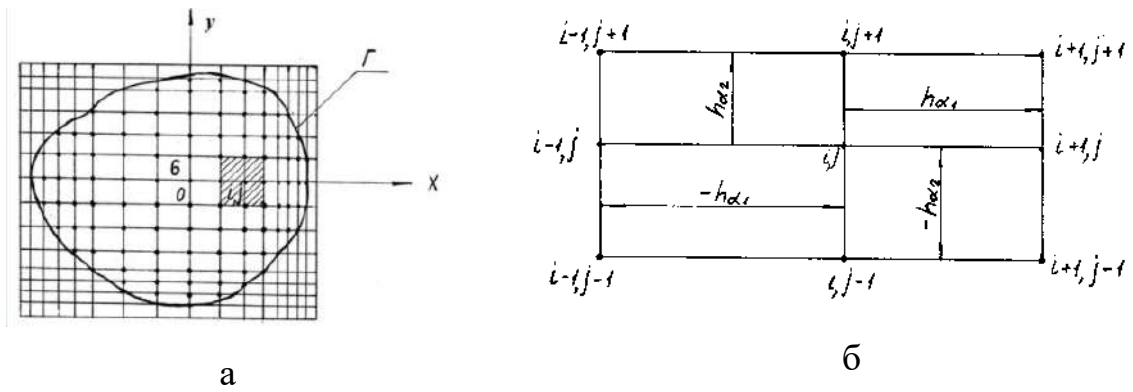


Рисунок 2.2 – Розміри комірки на сітці:

а – загальний вигляд; б – елементарний комірка (i,j) досліджуваної області

Граничні умови на поверхні заготовки, що деформується, уздовж дуги контакту визначаються по формулах (2.10, 2.11), табл. 2.8

$$u_{i,j+1}^{(z)} = R_3(1 - K_x^{(i)}) \sin \beta_{i,j+1}; \quad u_{i+1,j}^{(z)} = R_3(1 - K_x^{(i)}) \sin \beta_{i+1,j} \quad (2.10)$$

$$v_{i,j+1}^{(z)} = R_3(1 - K_y^{(i)}) \cos \beta_{i,j+1}; \quad v_{i+1,j}^{(z)} = R_3(1 - K_y^{(i)}) \cos \beta_{i+1,j} \quad (2.11)$$

Таблиця 2.7

Крок в напрямках координатних осей ОХ і ОУ

t,c	t = 0,029					
i, j	(1;1)	(3;3)	(5;5)	(7;7)	(9;9)	(11;11)
$h_{\alpha 1}^{(i,j)}$	3,3902	3,1597	2,71301	2,0815	1,3086	0,4467
$h_{\alpha 2}^{(i,j)}$	0,3733	1,0939	1,7399	2,2677	2,6411	2,8338
t,c	t = 0,058					
i, j	(1;1)	(3;3)	(5;5)	(7;7)	(9;9)	(11;11)
$h_{\alpha 1}^{(i,j)}$	3,5326	3,2923	2,8268	2,1703	1,3 635	0,4654
$h_{\alpha 2}^{(i,j)}$	0,3133	0,9180	1,4424	1,9032	2,2166	2,3783
t,c	t = 0,087					

Продовження таблиці 2.7

i, j	(1;1)	(3;3)	(5;5)	(7;7)	(9;9)	(11;11)
$h_{\alpha 1}^{(i,j)}$	3,6879	3,4371	2,9511	2,2657	1,4235	0,4858
$h_{\alpha 2}^{(i,j)}$	0,2693	0,7891	1,2399	1,6360	1,9054	2,044
t, c	$t = 0,116$					
i, j	(1;1)	(3;3)	(5;5)	(7;7)	(9;9)	(11;11)
$h_{21}^{(i,j)}$	3,8431	3,5818	3,0753	2,3611	1,4854	0,5063
$h_{22}^{(i,j)}$	0,2403	0,7042	1,1202	1,4600	1,7004	1,8245
t, c	$t = 0,145$					
i, j	(1;1)	(3;3)	(5;5)	(7;7)	(9;9)	(11;11)
$h_{21}^{(i,j)}$	4,014	3,7386	3,2099	2,4645	1,5483	0,5284
$h_{22}^{(i,j)}$	0,2301	0,6733	1,0725	1,3978	1,6281	1,7469

Таблиця 2.8

**Значення граничних умов на поверхні заготівки, що деформується,
уздовж дуги контакту $l_{\phi i}$**

t_i, c	$t_1=0,029$ сек.					
i, j	(1;1)	(3;3)	(5;5)	(7;7)	(9;9)	(11;11)
$u_{i,j+1}$	0,0000	-0,1552	-0,3000	-0,4242	-0,5136	-0,5754
$u_{i+1,j}$	-0,1552	-0,3000	-1,4242	-0,5196	-0,5754	-0,6000
$v_{i,j+1}^{\text{®}}$	1,5500	1,4971	1,3423	1,0960	0,7750	0,4011
$v_{i+1,j}^{\text{®}}$	1,4971	1,3423	1,0960	0,7750	0,4011	0,000
t_i, c	$t_2=0,058$ сек.					
i, j	(1;1)	(3;3)	(5;5)	(7;7)	(9;9)	(11;11)
$u_{i,j+1}$	0,000	-2976	-05750	-0,8131	-0,9959	-1,1107
$u_{i+1,j}$	-0,2976	-0,575	-0,8131	-0,9959	-1,1107	-1,150

$v_{i,j+1}^{\text{®}}$	3,3100	3,1971	2,8664	2,3405	1,155	0,8566
$v_{i+1,j}^{\text{®}}$	3,1971	2,8664	2,3405	1,155	0,8566	0,0000
$t_i, \text{с}$	$t_3=0,087$					
i, j	(1;1)	(3;3)	(5;5)	(7;7)	(9;9)	(11;11)
$u_{i,j+1}$	0,000	-0,4528	-0,8750	-1,2374	-1,5155	-1,6903
$u_{i+1,j}$	-0,4528	-0,8750	-1,2374	-1,5155	-1,6903	-1,7500
$v_{i+1,j}^{\text{®}}$	4,4431	3,9836	3,2526	2,3000	1,19048	0,0000
$v_{i,j+1}^{\text{®}}$	4,6000	4,4431	3,9836	3,2526	2,300	1,19048
$t_i, \text{с}$	$t_4=0,116 \text{ сек.}$					
i, j	(1;1)	(3;3)	(5;5)	(7;7)	(9;9)	(11;11)
$u_{i,j+1}$	0,000	-0,6081	-1,1750	-1,6616	-2,0351	-2,2698
$u_{i+1,j}$	-0,6081	-1,175	-1,6616	-2,0351	-2,2698	-2,3500
$v_{i,j+1}^{\text{®}}$	5,4500	5,2641	4,7197	3,8536	2,7260	1,4106
$v_{i+1,j}^{\text{®}}$	5,2641	4,7197	3,8536	2,7260	1,4106	0,0000
$t_i, \text{с}$	$t_5=0,145 \text{ сек.}$					
i, j	(1;1)	(3;3)	(5;5)	(7;7)	(9;9)	(11;11)
$u_{i,j+1}$	0,0000	-0,7764	-1,500	-2,1213	-2,5980	-2,8977
$u_{i+1,j}$	-0,7769	-1,500	-2,1213	-2,598	-2,8577	-3,0000
$v_{i+1,j}^{\text{®}}$	5,5539	4,9795	4,0658	2,8750	1,4881	0,0000
$v_{i,j+1}^{\text{®}}$	5,7500	5,5539	4,9795	4,0658	2,8750	1,4881

На рис. 2.3 представлений характер зміни «пластичних хвиль» в осередку деформації при прокатуванні заготовок в овальному калібрі з розмірами описаними вище.

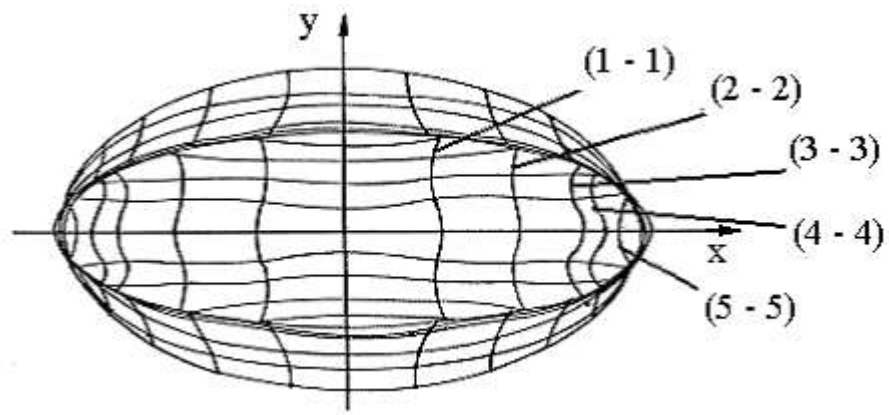


Рисунок 2.3 – Зміна «пластичних хвиль» в осередку деформації з урахуванням розвитку деформації в часі, с: (1 - 1) – 0,0145; (2 - 2) – 0, 0290; (3 - 3) - 0, 0435; (4 - 4) – 0, 0580; (5 - 5) – 0, 0725

На приведених вище рисунках показаний характер перебігу металу при прокатуванні заготовок в осередку деформації, виконаний по методу описаному в роботах [73,85].

Експериментальна перевірка достовірності результатів теоретичних і експериментальних досліджень перебігу металу при прокатуванні заготовок об'ємною деформацією підтвердили, що розроблений метод дозволяє розкрити картину переміщення металу як для сталого (деформація при постійному обтисканні) так і несталого (деформація із наростаючим або убуючим обтисканням) процесів гарячої деформації, визначити нерівномірність деформації залежно від співвідношення геометричних форм калібру і заготовки, що деформується, знайти область можливої концентрації напруги [85,86].

Максимальна розбіжність теоретичних і експериментальних досліджень при перевірці запропонованого методу складає до 10%, що підтверджує можливість застосування цього методу для дослідження перебігу металу в осередку деформації при прокатуванні заготовок в калібрах довільної форми [85,86].

Аналіз отриманих зображень свідчить, що застосування підігрітого інструменту забезпечує плавне, безперервне переміщення сітки без ознак

скачкоподібної деформації або зсувних макросмуг у контактній зоні, що підтверджує рівномірність пропрацювання структури [90-92].

На другому (основному) етапі експериментальні дослідження проводили на прикладі складного профілю – деталі типу «Колодка парна 8-8», кінцевий вигляд якої наведено на рис. 2.4. Такі деталі є важливими елементами кріплення кабельних трас у конструкціях з ваговими обмеженнями (авіабудування, БПЛА, сучасна агротехніка).



Рисунок 2.4 – Загальний вигляд деталі «Колодка парна 8-8»

Для кількісної оцінки деформацій, що відбуваються із заготовкою в осередку деформації, в роботі застосовано метод нанесення ділильної сітки [73,93]. Це один із найбільш наочних і надійних експериментальних методів дослідження пластичної течії металу, який широко використовується в теорії обробки металів тиском.

Підготовка зразків полягала в нанесенні на попередньо відполіровану бічну поверхню заготовки координатної сітки з рівномірним кроком [73,93]. Сітку наносили механічним гравіюванням або хімічним травленням через трафарет – залежно від необхідної точності та розміру вічок. Крок сітки вибирали з умови достатньої роздільної здатності: вічки мають бути достатньо дрібними, щоб фіксувати локальні градієнти деформацій, але не настільки, щоб їх було важко виміряти після деформування [73].

Після прокатування форма вічок змінюється: квадратні клітинки перетворюються на паралелограми, ромби або складніші фігури залежно від

характеру течії металу в конкретній зоні перерізу [73,85,86]. За величиною та напрямком спотворення кожного вічка визначають головні деформації, оцінюють нерівномірність течії по перерізу та виявляють зони інтенсивного або недостатнього пропрацювання матеріалу. Зони, де вічка деформовані рівномірно, свідчать про стабільну течію металу – і навпаки, різка зміна форми вічок у суміжних зонах вказує на локалізацію деформації або наявність застійних зон [85,86].

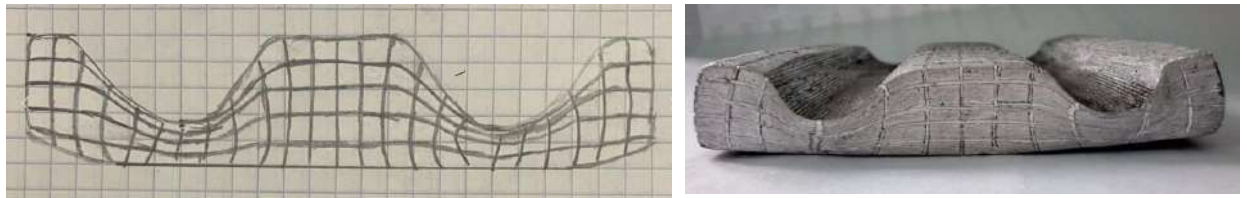
Вимірювання спотворених вічок виконували за допомогою інструментального мікроскопа з точністю позиціонування до 2 мкм [73,90]. Отримані значення порівнювали з результатами чисельного моделювання в QForm UK 12.0.2 – це дозволило верифікувати розрахункові моделі та підтвердити адекватність прийнятих граничних умов, зокрема заданої температури валків і коефіцієнта тертя на контактній поверхні [65,90-92].

На рис. 2.5 показано зміну координатної сітки під час формування профілю «Колодка» в каліброваних валках.

Експериментальні зміни нанесеної сітки (рис. 2.5, в) свідчать, що завдяки підтримці теплового балансу в осередку деформації, метал рівномірно розподіляється у порожнини калібру без утворення затисків та складок [90-92]. Відповідність даних експерименту відповідає результатам чисельного моделювання (рис. 2.5, б) підтверджує адекватність обраної методики для подальшого розрахунку енергосилових і кінематичних параметрів процесу.



а



б

в

Рисунок 2.5 – Зміна нанесеної сітки при прокатуванні в осередку деформації на поверхні досліджуваного зразка: а) початкова заготовка, б) аналітичне дослідження; в) експериментальне

2.2. Методика проведення експериментальних досліджень

Експериментальна частина роботи побудована так, щоб отримати кількісні залежності між температурою підігріву валків і реальною поведінкою металу в осередку деформації –розширенням, випередженням і тиском на інструмент [90-92]. Для цього розроблено єдину методику, яка охоплює підготовку матеріалів і зразків, температурну підготовку та контроль, вимірювання геометричних і силових параметрів, а також металографічний аналіз структури після деформування [35,46,90-92]. Всі експерименти проводили на спеціалізованій установці з газополуменевим підігрівом валків, описаній у підрозділі 2.3. Температуру заготовок і валків контролювали незалежно –термопарою та тепловізором, що дозволяло фіксувати фактичний тепловий стан системи «валок–заготовка» безпосередньо перед кожним проходом .

Кінематику течії металу оцінювали двома паралельними методами: за кернованими позначками на поверхні валка і заготовки та за спотворенням ділильної сітки, нанесеної на бічну поверхню зразка [73,93]. Результати фізичного експерименту на кожному етапі зіставляли з даними чисельного моделювання в QForm UK 12.0.2 –це забезпечувало взаємну верифікацію і підвищувало достовірність висновків [65,79,81]. Такий комплексний підхід дозволив встановити не лише загальні тенденції, а й конкретні кількісні межі

раціонального температурного діапазону підігріву інструменту для сплавів системи Al–Cu–Mg–Si [90-92].

2.2.1. Матеріали та матриця планування експерименту

Для побудови функціональних залежностей розширення, випередження та тиску металу на валки від керованих параметрів процесу:

У дослідженнях використано промислові деформівні алюмінієві сплави систем Al–Mg, Al–Mn та Al–Cu–Mg–Si (АМц, АМг6, АК4, АК6, АК8, Д16) [13-15, 90-92]. Як вихідні зразки застосовували заготовки прямокутного та круглого перерізів. Вихідні розміри прямокутної заготовки: $a \times b = 8 \times 30$ мм, довжина $l = 200$ мм, круглої: діаметром 16 мм, рис. 2.4.

Для побудови функціональних залежностей розширення, випередження та тиску металу на валки від керованих параметрів процесу [90-93]:

$$\Delta b, S, P = f(\varepsilon, t_b, t_3) \quad (2.12)$$

де: ε –ступінь деформації за прохід (%), відносне зменшення висоти заготовки за один прохід через валки визначає інтенсивність пластичної течії в осередку деформації. Зі збільшенням ε зростають і розширення, і випередження, і тиск на валки –але по-різному залежно від температурного стану системи [19,90-93]. Варіювали три рівні: 30, 40 і 50 %.

t_b –температура нагріву валків (°C) Основний досліджуваний параметр роботи. Визначає інтенсивність тепловідведення від заготовки в інструмент і, відповідно, реальну температуру в осередку деформації. Саме цей фактор є предметом удосконалення технологічного процесу. Варіювали десять рівнів від 20 °C (холодний інструмент) до 450 °C із кроком 50 °C у робочому діапазоні.

t_3 –температура нагріву заготовки (°C) Початкова температура заготовки перед подачею у валки. Визначає вихідний рівень пластичності матеріалу та його опір деформації. Розглядається у поєднанні з температурою валків –саме

різниця між t_3 і t_b формує температурний градієнт у системі «заготовка–інструмент» [23,35]. Варіювали шість рівнів від 200 до 450 °С.

Розроблено діапазон планування експерименту з варіюванням трьох незалежних факторів (табл. 2.8).

Таблиця 2.8

Діапазон планування експерименту

Фактор	Позначення	Рівні варіювання
Ступінь деформації за прохід	$\varepsilon, \%$	30 / 40 / 50
Температура нагріву валків	$t_b, ^\circ\text{C}$	20; 50; 100; 150; 200; 250; 300; 350; 400; 450
Температура нагріву заготовки	$t_3, ^\circ\text{C}$	200; 250; 300; 350; 400; 450

Для кожної комбінації прокатували не менше трьох зразків – це забезпечує статистичну достовірність результатів і дозволяє виявити випадкові відхилення, пов'язані з нестабільністю температурного поля або умов подавання заготовки. Відтворюваність дослідів перевіряли за критерієм Кохрена [94,95].

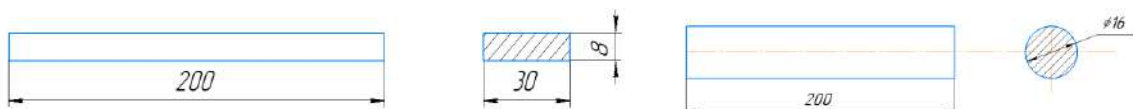


Рисунок 2.6 – Початкові заготовки

Для отримання статистично достовірних результатів та побудови функціональних залежностей $\Delta b, S, P = f(\varepsilon, t_B, t_3)$, план експерименту передбачав варіювання ключових параметрів наведених у табл. 2.1.

2.2.2 Температурна підготовка та контроль

Нагрівання заготовок до заданих температур здійснювали в лабораторній електропечі (муфельна піч ШВГ 165 × 100 × 175, до 1200 °С, Mod. 51/S, Konrad, ФРН) (рис. 2.7). Конструкція печі забезпечує рівномірне прогрівання зразків у робочому просторі.



а



б

Рисунок 2.7 – Муфельна піч ШВГ 165×100×175, до 1200 °С, Mod. 51/S, Konrad (ФРН): а – загальний вигляд; б – робоча камера печі під час завантаження заготовки

Для компенсації теплових втрат (охолодження заготовки) під час її транспортування від печі до осередку деформації застосовували технологічне випередження: заготовку перегрівали на 10 °С понад запланованої температуру прокатування [35,46,90].

Контроль температурного режиму печі здійснювали за допомогою мілівольметра (термопарного вимірювального приладу МР-64-02), з'єданого з хромель-алюмелевою термопарою (рис. 2.8 а). Контроль фактичної температури валків і поверхні заготовок (перед подачою у валки та після виходу з них) вимірювали за допомогою тепловізора (рис. 2.8 б).



Рисунок 2.8а – Термопарний вимірювальний прилад MP-64-02 для контролю температури



Рисунок 2.8б – Тепловізор Flir E4 для вимірювання температури валків

2.2.3 Дослідження формозмінення та кінематичних параметрів

Гаряче прокатування здійснювали з постійною частотою обертання валків 12 об/хв. Геометричні розміри зразків до та після прокатування контролювали за допомогою цифрового штангенциркуля та лазерного мікрометра. Коефіцієнти витяжки визначали поетапно на окремих переходах.

Абсолютне зменшення висоти Δh та абсолютне розширення Δb розраховували за класичними формулами [19,93]:

$$\Delta h = h_0 - h_1 \quad (2.13)$$

$$\Delta b = b_1 - b_0 \quad (2.14)$$

де h_0, b_0 – висота та ширина заготовки до прокатування, мм;

h_1, b_1 – висота та ширина заготовки після прокатування, мм.

Для оцінки кінематики течії металу, випередження S , на поверхню валків і заготовки наносили кернові позначки[90,92]. Відстань між відбитками вимірювали за допомогою цифрового інструментального мікроскопа з точністю позиціонування до 2 мкм. Значення випередження обчислювали за формулою [90,93]:

$$S = \frac{l_1 - l_2}{l_2} \cdot 100\% \quad (2.15)$$

де l_1 – відстань між відбитками на прокатаній заготовці, мм;

l_2 – відстань між відбитками кернів на поверхні валка (довжина дуги), мм.

Контактні умови тертя оцінювали на основі експериментальних даних випередження та кута захвату [90,92,93]. Для пари «гарячий алюмінієвий сплав – сталевий валок» в умовах підвищеної адгезії коефіцієнт тертя фіксувався на рівні, близькому до умов гальмування течії.

2.2.4 Реєстрація енергосилових параметрів

Для вимірювання зусилля (тиску металу на валки) обладнання було оснащено тензорезисторними датчиками сили НВМ. Електричний сигнал із тензодатчиків через аналого-цифровий перетворювач передавався на ПК для запису осцилограм процесу.

Для оцінки ефективності підігріву інструменту було введено показник відносного тиску ($P_{\text{відн}}$), який демонструє кратність зниження зусиль порівняно з холодною обробкою [90-92]:

$$P_{\text{відн}} = 1 - \frac{P_0 - P_1}{P_0}, \quad (2.16)$$

де P_1 – тиск металу під час прокатування за підвищеної температури (200–450 °С), МПа;

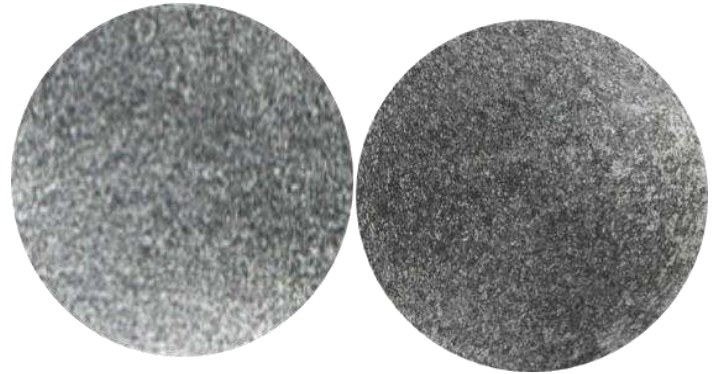
P_{20} – тиск металу на валки за кімнатної температури (20 °С), МПа.

2.2.5 Металографічні дослідження

Мікроструктурний аналіз металу до та після деформування виконували з використанням оптичного металографічного мікроскопа ЛОМО МЕТАМ Р-1 (рис. 2.9 а) [96].



а



б

Рисунок 2.9 – Робота з деталю: а – еталографічний оптичний мікроскоп ЛОМО МЕТАМ Р-1; б – макроструктура поперечного перерізу заготовки сплаву АК6, до і після прокатування

Дослідження проводили у відбитому світлі за збільшення 50–500× [96]. У разі потреби більш детального аналізу морфології поверхні зламів та локального елементного складу використовували сканувальний електронний мікроскоп (SEM) із системою енергодисперсійного аналізу (EDS) [97]. Комплексна оцінка макро- та мікроструктури дозволила підтвердити суцільність металу та відсутність внутрішніх дефектів після прокатування (рис. 2.9 б) [61].

2.3 Експериментальна установка для гарячого прокатування з підгрівом інструменту

Для фізичного моделювання процесу прокатування алюмінієвих заготовок, визначення термомеханічних характеристик та перевірки

розроблених теоретичних моделей було спроектовано та виготовлено спеціалізовану експериментальну установку (рис. 2.10).



а



б

Рисунок 2.10 – Експериментальна установка для прокатування з підігрівом інструменту: а – загальний вигляд; б – фрагмент роботи газових пальників

Основні технічні характеристики експериментальної установки:

- Номінальне зусилля прокатування – 20 кН;
- Міжосьова відстань валків – 160 мм (із можливістю регулювання зазору комплектом каліброваних прокладок у діапазоні 0,5–2,0 мм);
- Частота обертання валків – 12–60 об/хв (безступеневе регулювання);
- Габарити посадкового місця інструменту – діаметр 80 мм;
- Тип нагріву інструменту – газополуменевий (система пальників);
- Максимальна робоча температура інструменту – до 500 °С.

Кінематичну схему обладнання (рис. 2.11) реалізовано за принципом двоопорних ковальських вальців [6,7]. Таке компонування забезпечує високу жорсткість устаткування та стабільність міжосьової відстані під час пікових навантажень [7].

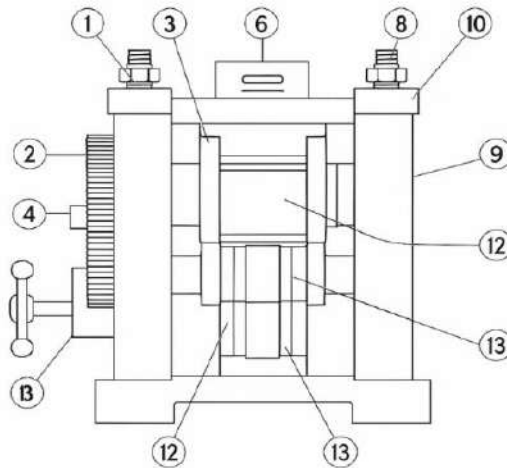


Рисунок 2.11 – Кінематична схема експериментальної установки:

1 – шліцьове з'єднання; 2 – привідна муфта; 3 – станина (ліва стійка); 4 – стяжна планка корпусу підшипника; 5 – нерухома шайба; 6 – верхній валок; 7 – рухома шайба; 8 – з'єднання; 9 – теплоізоляційні азбоцементні плити; 10 – штуцери системи водяного охолодження; 11 – нижній приводний валок; 12 – передня проводка (напрямний пристрій); 13 – калібри

Примітка: Новизна та конструктивні рішення установки підтверджені свідоцтвом про реєстрацію авторського права № 142125 від 29.01.2026 р [98]

Зварний корпус станини (3) поєднує основу та дві вертикальні стійки з пазами для монтажу чотирьох блоків підшипників ковзання, які жорстко фіксуються стяжними планками (4). У підшипникових вузлах обертаються верхній (6) та нижній приводний (11) валки. Нижній валок з'єднано з електроприводом через шліцьову муфту (1, 2) і кінематично синхронізовано з верхнім валком за допомогою зубчастої передачі з передавальним відношенням 1:1. Формоутворювальний інструмент – валок з клібром (13), який – надійно зафіксовано між нерухомою (5) та рухомою (7) шайбами.

Подавання нагрітих заготовок у робочі калібри та їхнє кантування на 90° під час переходів між струмками забезпечує передня проводка (12). Операції подавання здійснюють за допомогою спеціалізованих кліщів, губки яких копіюють рельєф профілю для запобігання пошкодженню гарячого алюмінію.

Ключовою особливістю розробленої установки є наявність інтегрованого нагрівального вузла, розташованого на тильному боці станини. Вузол складається з лінійки газових пальників, які забезпечують спрямований локальний підігрів обертових вальцювальних штампів (до 350–450 °С). Робоча камера нагрівача сконструйована таким чином, що заготовка може перебувати в ній між проходами, функціонуючи як термостат і компенсуючи неминучі тепловтрати. Контроль і реєстрацію температурних полів здійснюють за допомогою комплексу датчиків із виведенням даних на реєструвальний прилад (КСП-4).

Для запобігання критичному перегріванню та заклинюванню опорних вузлів від тепла, що передається від нагрітих валків, корпуси підшипників ізолювано азбоцементними плитами (9) та оснащено внутрішніми каналами для безперервної циркуляції проточної води через штуцери (10).

Таке апаратне забезпечення дозволяє відтворювати умови прокатування, наближені до ізотермічних, і формує надійну базу для отримання масиву експериментальних даних щодо енергосилових параметрів і кінематики течії алюмінієвих сплавів [35,46,90-92].

2.4. Експериментальне дослідження закономірностей формозмінення матеріалу та енергосилових параметрів при прокатуванні алюмінієвих сплавів у гладких валках

2.4.1. Дослідження показника розширення та енергосилових параметрів при прокатуванні в гладких валках

У процесі гарячого прокатування разом зі зменшенням висоти (Δh) і видовженням заготовки виникає поперечна пластична течія металу – абсолютне розширення (Δb) [19,93,99]. Інтенсивне розширення зумовлює появу по краях профілю значних розтягувальних напружень, що підвищує

ризик тріщиноутворення та обмежує максимально досягну витяжку за один прохід [93,99].

Для класичних умов прокатування (без підігріву валків) фундаментальні закономірності розширення детально досліджено в працях О. С. Скрябіна [19]. Аналіз базових експериментальних даних (рис. 2.12, 2.13) показує, що за незмінних умов, збільшення ступеня деформації призводить до зростання як абсолютного, так і відносного розширення [9,35,99].

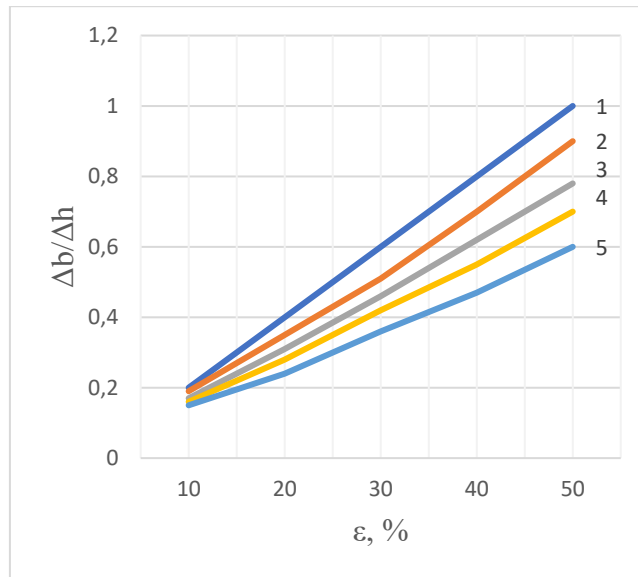


Рисунок 2.12 – Залежність показника розширення $\Delta b/\Delta h$ від ступеня деформації під час прокатування заготовок різного діаметра в гладких валках

Водночас для заготовок більшого початкового діаметра значення Δb є меншим [55], що пояснюється дією правила найменшого опору: зі збільшенням діаметра зростає відношення ширини осередку деформації до його довжини, що посилює вплив поперечних сил контактної тертя, які стримують бокову течію металу[99,100].

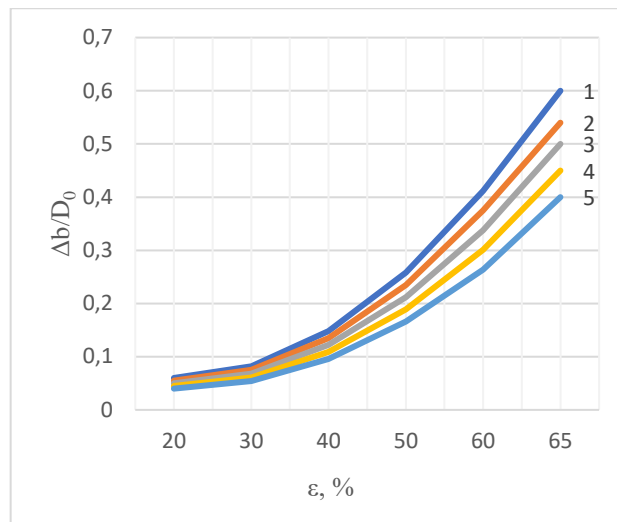


Рисунок 2.13 – Залежність відносного розширення $\Delta b/D_0$ від ступеня деформації під час прокатування заготовок різного діаметра в гладких валках [55]

Збільшення діаметра робочих валків D (рис. 2.14) також призводить до зростання показника розширення Δb . Це зумовлено тим, що за більшого D збільшується довжина дуги захоплення та осередку деформації загалом (орієнтовно $l \sim R \Delta h$, де $R=D/2$) [51]. Відповідно, зростають сумарні сили тертя, спрямовані проти напрямку прокатування. Гальмування поздовжньої течії металу змушує його інтенсивніше зміщуватися в поперечному напрямку (у бік вільних поверхонь).

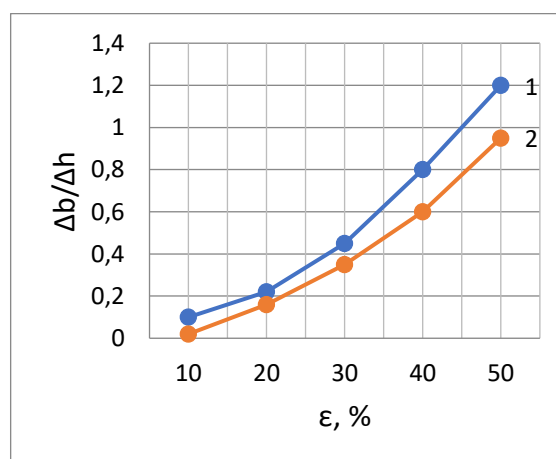


Рисунок 2.14 – Вплив діаметра валків на показник розширення $\Delta b/\Delta h$ під час прокатування заготовок у гладких валках [84]:

1– діаметр валків 260мм, частота обертання валків 26 хв^{-1} ;

2 – діаметр валків 160мм, частота обертання валків 12 хв^{-1} ;

Враховуючи, що наявні емпіричні формули (Зібеля, Бахтінова, Целікова) розроблялися переважно для сталей, розрахункові значення розширення для алюмінієвих сплавів часто мають значну похибку [93,99]. Найвищу кореляцію з експериментальними даними для алюмінію демонструє модель О. С. Скрябіна [55]:

$$\frac{\Delta b}{\Delta h} = C_{\text{BH}} \left(2 \sqrt{\frac{R}{\Delta h}} - \frac{1}{f} \right) \left[0,138 \left(\frac{\Delta h}{h_0} \right)^2 + 0,323 \frac{\Delta h}{h_0} \right], \quad (2.17)$$

$$C_{\text{BH}} = 1,34 \left(\frac{b_0}{\sqrt{R\Delta h}} - 0,15 \right) l^{0,15 - \frac{b_0}{\sqrt{R\Delta h}}},$$

де l – довжина осередку деформації, мм.

На основі цього підходу шляхом мінімізації суми квадратів відхилень було визначено емпіричні коефіцієнти $a_1=5,64$, $a_2=3,31$, $a_3=0,70$ та запропоновано адаптовану математичну модель для прогнозування розширення алюмінієвих сплавів (на прикладі АК6) [90-92]:

$$\frac{\frac{\Delta b}{\Delta h}}{C_{\text{BH}} \left(2 \sqrt{\frac{R}{\Delta h}} - \frac{1}{f} \right)} = a_1 \left(\frac{\Delta h}{h_0} \right)^2 + a_2 \left(\frac{\Delta h}{h_0} \right) + a_3, \quad (2.18)$$

$$\Delta b/\Delta h = C_{\text{BH}} \sqrt{\left(\frac{R}{\Delta h} \right) - 1/f} \left[5,64 \left(\frac{\Delta h}{h_0} \right)^2 - 3,31 \left(\frac{\Delta h}{h_0} \right) + 0,7 \right] \quad (2.19)$$

Контрольні розрахунки показали, що розбіжність між прогнозованими за формулою (2.3) та експериментальними значеннями відносного розширення для круглих заготовок зі сплаву АК6 ($\text{Ø}20\text{--}40$ мм) не перевищує 4 % [58]. Тому формулу (2.3) доцільно застосовувати для розрахунку калібрування за гарячої деформації алюмінієвих сплавів.

Для встановлення закономірностей прокатування в умовах керованого теплового балансу було проведено серію експериментів на спроектованій установці (див. підрозділ 2.3). Заготовки зі сплаву АК6 ($\text{Ø}16, 18, 20, 25$ мм), нагріті до 450 °С, прокатували в гладких валках за ступенів обтиснення 30, 40,

50 %. Температуру валків послідовно змінювали в діапазоні 20, 50, 100, 150, 200, 250, 300, 350, 400, 450 °С.

Результати вимірювання абсолютного розширення (Δb) наведено в табл. 2.9 та на рис. 2.15.

Таблиця 2.9

**Значення абсолютного розширення Δb (мм) для заготовок $\varnothing 18$ мм
залежно від ступеня деформації ε та температури валків t_b**

Ступінь деформації, ε	Розширення Δb при $t_b=20$ °С	Розширення Δb при $t_b=250$ °С	Розширення Δb при $t_b=450$ °С
30%	2,856	2,086	1,708
40%	4,200	3,640	3,300
50%	5,880	5,200	4,650

Виявлено принципово важливу закономірність: підвищення температури інструменту призводить до значного зменшення розширення металу [91].

За використання холодних валків ($t_b = 20^\circ\text{C}$) відбувається швидке охолодження поверхневих шарів гарячої алюмінієвої заготовки, їхній опір деформації стрімко зростає. Зміцнений приповерхневий шар блокує поздовжнє видовження, змушуючи гарячі внутрішні об'єми металу інтенсивно витискатися вбік. Усунення температурного градієнта (нагрівання валків до 250–450 °С) вирівнює пластичність по всьому перерізу, знижує контактне тертя та стимулює рівномірне видовження заготовки вздовж осі прокатування, мінімізуючи боковий плин. Підвищення температури валків з 20 до 450 °С дозволяє зменшити розширення на 22–40 % залежно від ступеня обтиснення [92].

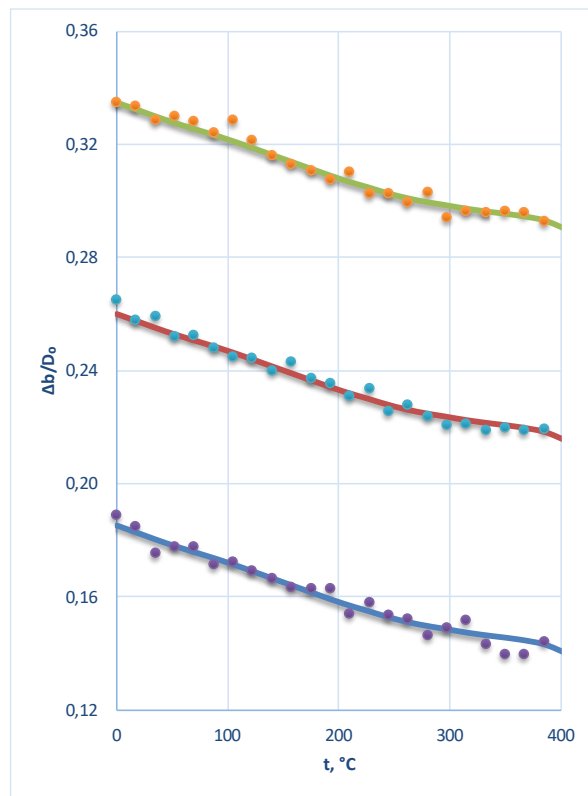


Рисунок 2.15 – Залежність розширення від ступеня деформації та температури нагрівання валків (за $t_3 = 450^\circ\text{C}$)

Зміна термомеханічних умов на контакті критично впливає і на енергосилові параметри процесу (табл. 2.10) [90]. Відносний тиск металу на валки ($P_{\text{відн}}$) закономірно падає зі зростанням температури інструменту.

Аналіз динаміки зниження зусиль (рис. 2.16, 2.17) свідчить, що найінтенсивніше падіння тиску (до 62 % порівняно з холодною обробкою) спостерігається в інтервалі нагріву валків від 20 до 300 $^\circ\text{C}$. Подальше підвищення температури інструменту (понад 350 $^\circ\text{C}$) призводить до стабілізації значень $P_{\text{відн}}$ [90].

Значення відносного тиску $P_{\text{відн}}$ залежно від температури валків $t_{\text{в}}$ та ступеня деформації ε

$t_{\text{в}}, ^\circ\text{C}$	$P_{\text{відн}} (\varepsilon=30\%)$	$P_{\text{відн}} (\varepsilon=40\%)$	$P_{\text{відн}} (\varepsilon=50\%)$
20	0,4000	0,5083	0,6664
250	0,2498	0,2747	0,3000
300	0,2365	0,2498	0,2664
350	0,2232	0,2415	0,2581
400	0,2166	0,2365	0,2548
450	0,2133	0,2365	0,2548

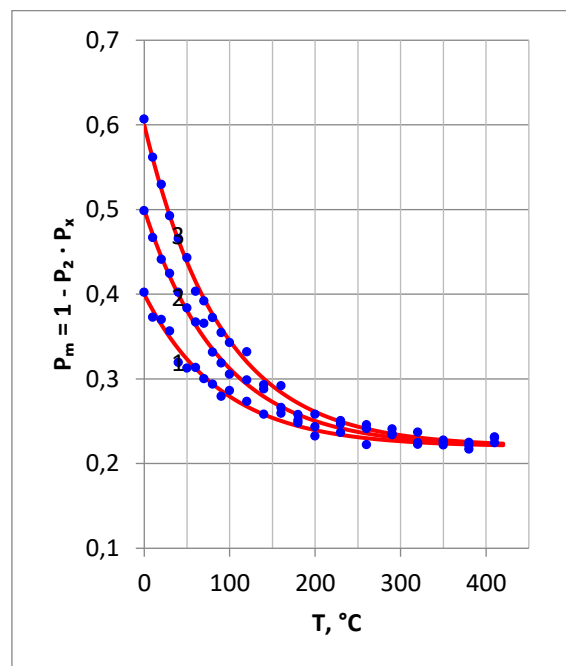


Рисунок 2.16. – Залежність відносного тиску металу на валки від температури їх нагрівання та ступеня деформації (за $t_3 = 450^\circ\text{C}$)

З огляду на це, нагрівання прокатних валків понад 350°C є технологічно недоцільним: воно не дає суттєвого виграшу в зусиллях, проте призводить до невиправданих енерговитрат, пришвидшеної термічної деградації технологічного мастила та ризику відпуску інструментальної сталі валків. Цей

емпіричний висновок повністю підтверджує результати чисельного моделювання, наведені в Розділі 3.

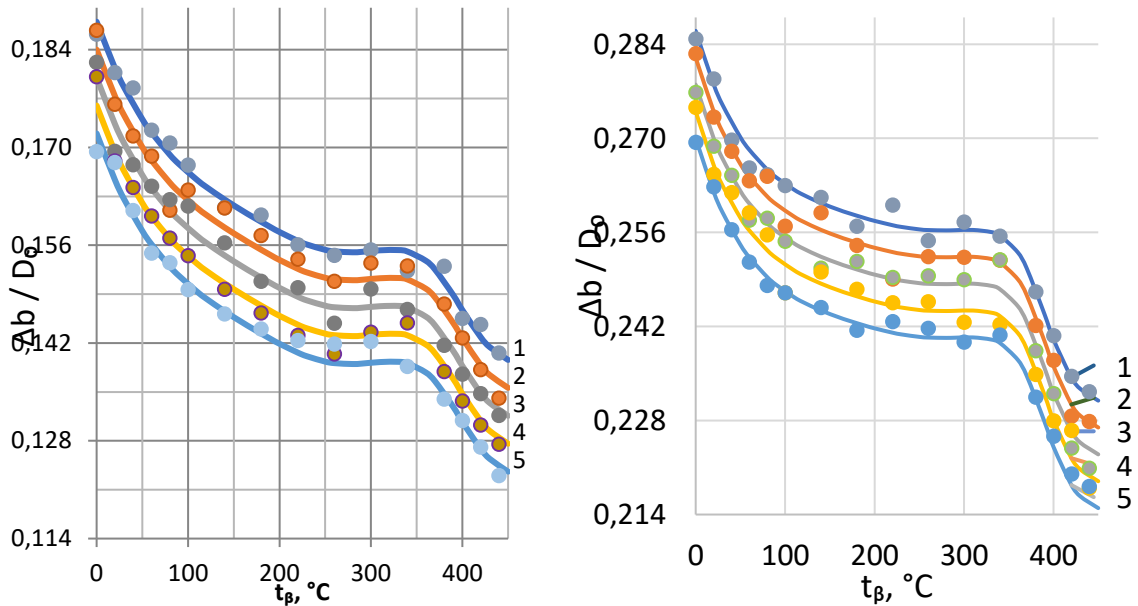


Рисунок 2.17 – Залежність розширення від температури нагрівання заготовок і валків: а – за ступеня деформації $\varepsilon = 30\%$; б – за ступеня деформації $\varepsilon = 40\%$

Комплексні дослідження макроструктури (рис. 2.18) підтвердили відсутність внутрішніх дефектів (розшарувань, тріщин) та рівномірність пропрацювання металу за визначених оптимальних температурних режимів.

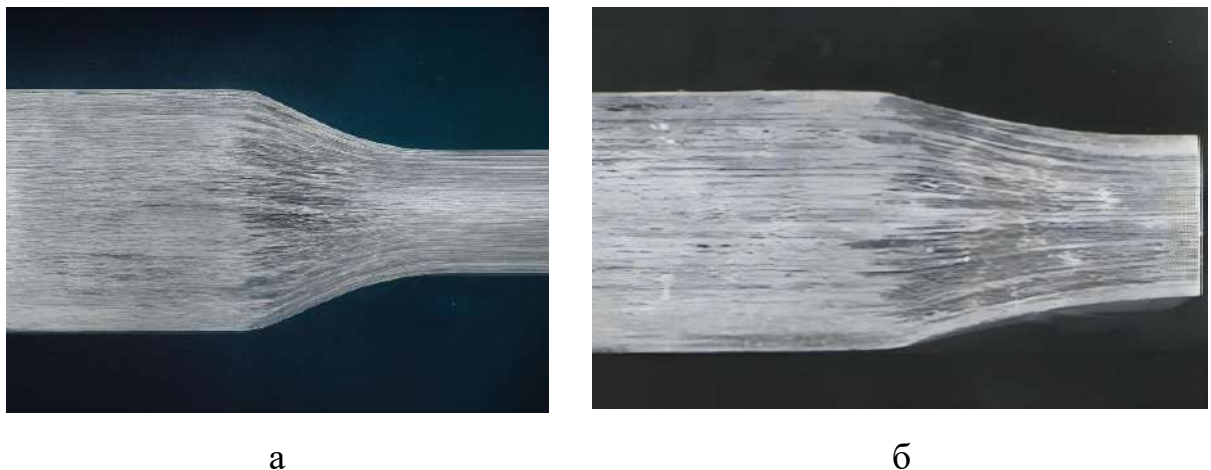


Рисунок 2.18 – Макроструктура поздовжніх перерізів прокатаних заготовок (сплав АК6, $\text{Ø}25 \times 200$ мм, $t_3 = t_B = 450^\circ\text{C}$: а – $\varepsilon = 30\%$; б – $\varepsilon = 40\%$)

2.4.2 Дослідження кінематики течії металу (випередження) під час гарячого прокатування

Випередження (S) є найважливішою кінематичною характеристикою процесу прокатування [93,101]. Воно визначає перевищення швидкості виходу металу над окружною швидкістю робочих валків. Точне визначення випередження є критично необхідним етапом під час калібрування інструменту для профілів зі змінним перерізом уздовж осі (зокрема, деталі типу «Колодка»). Помилка в прогнозуванні S призводить до невідповідності фактичної довжини заготовки між формувальними елементами валка, що унеможлиблює точне заповнення наступних ділянок калібру. [90,92,101]

Для оцінювання випередження за традиційною схемою деформування базові закономірності досліджено в працях Скрябіна О. С. [9,35,46]. Аналіз цих даних (рис. 2.19) підтверджує класичні положення: зі збільшенням ступеня деформації випередження зростає (через збільшення об'єму металу, що витискається в зоні випередження), а зі зростанням температури самої заготовки – зменшується, що пов'язано зі зменшенням коефіцієнта контактної тертя [35,90].

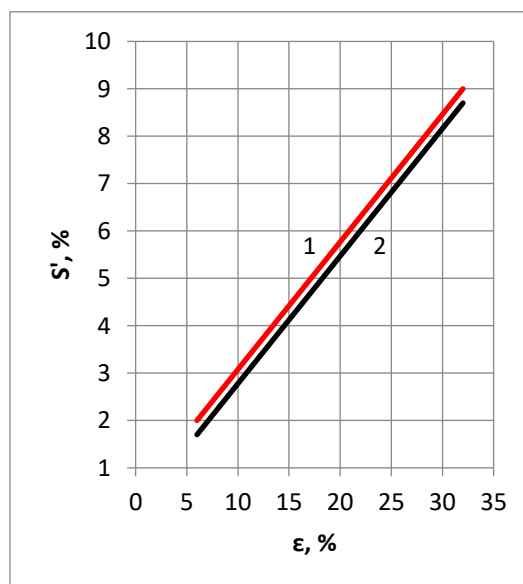


Рисунок 2.19 – Залежність випередження від ступеня деформації та температури заготовок у гладких валках

Вплив геометричного фактора є також показовим (рис. 2.20). Зі збільшенням початкового діаметра заготовки (за фіксованої деформації $\epsilon = 30\%$) випередження лінійно зростає, після чого темп зростання уповільнюється. Ця тенденція є дзеркальним відображенням процесу розширення: більший діаметр стримує поперечний плин металу, що, згідно із законом сталості об'єму, змушує метал інтенсивніше переміщуватися в поздовжньому напрямку.

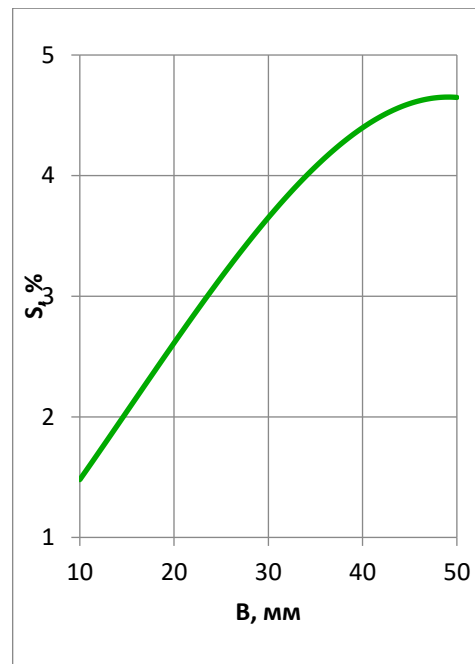


Рисунок 2.20 – Залежність випередження від початкових розмірів заготовки $\epsilon = 30\%$

Водночас збільшення початкової висоти прямокутної заготовки (рис. 2.21) за однакового ступеня деформації призводить до зниження випередження, оскільки відносна частка контактних шарів металу (які безпосередньо прискорюються тертям) зменшується відносно всього деформованого об'єму.

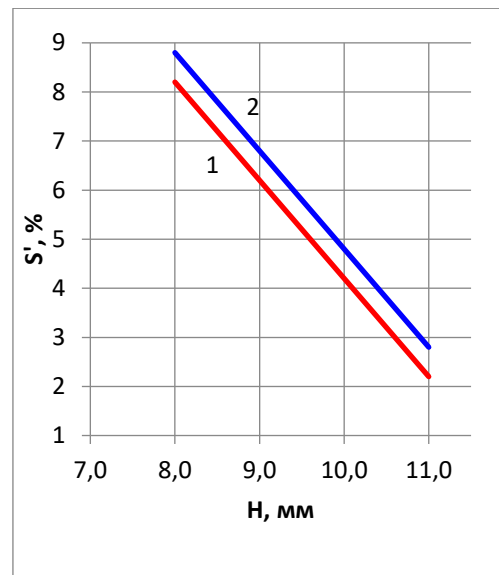


Рисунок 2.21 – Залежність випередження від висоти заготовки за різних температур прокатування

Для з'ясування кінематики течії металу в умовах керованого теплового балансу на експериментальній установці було прокатано серію заготовок зі сплаву АК6 ($t_z = 450$ °C). Температуру валків дискретно підвищували від 20 до 450 °C.

Отримані експериментальні дані (табл. 2.11, рис. 2.22) свідчать, що підвищення температури інструменту призводить до закономірного зростання випередження.

Таблиця 2.11

Значення випередження S (%) залежно від ступеня деформації ε та температури нагрівання валків t_v (за $t_z = 450$ °C)

Ступінь деформації, ε	S при $t_v=20$ °C	S при $t_v=250$ °C	S при $t_v=450$ °C
$\varepsilon= 30$ %	3,10	3,54	4,55
$\varepsilon= 40$ %	4,55	5,30	6,20
$\varepsilon= 50$ %	5,59	6,29	7,20

Підвищення температури валків та штампів з 20 до 250 °С збільшує випередження в середньому на 12–16 %. Подальше нагрівання до 450 °С дає загальний приріст випередження до 28–46 % порівняно з холодною обробкою.

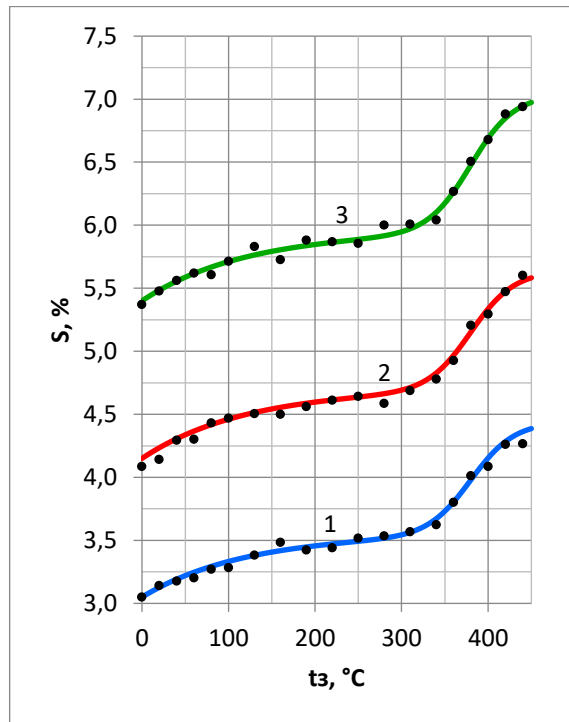


Рисунок 2.22 – Залежність випередження від ступеня деформації та температури нагрівання валків (ступінь деформації: 1 - 30 %; 2 - 40 %; 3 - 50%; температура нагріву заготовок 450 °С)

З позицій класичної теорії прокатування цей результат може здатися суперечливим, оскільки зниження контактного тертя за рахунок нагрівання інструменту мало б зменшувати випередження [19,93,101]. Проте в умовах гарячого деформування алюмінієвих сплавів доміантним стає інший фізичний механізм, пов'язаний із перерозподілом об'ємів металу [22,35].

Як було встановлено в підрозділі 2.4.1, усунення температурного показника завдяки нагріванню валків усуває поверхневу жорстку зону і суттєво зменшує поперечне розширення металу (Δb) [23,91]. Відповідно до закону сталості об'єму, метал, який більше не витискається в поперечному напрямку, спрямовується вздовж осі прокатування, що призводить до збільшення витяжки та різкого зростання випередження [19,99,101].

Деталізовані графіки (рис. 2.23 а, б) підтверджують, що виявлена закономірність зберігається для всього дослідженого спектра початкових температур заготовки.

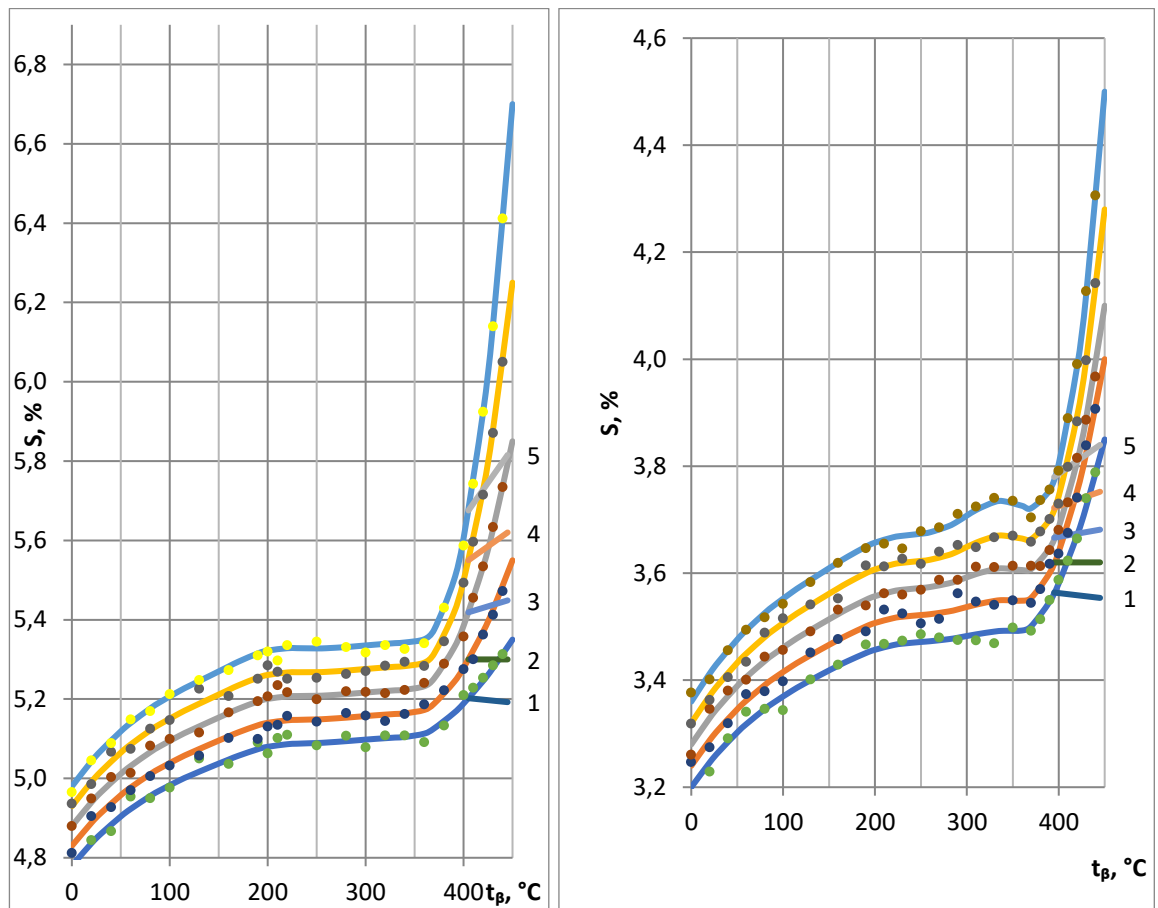


Рисунок 2.23. – Залежність випередження від температури нагрівання валків для різних початкових температур заготовки: а – за $\varepsilon = 30\%$; б – за $\varepsilon = 40\%$
1 - 150°C; 2 - 200°C; 3 - 300°C; 4 - 350°C; 5 - 450°C

В інтервалі нагрівання валків 200–350 °C спостерігається зона відносної кінематичної стабільності, де зміна випередження уповільнюється. З технологічної точки зору це підтверджує раніше зроблений висновок: підтримання температури інструменту на рівні 250–350 °C забезпечує найбільш стабільні та прогнозовані умови перебігу процесу прокатування, що є ключовим фактором для стабільного заповнення складнопрофільних калібрів.

2.5 Експериментальне дослідження прокатування складнопрофільних деталей при різних температурних режимах

Проблема виготовлення довгомірних профілів складного поперечного перерізу з алюмінієвих сплавів є вкрай актуальною для сучасного машинобудування, а також виробництва безпілотних авіаційних комплексів (БпАК), що на часі є актуальним [31,72]. Традиційно такі профілі отримують методом гарячого пресування на потужних горизонтальних гідравлічних пресах або фрезеруванням із суцільної плити [24,57,72]. Обидва підходи в умовах дрібносерійного виробництва пов'язані з колосальними фінансовими витратами та низьким коефіцієнтом використання металу [57,103].

Нами була розроблена класифікація заготовок складного поперечного перерізу та згруповано за складністю виготовлення (рис. 2.24).

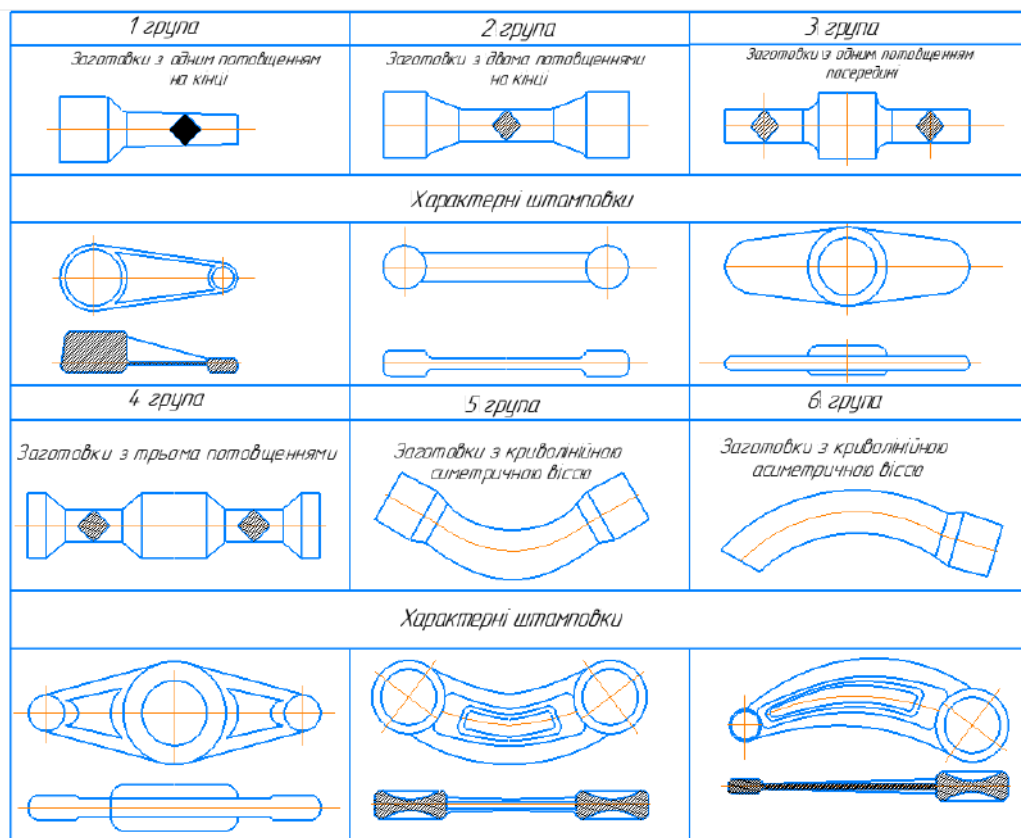


Рисунок 2.24 – Типові представники заготовок складного поперечного перерізу

Альтернативним, ресурсоощадним методом є профільне прокатування (вальцювання) [37,38,85]. Проте огляд спеціалізованої літератури показав практичну відсутність рекомендацій щодо калібрування та температурних режимів вальцювання асиметричних профілів із високоміцних алюмінієвих сплавів, що зумовлює необхідність проведення експериментів [85,86].

Об'єктом дослідження обрано асиметричний профіль «Колодка парна 8-8», виготовлений зі сплаву АК6 (рис. 2.25). Вихідними заготовками слугували бруски прямокутного перерізу розміром 8×30×200 мм.

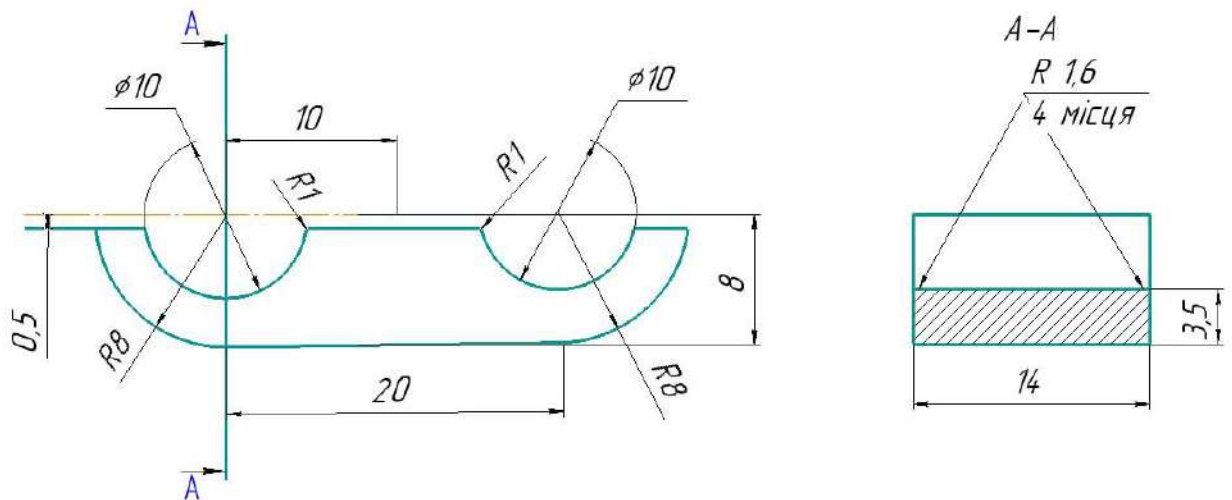
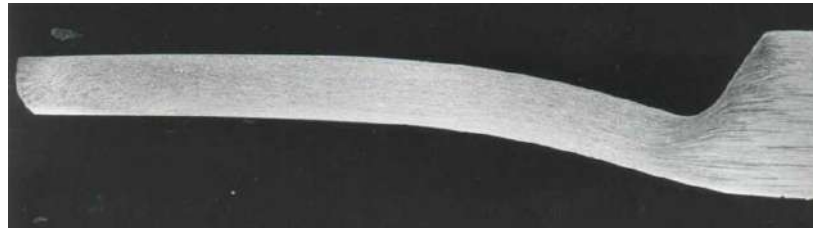


Рисунок 2.25 – Модель деталі «Колодка парна 8-8»

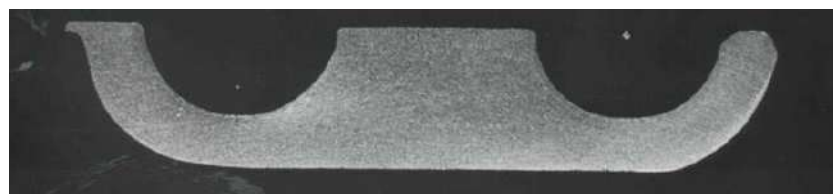
Експерименти проводили на розробленій дослідній установці (діаметр валків 160 мм, частота обертання 12 об/хв). На основі попередніх реологічних досліджень та результатів чисельного моделювання (див. Розділ 3) для забезпечення оптимальної пластичності було обрано ізотермічний режим деформування: температура нагрівання заготовок і робочих валків становила 250°C [35,46, 90-92].

На першому етапі було досліджено можливість отримання готового профілю за один прохід у чистовому калібрі. Експерименти виявили незадовільний результат (рис. 2.26).

Фізична причина утворення цих дефектів полягає в надмірному об'ємі металу, який необхідно перерозподілити в поперечному напрямку за один цикл [37,99]. Сили контактної тертя виявилися недостатніми для заштовхування металу у чистовий калібр, що призвело до незаповнення (рис. 2.26, б) [19,101]. Окрім того, асиметрія профілю спричинила нерівномірність випередження по ширині калібру, що стало причиною поздовжнього вигину деталі (рис. 2.26, а) [85,86,90].



а



б

Рисунок 2.26 – Дефекти формоутворення під час спроби однопрохідного прокатування профілю: а – поздовжній вигин (серповидність) деталі;
б – незаповнення глибоких порожнин (ребер) калібру

Для усунення цих явищ було застосовано двоперехідну схему калібрування: «передчистовий калібр, чистовий калібр». Сумарний коефіцієнт витяжки становив $\mu_{\Sigma} = 2,82$ (де витяжка у передчистовому калібрі $\mu_1 = 1,92$, у чистовому $\mu_2 = 1,46$). Поперечний переріз двоперехідного калібрування наведено на рис. 2.27.

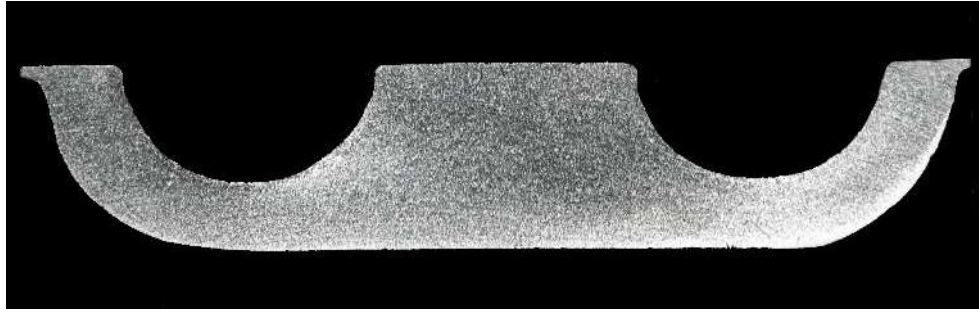


Рисунок 2.27 – Поперечний переріз двохперехідного калібрування (передчистового та чистового струмків) для профілю «Колодка парна 8-8»

Застосування передчистового калібру дозволило попередньо перерозподілити маси металу наближено до контуру готової деталі, що забезпечило стабільне та повне заповнення чистового струмка під час другого проходу [37,38,85]. Візуальний огляд та аналіз макроструктури кінцевої деталі (рис. 2.28) підтвердили відсутність утяжок, затисків та макротріщин. Метал характеризується однорідною дрібнозернистою макроструктурою по всьому перерізу деформованої частини.

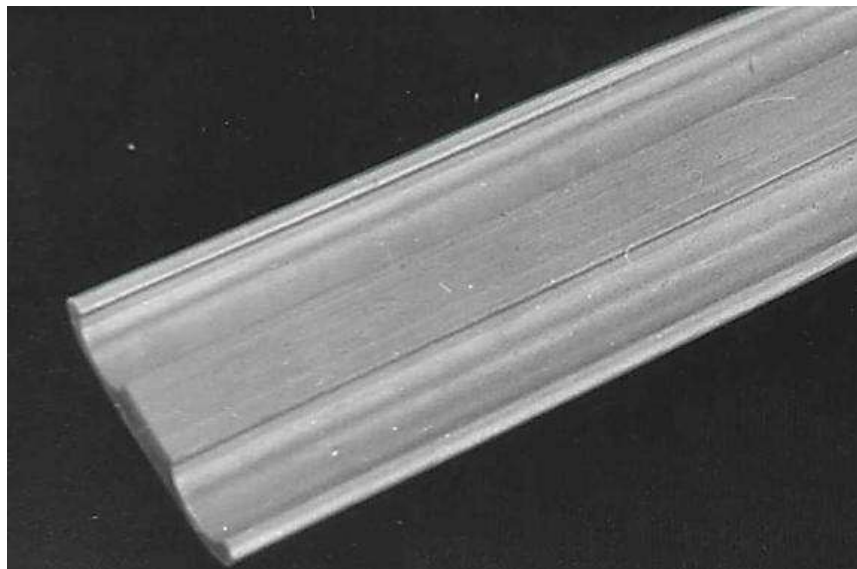


Рисунок 2.28 – Зовнішній вигляд кінцевої деталі «Колодка парна 8-8», отриманої за двоперехідною схемою в умовах підігріву валків ($t_b = 250$)

Ключовою перевагою реалізованого методу є зниження енергосилових параметрів процесу завдяки температурній стабілізації осередку деформації [37,85].

У табл. 2.12 наведено порівняння параметрів розробленого процесу з класичним обладнанням, яке традиційно використовується для холодного або з нагрівом заготовки прокатування подібних профілів.

Дані табл. 2.12 переконливо доводять: завдяки нагріванню валків до 250 °С опір деформації сплаву АК6 знижується настільки, що інтенсивне формозмінення складного профілю можна здійснювати на малогабаритному обладнанні з потужністю приводу лише 7 кВт. За традиційної технології (контакт із холодними валками 20 °С) миттєве поверхнєве охолодження металу вимагає застосування масивних вальців типу С1335 (80 кВт) та екстремального перегріву заготовки до 470 °С, що суттєво підвищує ризик перепалу сплаву.

Таблиця 2.12

Порівняльна характеристика обладнання

№	Параметр	Промислові кувальні вальці С1335 (традиційна технологія)	Експериментальна установка з підгрівом валків (запропонована)
1	Потужність приводу, кВт	80	7
2	Частота обертання валків, об/хв	26	12
3	Діаметр валків, мм	320	160
4	Температура заготовки, °С	470	250
5	Температура валків, °С	20 (без підгріву)	250

Отже, експериментально доведено, що двоперехідне профільне прокатування заготовок з алюмінієвих сплавів в умовах підгріву робочого інструменту є економічно доцільним та технологічно надійним методом. Він гарантує високу якість заповнення складнопрофільних калібрів, усунення температурного градієнта та багаторазове зниження енергоємності процесу [35,46,90-92].

У порівнянні з промисловими кувальними вальцями С1335 (традиційна технологія), для отримання готової деталі з нагрівом заготовки до 470 °С та температурою валків 20°С, у роботах [35,37] описано, що потрібно три переходи черновий-передчистовий-чистовий, після кожного з них зняття облою і зачистки. Що супроводжується значними втратами самого матеріалу.

2.6. Особливості гарячого деформування важкодеформівного сплаву Д16, армованого ниткоподібними кристалами SiC

За методикою, описаною в п. 2.1, проведено серію експериментів із дослідження пластичності алюмінієвого сплаву на основі сплаву Д16, зміцненого дискретними волокнами (ниткоподібними кристалами) карбїду кремнію (SiC) [104,105]. Використання армованих матеріалів висуває особливі вимоги до термомеханічного режиму через високу неоднорідність НДС на мікрорівні та схильність до крихкого руйнування матриці при охолодженні [106].

Експерименти проводили на заготовках $\varnothing 16 \times 200$ мм при температурі нагріву $t_3 = 460$ °С зі ступенями обтиснення $\epsilon = 30, 40, 50$ %. Температуру валків змінювали від 20 до 450 °С.

Аналіз результатів деформування:

1. Режим «холодного» інструменту ($t_b = 20$ °С): При коефіцієнті витяжки 1,45 зафіксовано макроскопічне руйнування заготовки у формі глибокого розшарування як у поздовжньому, так і в поперечному напрямках (рис. 2.27, а). Оскільки металографічний аналіз підтвердив відповідність вихідної структури технічним вимогам, причиною руйнування визнано критичний температурний показник.[105]. Контакт гарячої заготовки з холодними валками призвів до різкого зниження температури поверхневих шарів, які в умовах низької пластичності армованої матриці не витримали деформаційних напружень [106].

2. Режим проміжного нагріву ($t_B = 200 - 250 \text{ }^\circ\text{C}$): Підвищення температури інструменту до $200 \text{ }^\circ\text{C}$ дозволило усунути розшарування, проте спричинило появу численних поверхневих тріщин (довжиною до 17 мм). При $t_B = 250 \text{ }^\circ\text{C}$ розміри тріщин зменшилися до 2–9 мм, а їх локалізація змістилася до торцевих зон. Характерною особливістю стало стійке переповнення калібру (до 3,6 мм на бік), що свідчить про ускладнене поздовжнє видовження армованого матеріалу [64,65].

3. Режим підігріву ($t_B = 350 - 450 \text{ }^\circ\text{C}$): У цьому діапазоні температур інструменту макроструктурні дефекти та тріщини були повністю усунуті. При $t_B = 450 \text{ }^\circ\text{C}$ зафіксовано найбільш якісну поверхню, а переповнення калібру стабілізувалося на мінімальному рівні (1,6–2,0 мм на бік).



Рисунок 2.29 – Характер деформування заготовок із алюмінієвого сплаву Д16+SiC при різних теплових режимах інструменту:

а – $t_B = 20^\circ\text{C}$ (макроруйнування);

б – $t_B = 200$ (формування профілю з крайовими тріщинами)

Порівняльний аналіз результатів прокатування сплаву АК6 та армованого Д16+SiC дозволяє встановити, що для останнього роль підігріву інструменту є вирішальною. Якщо для АК6 нагрів валків є засобом оптимізації зусиль, то для Д16+SiC – це необхідна умова забезпечення суцільності металу [63].

Встановлено, що присутність ниткоподібних кристалів SiC суттєво змінює баланс між видовженням та розширенням. Виявлене переповнення калібрів свідчить про те, що традиційні методики розрахунку калібрування, розроблені для звичайних алюмінієвих сплавів, не враховують підвищений опір поздовжній течії армованих систем [106]. Це вказує на необхідність адаптації геометричних параметрів калібрів (збільшення випусків та об'єму канавок) при проектуванні процесів прокатування алюмінієвих сплавів.

Висновки до розділу 2

1. Розроблено комплексну методику та створено оригінальну експериментальну установку з підігрівом інструменту. Це дозволило фізично змодельовати процес профільного прокатування алюмінієвих сплавів в умовах, наближених до ізотермічних, та отримати достовірні масиви даних щодо енергосилових і кінематичних параметрів деформування.

2. Експериментально доведено, що підігрів робочих валків усуває поверхневе охолодження заготовки, що докорінно змінює механіку пластичної течії металу. Встановлено, що підвищення температури інструменту від 20 до 450 °C дозволяє зменшити абсолютне розширення алюмінієвих заготовок на 22–40 % та знизити відносний тиск металу на валки до 62 % порівняно з холодною обробкою.

3. Виявлено закономірність зміни кінематики течії: всупереч класичним уявленням про вплив тертя, підігрів інструменту зумовлює зростання випередження (приріст становить від 12 до 46 % залежно від деформації). Це фізично пояснюється дією закону сталості об'єму – інтенсивне гальмування поперечного розширення змушує метал активніше переміщуватися у поздовжньому напрямку.

4. Оптимізовано температурний режим обробки: доведено, що в діапазоні температур нагрівання валків 250–350 °C показники розширення, тиску та випередження стабілізуються. Подальше нагрівання інструменту

(понад 350 °С) є технологічно недоцільним через відсутність суттєвого впливу на зусилля деформації та ризик невиправданих енерговитрат.

5. На прикладі складнопрофільної деталі «Колодка парна 8-8» (ДСТУ 1.11554:2009) доведено неможливість якісного формоутворення за один прохід. Обґрунтовано та реалізовано двоперехідну схему калібрування («передчистовий – чистовий калібр») при $t_b = t_3 = 250^\circ\text{C}$, яка забезпечила повне заповнення ребер без утворення утяжок і макротріщин, із формуванням однорідної дрібнозернистої структури.

6. Дослідження деформування важкодеформівного композиту Д16+SiC виявило, що підігрів валків понад 350 °С є критично необхідною умовою для запобігання крихкому макроруйнуванню (розшаруванню). Водночас зафіксоване стабільне переповнення калібрів свідчить про підвищений опір поздовжній течії, що вимагає специфічного коригування геометричних параметрів при проєктуванні оснащення.

РОЗДІЛ 3

ЧИСЕЛЬНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ ГАРЯЧОГО ПРОКАТУВАННЯ В ПРОГРАМНОМУ КОМПЛЕКСІ QFORM

Сучасним стандартом дослідження напружено-деформованого стану (НДС) у процесах обробки металів тиском є використання методів чисельного моделювання. У даній роботі моделювання процесу гарячого прокатування виконували на базі методу скінченних елементів (МСЕ) у спеціалізованому програмному комплексі QForm UK 12.0.2. Моделювання та розрахунки здійснено за академічною ліцензією, наданою Національним технічним університетом «Харківський політехнічний інститут» (додаток Е) у межах договору про співпрацю з компанією Micas Simulations.

Програмний комплекс дозволяє адекватно відтворювати термомеханічну поведінку алюмінієвих сплавів в осередку деформації, оцінювати температурні поля, кінематику течії металу та енергосилові параметри з метою оптимізації режимів підігріву інструменту та запобігання утворенню дефектів.

3.1. Принципи побудови скінченно-елементної моделі в середовищі QForm

Вихідні дані та постановка задачі. Для побудови моделі гарячого прокатування в QForm імпортували 3D-геометрію вихідної заготовки та робочого інструменту (валків або профілювальних штампів). Ключовим етапом було налаштування: задавали початкову температуру заготовки та початкову температуру інструменту (яку у дослідженнях приймали змінним параметром в діапазоні 20 –450 °С). Також визначали кінематичні параметри (частота обертання валків) і контактні умови – коефіцієнт тертя за законом Зібеля або Леванова та коефіцієнт теплопередачі на межі "інструмент-метал". За наявності площин симетрії у профілі розрахункова область скорочувалась

(наприклад, до 1/2 об'єму), що суттєво зменшує час інтегрування та підвищує стійкість моделі.

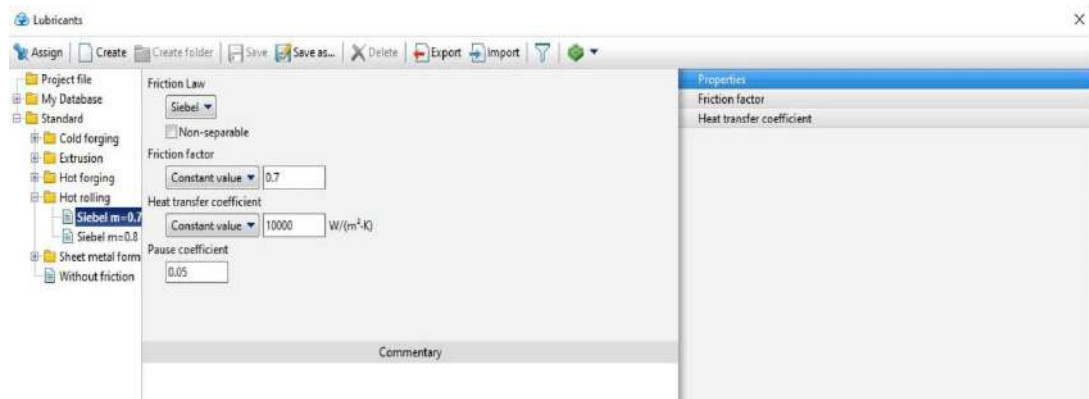


Рисунок 3.1 – Формування початкових та граничних умов задачі в QForm

Початкова стадія процесу є важливою для коректного відтворення кінематики прокатування. У моделі задавали позиціювання заготовки відносно осей обертання валків та умови первинного контакту (рис. 3.2). Модель втягувала метал в зазор силами контактної тертя без штучного "проштовхування".

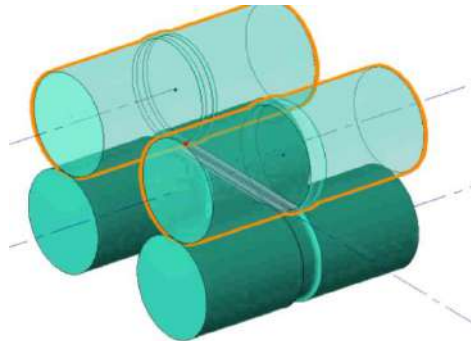


Рисунок 3.2 – Схема захоплення заготовки у валкову кліть (неусталена стадія процесу)

На рис. 3.3 наведено узагальнену схему двоетапного прокатування. У зоні контакту реалізовувалась складна зв'язана термомеханічна задача: одночасно відбувалась пластична формозміна (зменшення висоти та розширення) й інтенсивний теплообмін. Програма враховувала як тепловіддача від гарячого металу до валків, так і тепловиділення в самій заготовці внаслідок роботи пластичної деформації та контактної тертя.

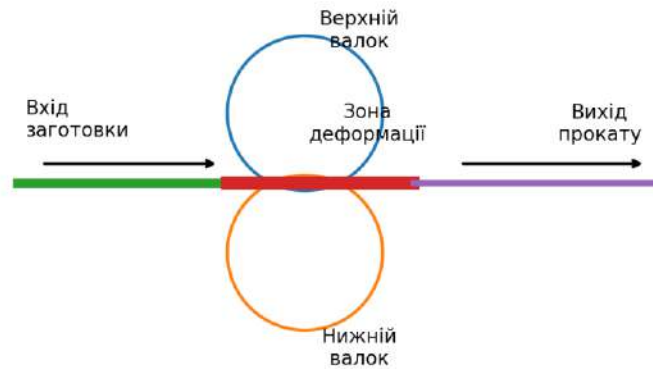


Рисунок 3.3 – Узагальнена схема гарячого прокатування (вхід заготовки, осередок деформації, вихід металу)

Розрахунок виконували з використанням об'ємної скінченно-елементної сітки (тетраедрів). Оскільки профільне прокатування супроводжувалось значними локальними деформаціями (особливо в зонах формування ребер профілю "Колодка"), у QForm використовувався алгоритм адаптивного перегеометрування (remeshing). Параметри генерації сітки, крок інтегрування за часом та критерії збіжності добирались таким чином, щоб забезпечити високу щільність елементів безпосередньо в осередку деформації при збереженні прийняттого часу розрахунку.

Після завершення розрахунку засобами постпроцесора аналізували розподіл ключових параметрів в об'ємі заготовки:

- поля температур (T , °C);
- інтенсивність деформацій (ϵ_i)
- інтенсивність напружень (σ_i , МПа);
- нормальний контактний тиск (p , МПа);
- енергосилові характеристики (зусилля прокатування P та крутний момент M).

Адекватність побудованої комп'ютерної моделі (валідацію) підтверджують шляхом зіставлення отриманих результатів із даними

фізичного експерименту (Розділ 2): за розширенням, кінематикою координатної сітки та зусиллями деформації.

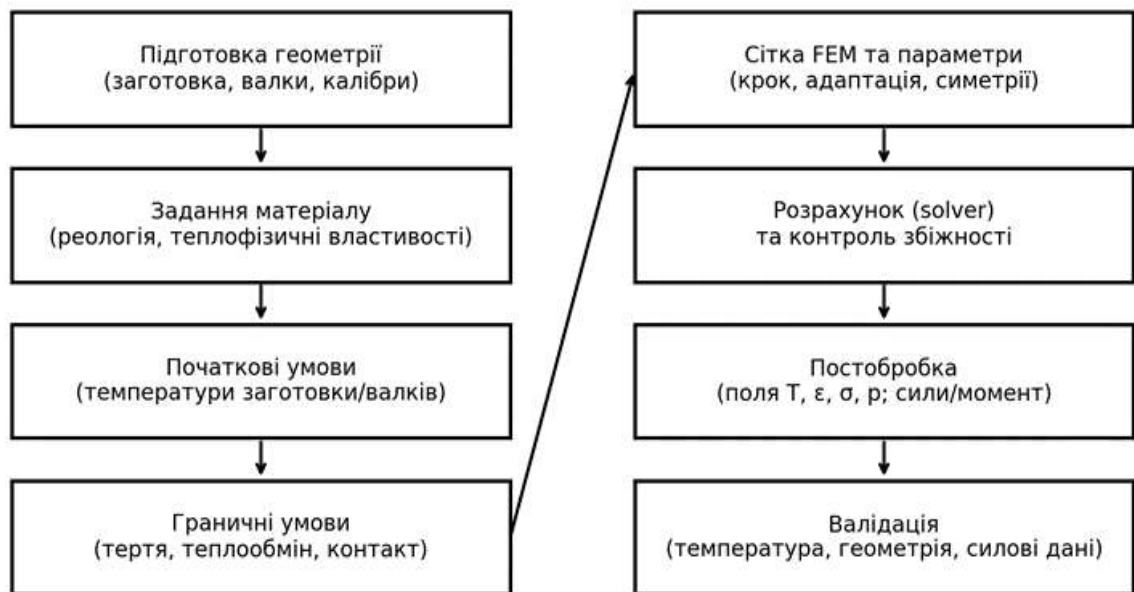


Схема підготовки та виконання розрахунку гарячої прокатки в QForm

Рисунок 3.4 – Типовий алгоритм підготовки та виконання розрахунку процесу прокатування в QForm

Моделювання проводили у два етапи: передчистовий і чистовий, у калібрах розрахованих по методу професора С.О.Скрябіна. Перша пара валків промодельовала передчистовий прохід, друга пара валків моделювала чистовий прохід. Схема розрахованого калібру показана на рис. 3.5 [107].

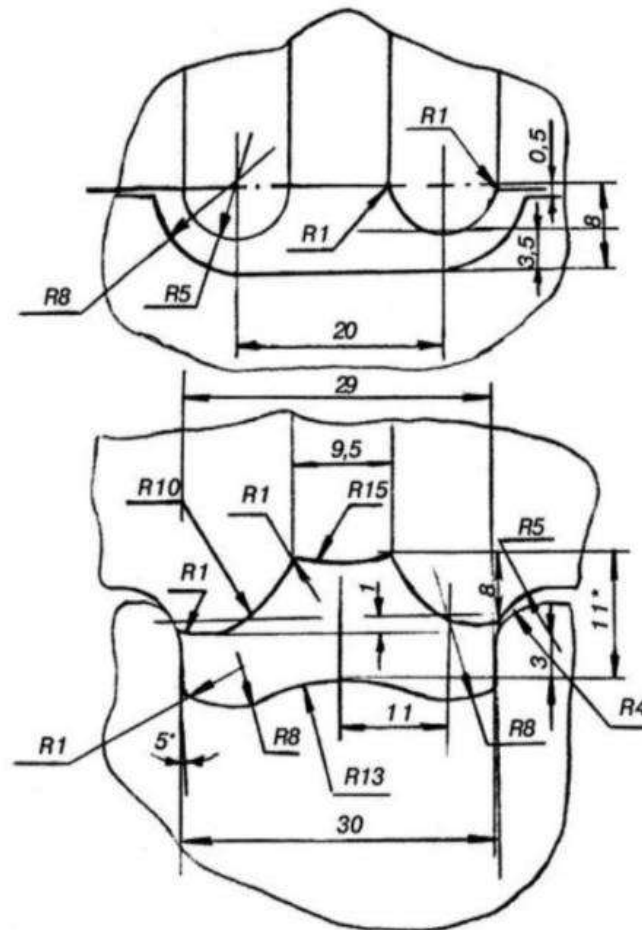


Рисунок 3.5 – Схема калібру для проведення двоетапного моделювання прокатування

У зв'язку з тим, що існуючі методики розрахунку калібрів сталевих профілів не дозволяють однозначно вирішити питання про необхідну і достатню кількість калібрів, було ухвалено рішення узяти за основу розміри калібрів описані в роботі [107] рис. 3.5а і провести моделювання виготовлення колодки парної 8-8 (ДСТУ 1.11554:2009).

Описані рекомендації і експерименти по виготовленню такоїж колодки в роботі [107] проводилися на кувальних вальцях моделі С1335 у валках $\text{Ø}320$ мм з частотою обертання 26 хв^{-1} , що мають кімнатну температуру. За два проходи спостерігалось незаповнення калібру, тому виконувались за три черновий-передчистовий-чистовий.

3.2. Аналіз змін інтенсивності напружень у контрольних точках під час моделювання гарячого прокатування

У цьому підрозділі наведено результати комп'ютерного моделювання процесу профільного прокатування з аналізом часових залежностей інтенсивності напружень (еквівалентних напружень за Мізесом, σ_i) для шести контрольних точок. Моделювання виконували для різних температурних режимів нагрівання валків ($t_b = 20, 200, 250, 350, 400$ і 450°C). Метою аналізу є встановлення закономірностей формування напружено-деформованого стану в об'ємі заготовки, виявлення зон локалізації напружень та обґрунтування раціонального температурного інтервалу з позицій мінімізації зусиль і збереження стабільності пластичної течії.

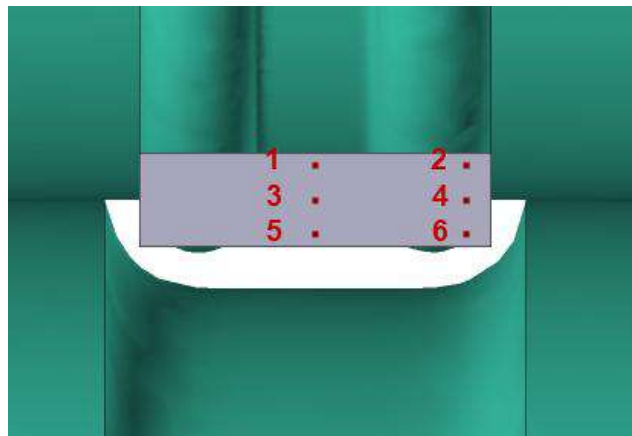


Рисунок 3.6 – Схема розташування віртуальних контрольних точок (1–6) у поперечному перерізі заготовки

На рис. 3.6 показано схему розташування контрольних точок (віртуальних датчиків) у тілі заготовки. Точки розміщено у два симетричні стовпці відносно вертикальної осі: 1–3–5 (ліворуч) та 2–4–6 (праворуч), що дозволяє контролювати можливу кінематичну асиметрію течії. По висоті перерізу точки утворюють три рівні: поверхневий (1, 2), проміжний (3, 4) та центральний (5, 6). Таке просторове компонування дає змогу оцінити градієнт напружень від поверхні контакту вглиб металу.

Аналіз отриманих осцилограм (рис. 3.7–3.12) засвідчує, що для всіх точок характерна виражена двостадійна зміна напружень (наявність двох глобальних макропіків), що відповідає проходженню заготовкою послідовних стадій деформування у передчистовому та чистовому струмках калібру.

Точка 1 (поверхневий шар) характеризується контрастною картиною навантаження. За традиційного «холодного» прокатування (20°C) напруження досягають максимальних значень через миттєве поверхнєве вихолодження.

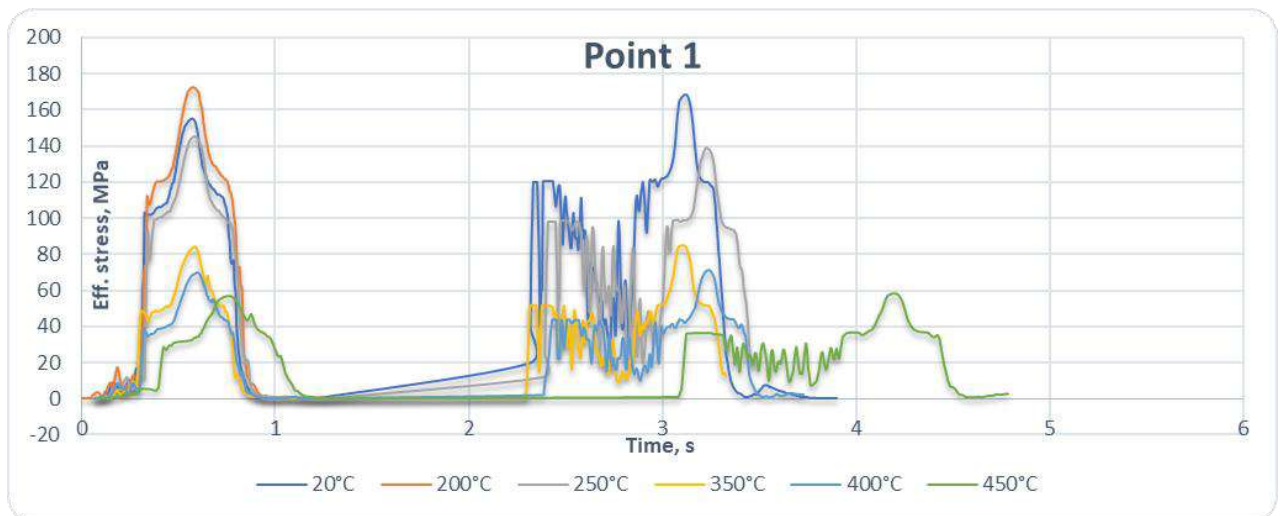


Рисунок 3.7 – Зміна інтенсивності напружень (σ_i) у часі для контрольної точки 1

Підвищення температури валків до 250–350 °C забезпечує двократне зниження пікових напружень (σ_i). Водночас за екстремального нагріву (450°C) спостерігається пролонгована релаксація напружень після виходу з осередку деформації (пологий спад кривої), що свідчить про інтенсивний перебіг процесів постдеформаційного відновлення.

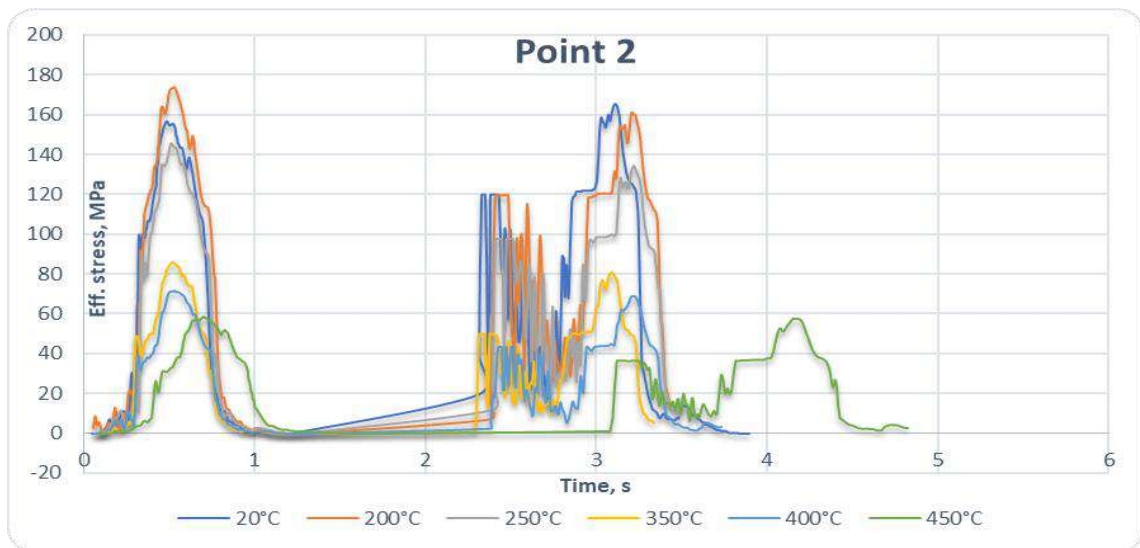


Рисунок 3.8. – Зміна інтенсивності напружень (σ_i) у часі для контрольної точки 2

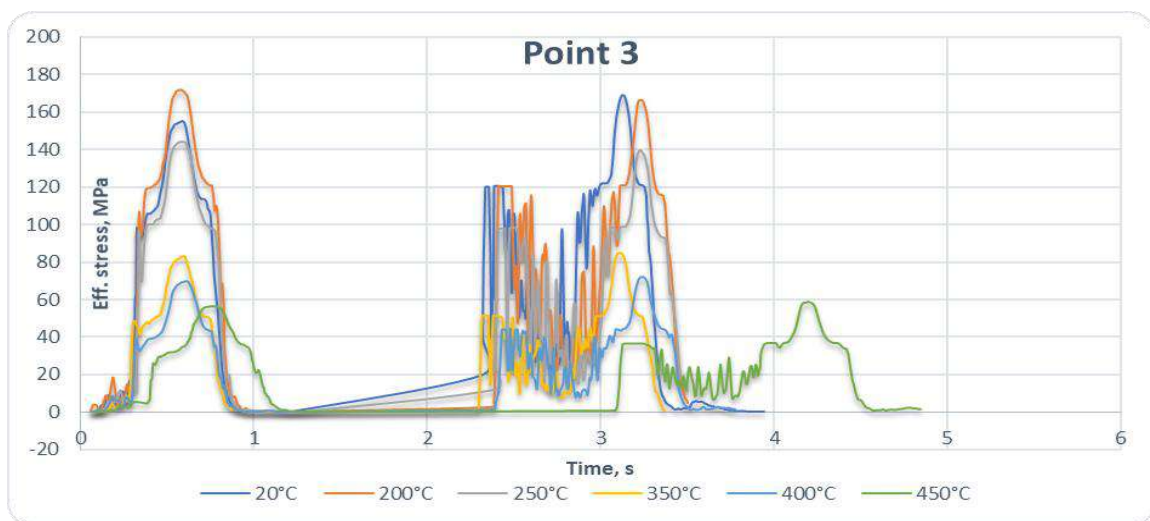


Рисунок 3.9. – Зміна інтенсивності напружень (σ_i) у часі для контрольної точки 3

Динаміка напружень у точках 2 та 3 відрізняється вираженою високочастотною осциляцією (стрибкоподібними коливаннями) на початку другої стадії деформування. Ця зона нестабільності вказує на складні умови захоплення металу та інтенсивний перерозподіл контактного тертя під час входу в чистовий калібр. Температурний діапазон інструменту 250–350 °С виявляється найбільш раціональним: він суттєво «зрізає» амплітуду цих коливань порівняно з режимом 20 °С, забезпечуючи більш плавну течію.

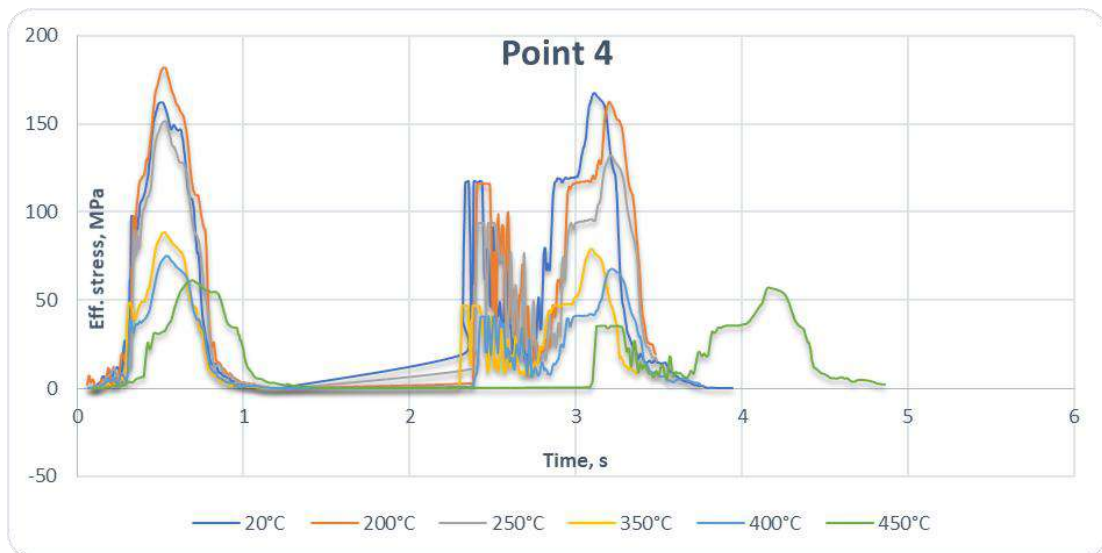


Рисунок 3.10. – Зміна інтенсивності напружень (σ_i) у часі для контрольної точки 4

Для контрольної точки 4 спад напружень після проходження осередку деформації відбувається значно інтенсивніше. Коливання перед другим максимумом тут є мінімальними, що свідчить про вищу стабільність НДС у цій зоні. Діапазон 250–350 °С гарантує швидке розвантаження без затяжних залишкових напружень.

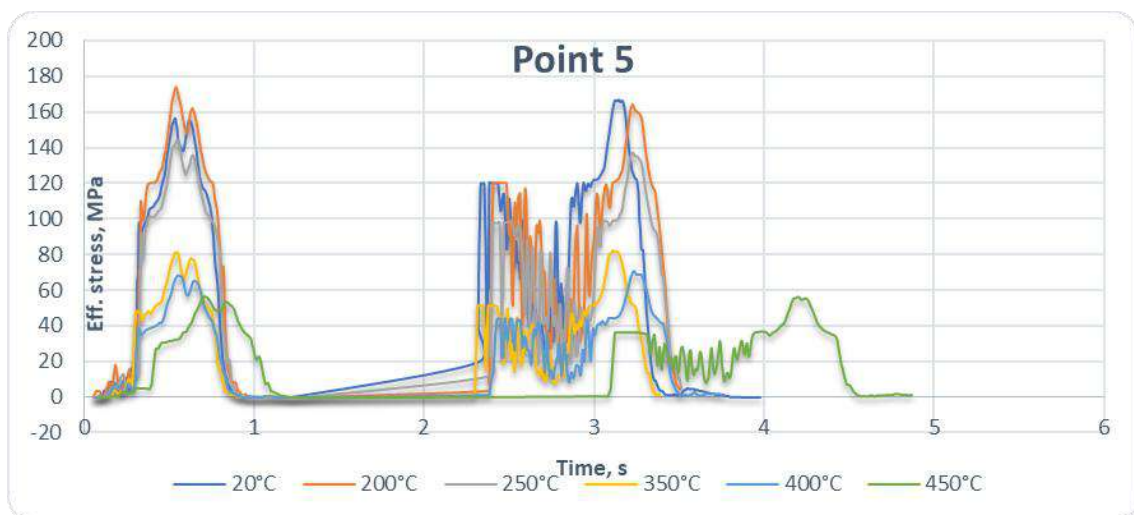


Рисунок 3.11. – Зміна інтенсивності напружень (σ_i) у часі для контрольної точки 5

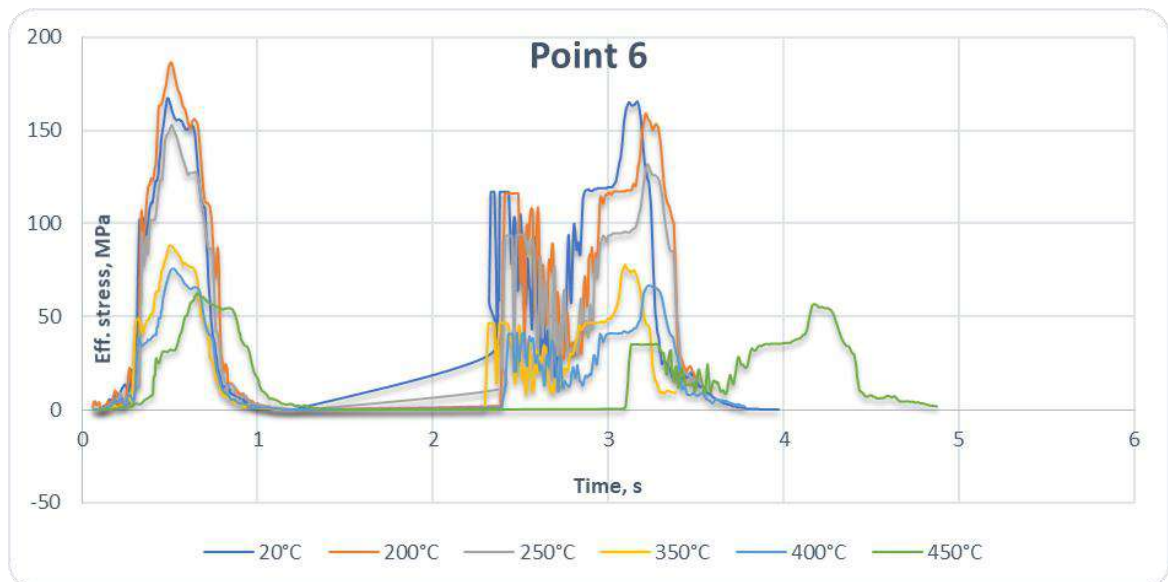


Рисунок 3.12. – Зміна інтенсивності напружень (σ_i) у часі для контрольної точки 6

Точки центральної зони (5 і 6) демонструють найвищу амплітуду коливань перед формуванням другого піка. Це фізично пояснюється тим, що внутрішні шари металу зазнають складної знакозмінної деформації, підпорядковуючись кінематиці поверхневих шарів, які безпосередньо контактують з інструментом. Перехід до режимів з підгрівом валків ($250\text{--}350^\circ\text{C}$) кардинально покращує ситуацію, згладжуючи піки напружень та синхронізуючи течію серцевини з поверхнею.

Аналіз багаточисельних даних за всіма контрольними точками дозволяє зробити такі висновки:

1. За умови використання холодних валків (20°C) або їх недостатнього підгріву (200°C) у тілі заготовки формуються екстремальні локальні максимуми інтенсивності напружень до 170 МПа, що загрожують вичерпанням ресурсу пластичності сплаву.

2. Підвищення температури інструменту до 450°C мінімізує силові параметри, інтенсвність напружень спостерігається лише до 60 Мпа, однак провокує небажану кінематичну нестабільність: збільшується час релаксації напружень (відкладена післядія), що може призвести до спотворення геометрії профілю після виходу з валків.

3. Температурний інтервал нагрівання валків 250–350 °С є оптимальним режимом. Він гарантує надійне зниження пікових напружень (розвантаження обладнання), гасить осциляції течії металу на вході в калібр і забезпечує чітко локалізовану в часі деформацію без залишкових термомеханічних "хвостів", інтенсивність напружень досягає лише до 70 МПа, що є значно менше ніж прихолодних валках.

3.3. Аналіз кінетики накопичення інтенсивності деформації в локальних зонах профілю

У даному підрозділі виконано порівняльний аналіз результатів комп'ютерного моделювання за часовими залежностями накопиченої інтенсивності деформації (ϵ_i). Аналіз даних для шести віртуальних контрольних точок (1–6) проведено за різних температурних режимів нагрівання валків ($t_b = 20, 200, 250, 350, 400$ і 450 °С). Головним завданням є встановлення закономірностей пропрацювання макроструктури металу в різних зонах асиметричного осередку деформації та оцінка впливу теплового режиму інструменту на стабільність кінематики течії.

Загальною рисою для всіх досліджуваних точок (рис. 3.13–3.18) є чітко виражений двостадійний характер накопичення деформації. Перший різкий приріст ϵ_i відповідає проходженню металом передчистового струмка, після чого настає проміжне плато (транзитна зона між калібрами), а другий стрибок ілюструє фінальне формоутворення в чистовому калібрі з виходом на кінцевий рівень деформації.

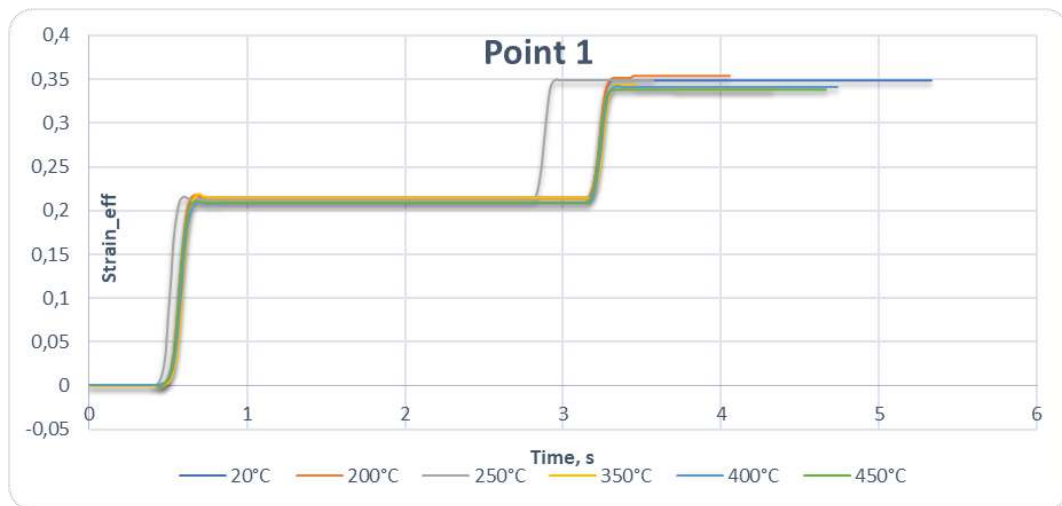


Рисунок 3.13. – Залежність інтенсивності деформації (ϵ_i) від часу в контрольній точці 1 за різних температурних режимів

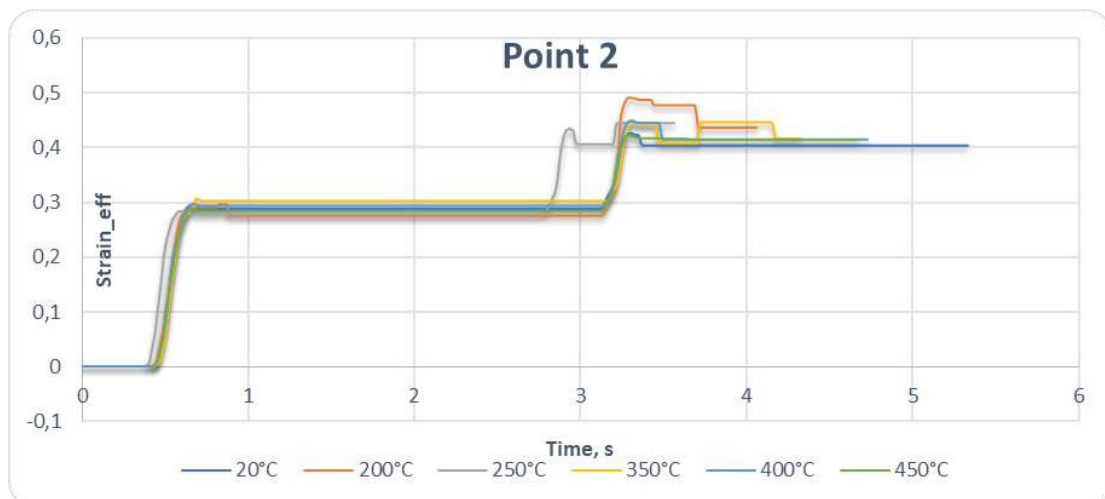


Рисунок 3.14. – Залежність інтенсивності деформації (ϵ_i) від часу в контрольній точці 2 за різних температурних режимів

Детальний аналіз осцилограм дозволяє виявити кінематичну асиметрію течії, яка ідеально корелює зі складною формою профілю «Колодка». Контрольні точки лівого стовця (1, 3, 5) демонструють вихід на проміжне плато в межах $\epsilon_i \approx 0,20-0,22$ та досягають кінцевого рівня $\epsilon_i \approx 0,33-0,35$. Натомість точки правого стовця (2, 4, 6), які відповідають зоні формування масивнішого ребра профілю, характеризуються значно інтенсивнішим накопиченням деформації: проміжне плато тут сягає $\epsilon_i \approx 0,28-0,31$, а фінальне – $\epsilon_i \approx 0,40-0,45$.

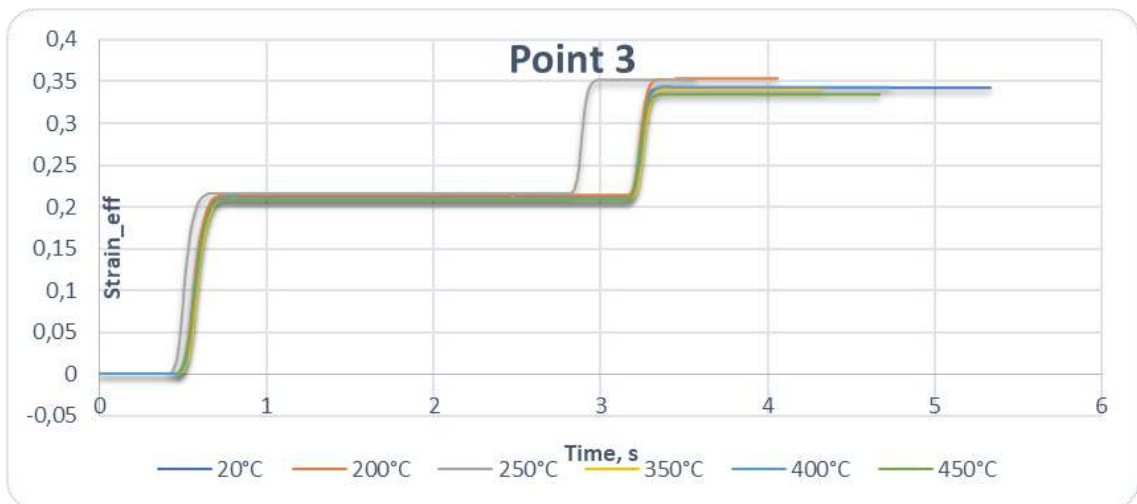


Рисунок 3.15. – Залежність інтенсивності деформації (ϵ_i) від часу в контрольній точці 3 за різних температурних режимів

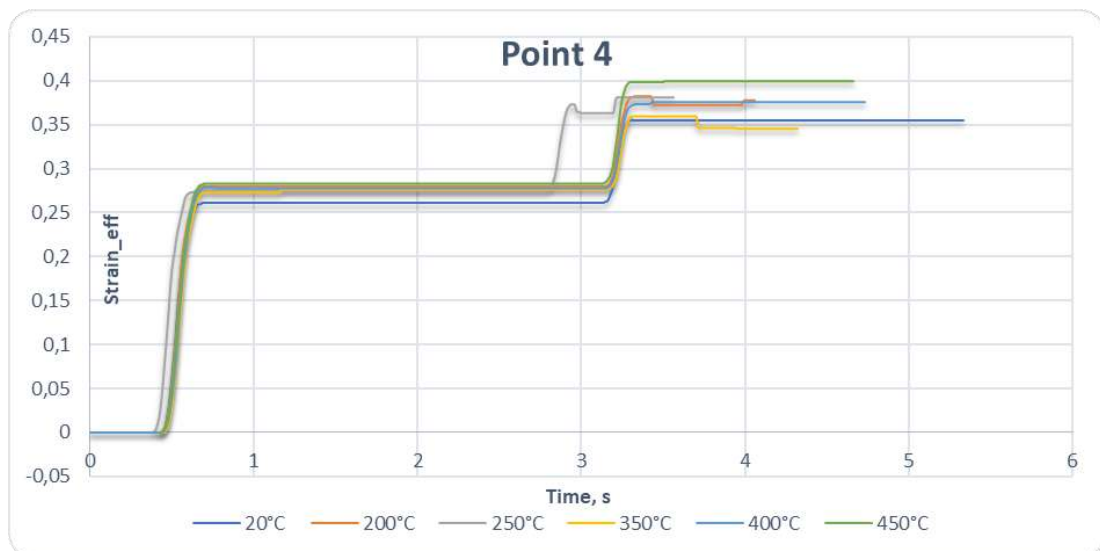


Рисунок 3.16. – Залежність інтенсивності деформації (ϵ_i) від часу в контрольній точці 4 за різних температурних режимів

Характерною особливістю термомеханічної поведінки системи є зсув моменту активації другої стадії деформування залежно від температури інструменту. Фізично це пояснюється зміною контактного тертя та величини випередження: за умови нагрівання валків до 250 °С поздовжня швидкість течії металу зростає (розширення блокується), внаслідок чого контрольні об'єми металу досягають чистового калібру на 0,1–0,2 с раніше порівняно з «холодним» прокатуванням (20°C).

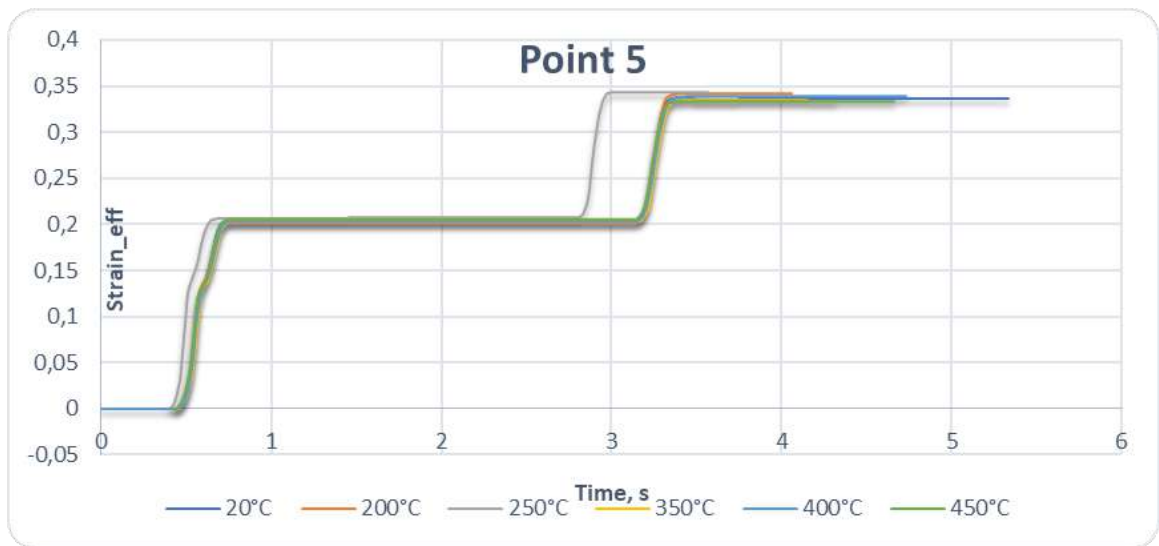


Рисунок 3.17. – Залежність інтенсивності деформації (ϵ_i) від часу в контрольній точці 5 за різних температурних режимів

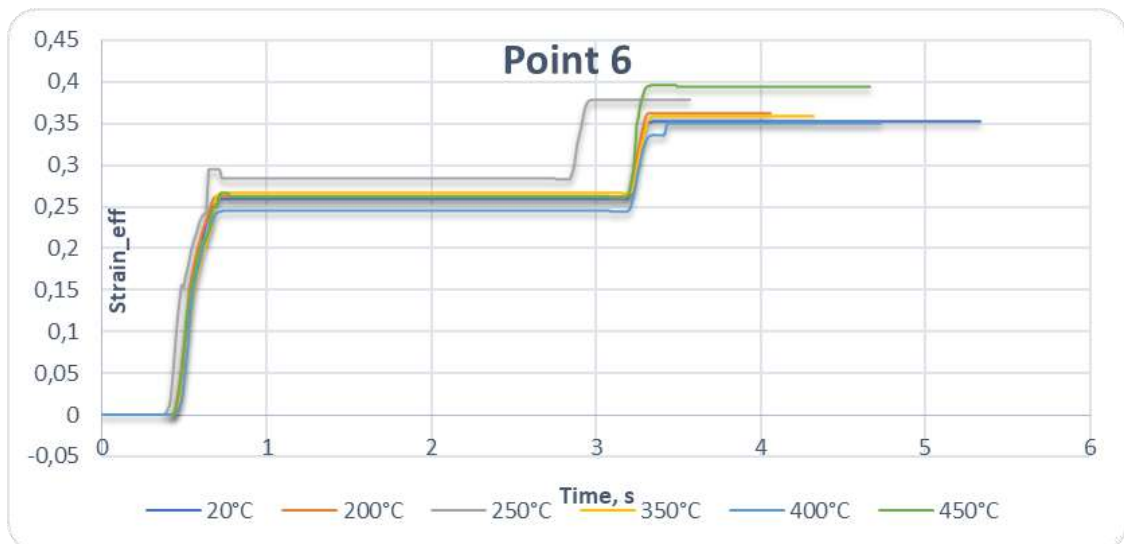


Рисунок 3.18. – Залежність інтенсивності деформації (ϵ_i) від часу в контрольній точці 6 за різних температурних режимів

Для нижнього рівня перерізу (точки 5, 6) вплив теплового режиму інструменту на фінальний рівень деформації виявляється найвиразніше. Контакт металу з відносно холодними валками ($20 - 200\text{ }^{\circ}\text{C}$) призводить до поверхневого зміцнення та гальмування течії, що штучно локалізує деформацію у вузьких зонах.

Узагальнюючи результати кінематичного аналізу, можна стверджувати, що температурний діапазон нагрівання валків $250\text{--}350\text{ }^{\circ}\text{C}$ є найбільш

раціональним. У цьому тепловому коридорі забезпечується стабільна швидкість накопичення деформації без різких стрибків та відхилень у часі, гарантується рівномірне об'ємне пропрацювання макроструктури складного профілю, а ризики локального переміщення (характерні для холодного інструменту) або критичного падіння опору (характерні для 450°C) зводяться до мінімуму.

3.4. Аналіз кінетики накопичення пластичної деформації в локальних зонах профілю за різних температурних режимів

У цьому підрозділі виконано аналіз результатів чисельного моделювання за критерієм накопиченої пластичної деформації (ε_p в термінології QForm – Plastic Strain). На відміну від загальної інтенсивності деформацій, цей параметр дозволяє оцінити виключно безповоротну пластичну формозміну та виявити зони небезпечної локалізації макрозсувів. Аналіз проведено для віртуальних точок 1–6 в діапазоні температур нагрівання валків від 20 до 450 °C (за фіксованої початкової температури заготовки $t_3 = 250^\circ\text{C}$).

Кінетика $\varepsilon_p = f(t)$ для всіх досліджуваних точок (рис. 3.19–3.24) підтверджує стабільний двостадійний характер процесу, що відповідає проходженню металом передчистового (0,5–1,0 с) та чистового (3,0–4,2 с) струмків із проміжною транзитною зоною.

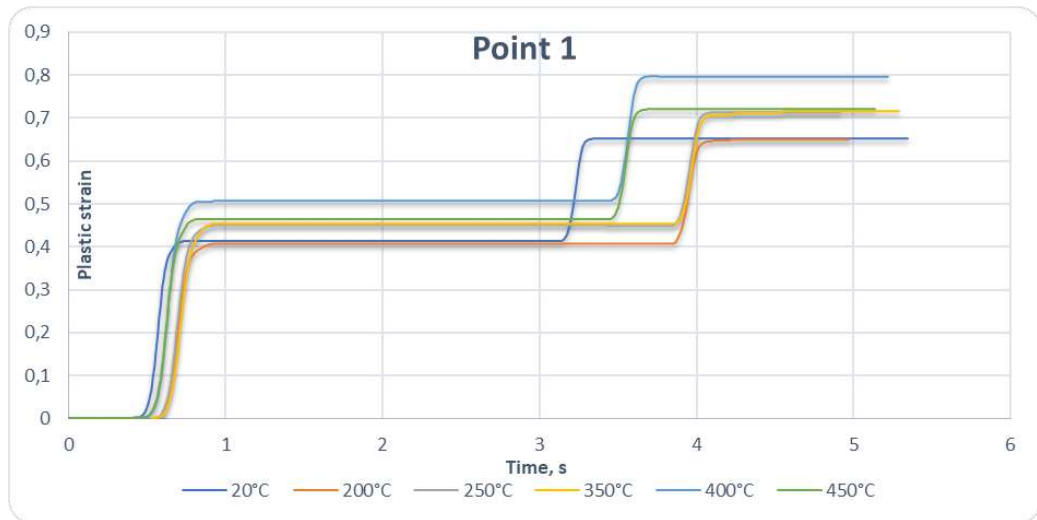


Рисунок 3.19. – Залежність накопиченої пластичної деформації (ϵ_p) від часу в контрольній точці 1 за різних температурних режимів

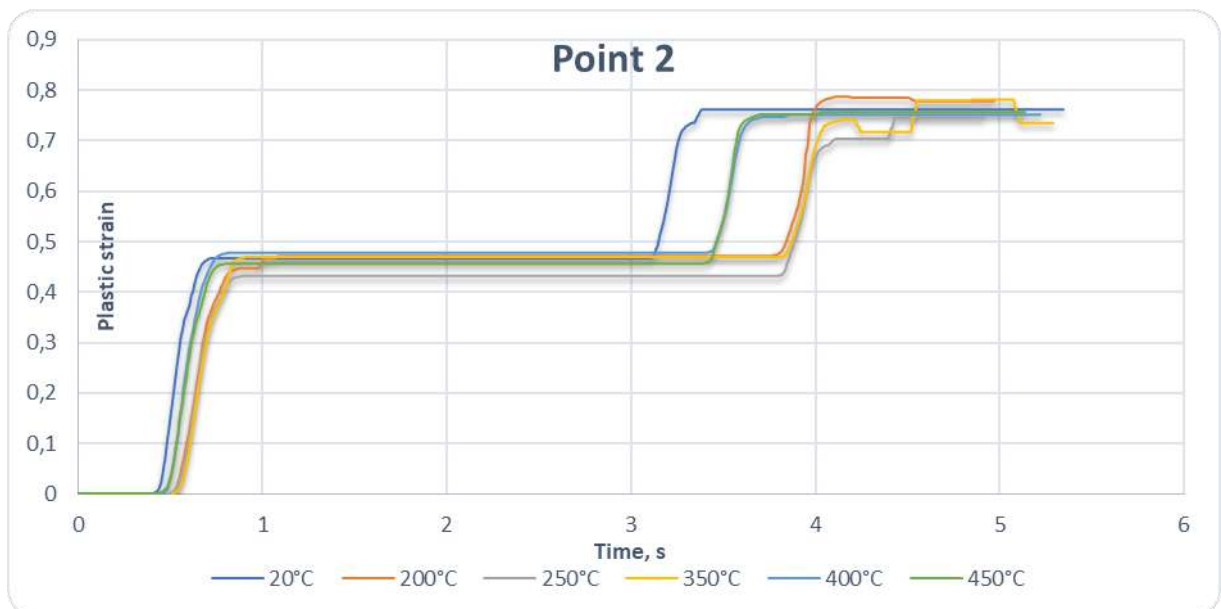


Рисунок 3.20. – Залежність накопиченої пластичної деформації (ϵ_p) від часу в контрольній точці 2 за різних температурних режимів

Динаміка накопичення пластичної деформації у верхніх (точках 1, 2) та центральних (точках 3, 4) шарах профілю демонструє залежність фінального рівня ϵ_p від геометрії калібру. Максимальні значення пластичної деформації фіксуються під час формування правого ребра (точки 2 і 4), де кінцевий рівень досягає $\epsilon_p \approx 0,77\text{--}0,80$.

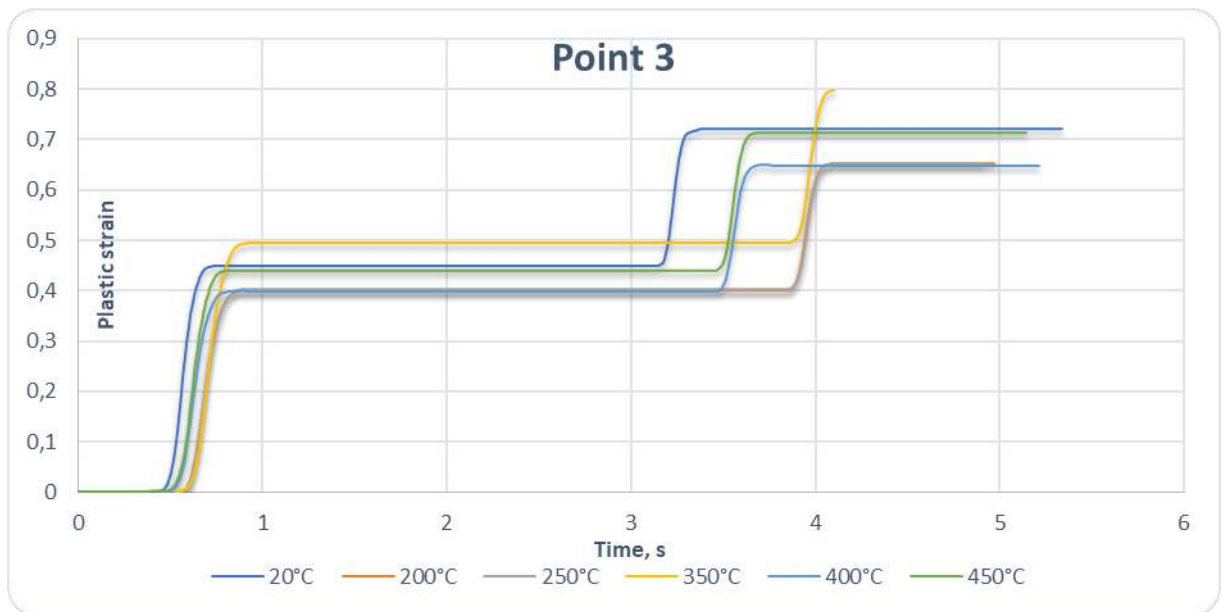


Рисунок 3.21. – Залежність накопиченої пластичної деформації (ϵ_p) від часу в контрольній точці 3 за різних температурних режимів

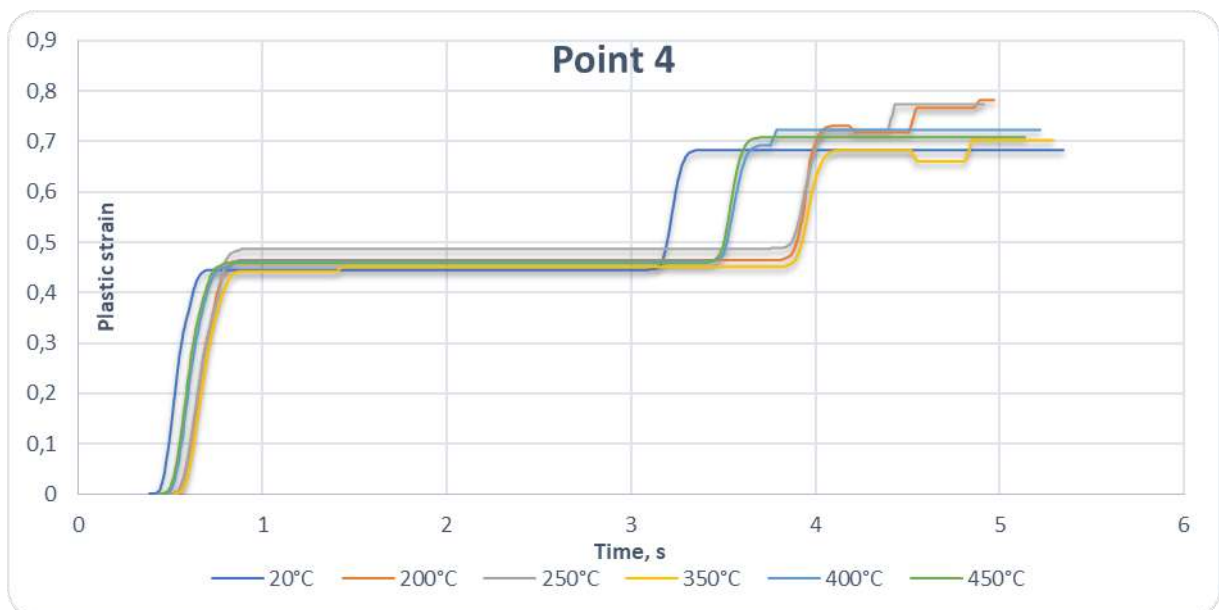


Рисунок 3.22. – Залежність накопиченої пластичної деформації (ϵ_p) від часу в контрольній точці 4 за різних температурних режимів

Водночас у цих зонах температурний вплив інструменту проявляється переважно у зміщенні моменту початку другої стадії деформування (через зміну кінематики та випередження), тоді як абсолютні кінцеві значення відрізняються незначно (в межах 5–8 %).

Принципово інша, критично важлива для розуміння фізики процесу картина спостерігається у приконттактних зонах (точка 5), які безпосередньо взаємодіють з робочою поверхнею валків (рис. 3.22). Саме тут температурний фактор є визначальним.

За використання холодних валків (20°C) у точці 5 фіксується аномально високий кінцевий рівень деформації ($\epsilon_p \approx 0,80$). Фізична природа цього явища полягає у миттєвому вихолодженні поверхневого шару алюмінієвої заготовки. Різде падіння пластичності та зростання контактного тертя призводять до гальмування течії поверхні відносно гарячої серцевини, що генерує жорстку локалізацію пластичних зсувів у вузькій приконттактній зоні.

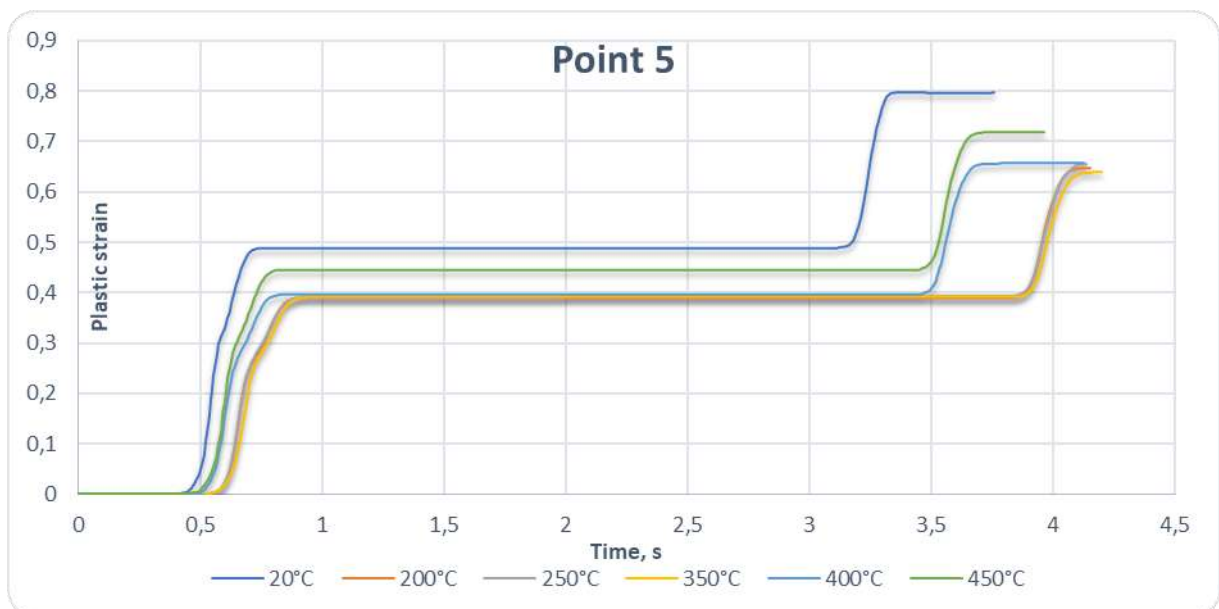


Рисунок 3.23. – Залежність накопиченої пластичної деформації (ϵ_p) від часу в контрольній точці 5 за різних температурних режимів

Такий нерівномірний розподіл деформації є головною причиною утворення поверхневих макротріщин при традиційному вальцюванні.

Перехід до прокатування з підгрівом інструменту ($250\text{--}350^{\circ}\text{C}$) радикально змінює кінетику в цій зоні: температурний градієнт зникає, течія металу по всьому перерізу стає синхронною, що підтверджується зниженням кінцевого рівня пластичної деформації в точці 5 до фізіологічно нормальних значень ($\epsilon_p \approx 0,63\text{--}0,65$).

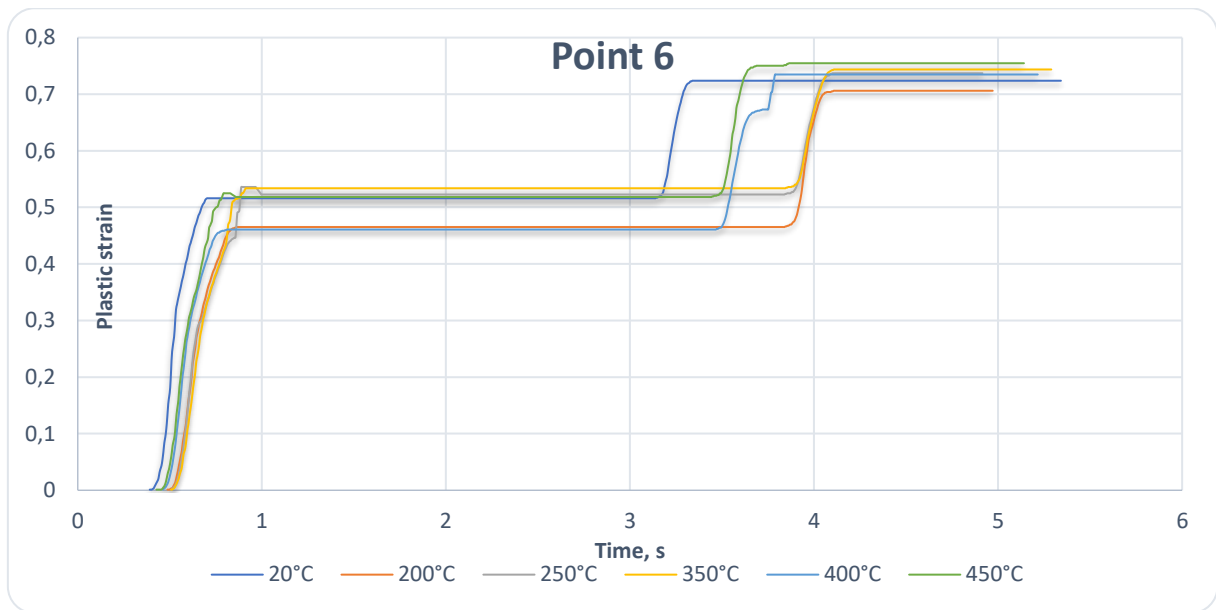


Рисунок 3.24. – Залежність накопиченої пластичної деформації (ϵ_p) від часу в контрольній точці 6 за різних температурних режимів

У точці 6 (рис. 3.24) також спостерігається позитивний вплив підігріву: діапазон $250\text{--}350^\circ\text{C}$ забезпечує найбільш плавний та компактний у часі вихід на фінальне плато ($\epsilon_p \approx 0,70\text{--}0,72$), усуваючи проміжні кінематичні перепади (перерозподіл течії), які фіксуються за надмірних температур ($400\text{--}450^\circ\text{C}$).

Аналіз кінетики пластичної деформації є прямим теоретичним доказом ефективності запропонованої технології. Моделювання підтвердило, що підігрів валків до температур $250\text{--}350^\circ\text{C}$ дозволяє уникнути жорсткої локалізації деформаційних зсувів у приконтактних зонах профілю, забезпечуючи рівномірне об'ємне пропрацювання металу та мінімізуючи ризик руйнування складнопрофільних деталей із високоміцних алюмінієвих сплавів.

3.5. Аналіз змін опору деформації (напруження течії) у локальних зонах профілю

У даному підрозділі наведено результати чисельного моделювання у вигляді часових залежностей напруження течії (σ_s , Flow stress) у контрольних точках 1–6. Цей параметр відображає миттєвий опір металу пластичному формозміненню і є функцією локальної температури, ступеня накопиченої деформації та швидкості деформації. Аналіз кривих $\sigma_s = f(t)$ дозволяє оцінити силову реакцію матеріалу на різних етапах прокатування та довести ефективність температурної стабілізації осередку деформації. Розрахунки виконано для температур інструменту від 20 до 450 °C (за $t_s = 250^\circ\text{C}$).

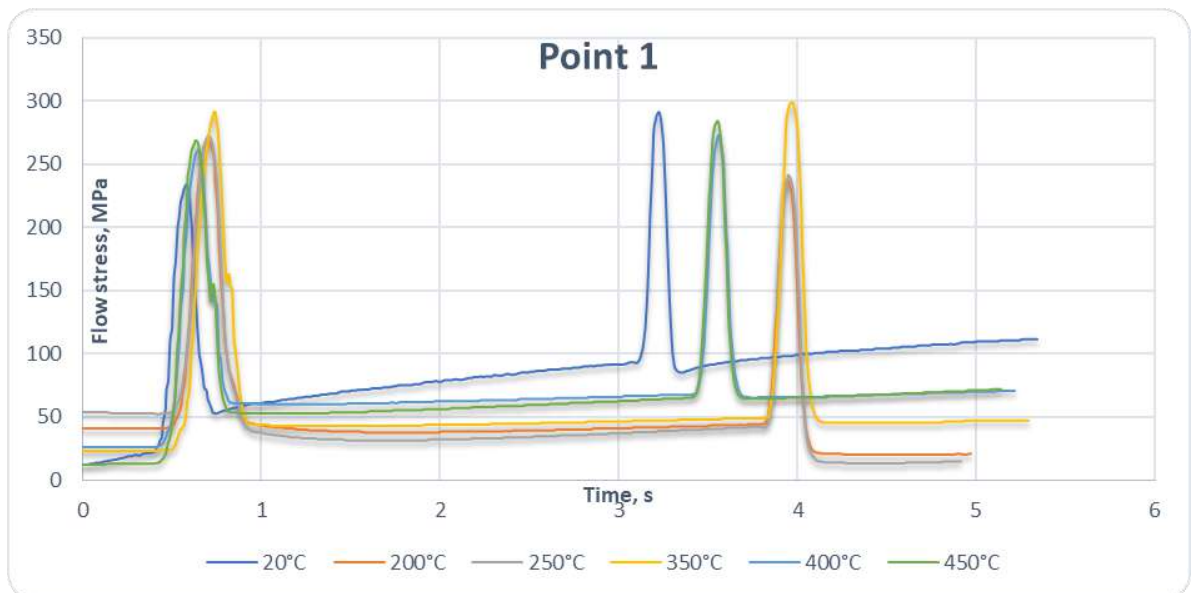


Рисунок 3.25. – Залежність напруження течії (σ_s) від часу в контрольній точці 1 за різних температурних режимів валків

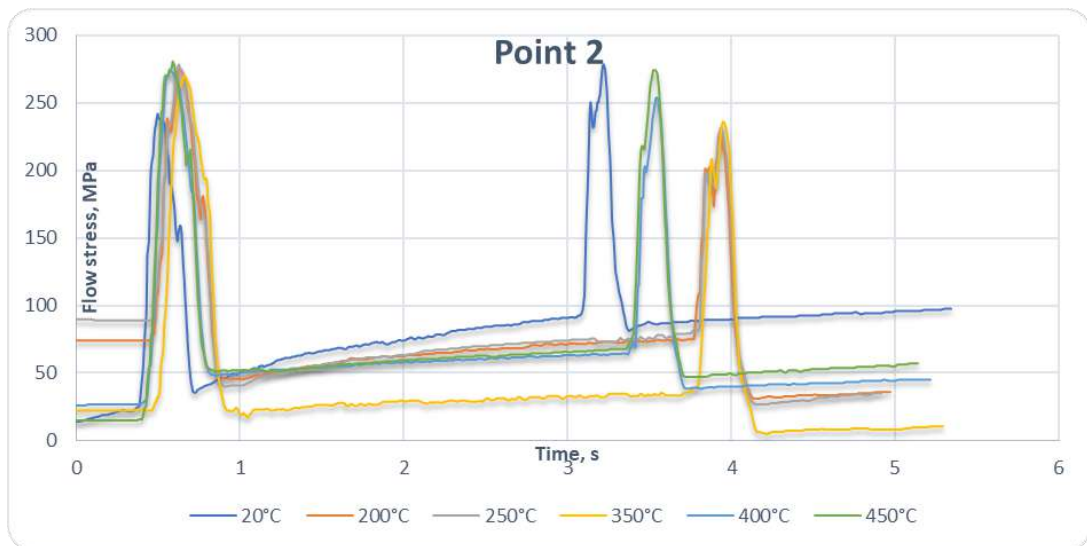


Рисунок 3.26. – Залежність напруження течії (σ_s) від часу в контрольній точці 2 за різних температурних режимів валків

Для всіх досліджуваних точок (рис. 3.25–3.30) характерна виражена двопікова структура, яка чітко розмежовує стадії процесу: ранній пік відповідає інтенсивній макродеформації в передчистовому струмку (0,5–0,9 с), а пізній пік відображає донавантаження в чистовому калібрі (3,2–4,1 с).

Ключовий науковий та практичний інтерес становить аналіз «транзитної зони» (інтервал часу від 1,0 до 3,0 с) – ділянки між двома основними стадіями деформації.

Аналіз кривих свідчить, що за умови традиційного прокатування у холодних валках (20 °C) у транзитній зоні спостерігається безперервне зростання опору деформації (графік лінійно йде вгору). У поверхневих шарах (точки 1, 2) напруження течії зростає з 50 до 100 МПа, ще до початку другої деформації. Фізично це є прямим наслідком інтенсивного контактного вихолодження тонкого алюмінієвого профілю об масивний холодний інструмент. Падіння температури металу різко підвищує його жорсткість, що призводить до критичного зростання енергосилових параметрів на наступній (чистовій) стадії.

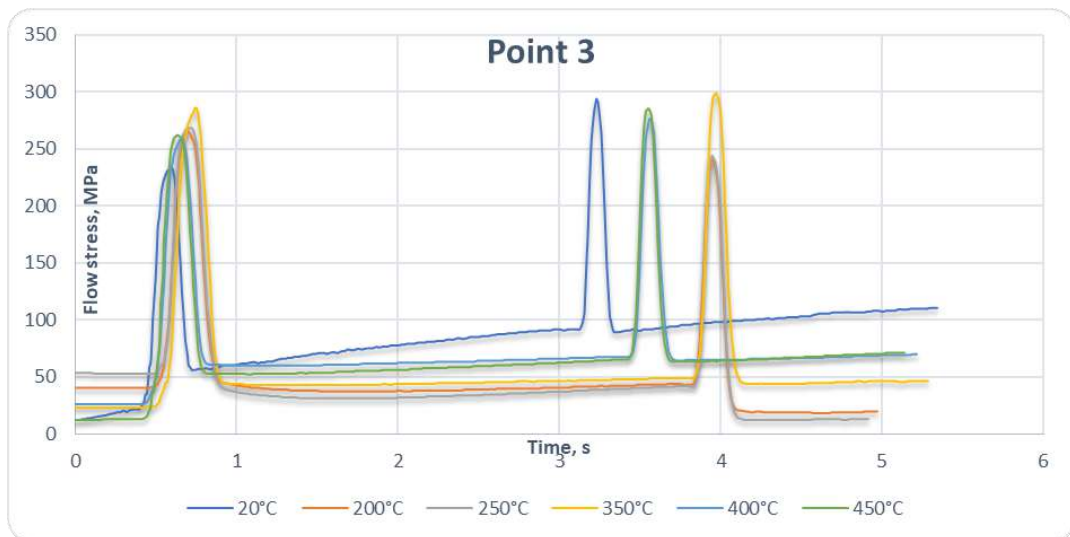


Рисунок 3.27. – Залежність напруження течії (σ_s) від часу в контрольній точці 3 за різних температурних режимів валків

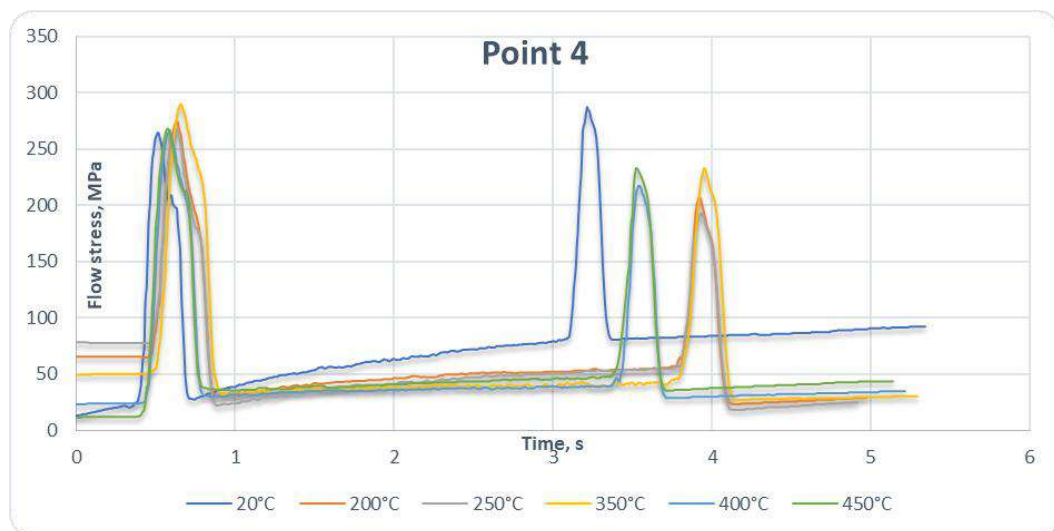


Рисунок 3.28. – Залежність напруження течії (σ_s) від часу в контрольній точці 4 за різних температурних режимів валків

Застосування технології прокатування з підгрівом інструменту до 250 – 350 °С радикально змінює термомеханічну поведінку металу. Як видно з графіків (особливо для точок 3, 4, 5), у транзитній зоні криві напруження течії для режимів 250–350 °С набувають горизонтального (стабільного) характеру. Усунення температурного градієнта на межі «метал-інструмент» запобігає вихолодженню заготовки.

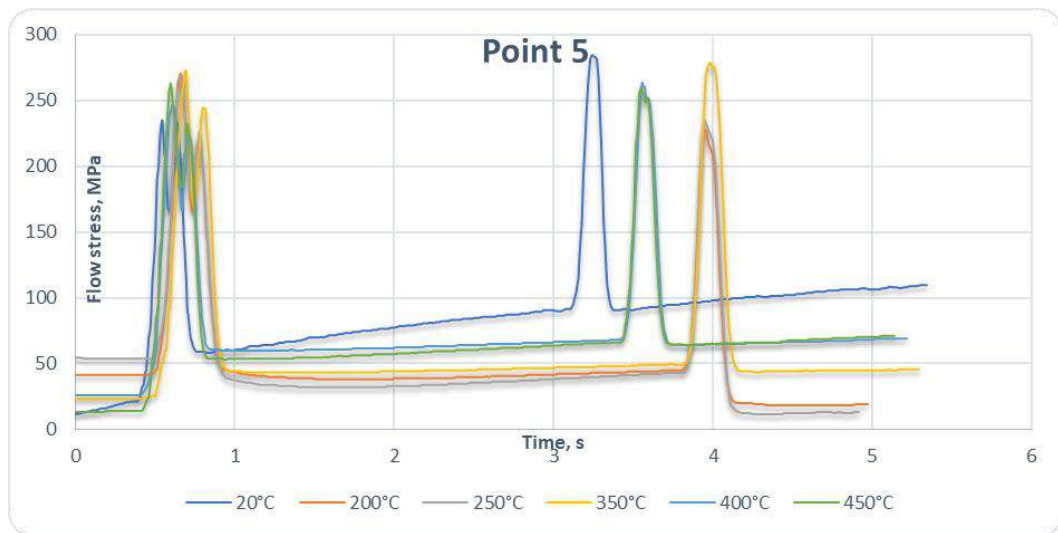


Рисунок 3.29. – Залежність напруження течії (σ_s) від часу в контрольній точці 5 за різних температурних режимів валків

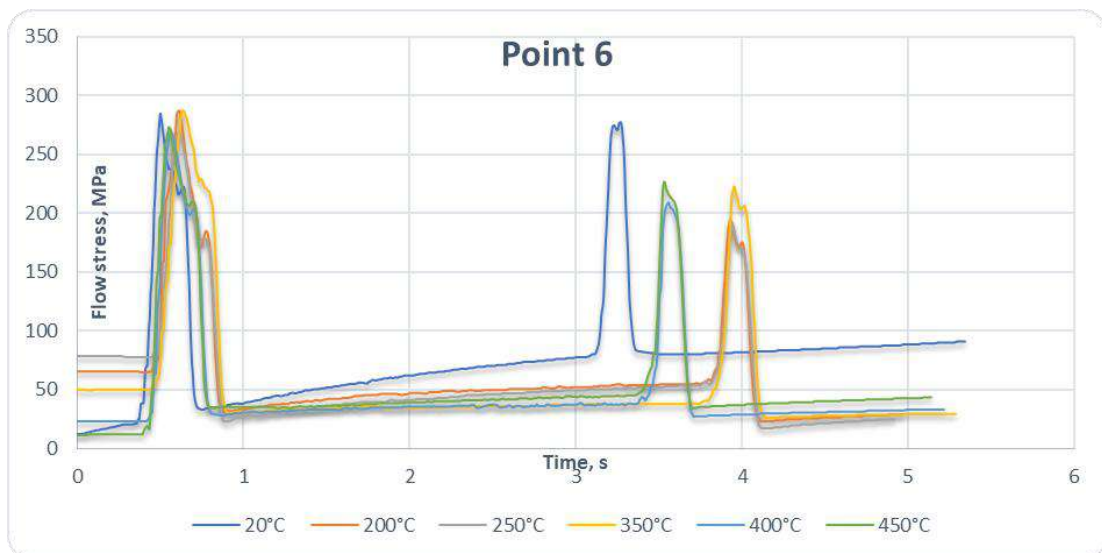


Рисунок 3.30. – Залежність напруження течії (σ_s) від часу в контрольній точці 6 за різних температурних режимів валків

Завдяки цьому опір деформації залишається стабільно низьким ($\approx 35\text{--}50$ МПа) протягом усього проміжного етапу, що гарантує сприятливі та прогнозовані умови для заповнення фінального складного профілю.

Оцінка пікових навантажень також підтверджує ефективність обраного теплового режиму. У центральних та приконтактних зонах (точки 5, 6) максимальні пікові напруження фіксуються саме при $20\text{ }^\circ\text{C}$ (≈ 290 МПа).

Підігрів валків до 250–350 °С дозволяє не лише знизити абсолютні пікові значення, а й значно звузити самі піки у часі, усуваючи залишкові напруження ("хвости"), які є характерними для режимів перегріву 400 – 450 °С.

Аналіз змін напруження течії беззаперечно доводить, що температурний інтервал нагрівання валків 250–350 °С формує наближені до ізотермічних умови деформування. Це блокує процеси вихолодження та термічного зміцнення профілю між етапами прокатування, забезпечуючи стабільно низький опір металу і гарантуючи зниження енергосилових витрат обладнання.

3.6. Аналіз зміни гідростатичного тиску (середнього напруження) в осередку деформації

У цьому підрозділі проаналізовано часові залежності середнього напруження (σ_m , Mean stress) у контрольних точках 1–6. Цей параметр (визначений як $\sigma_m = \frac{(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)}{3}$) характеризує рівень гідростатичного тиску (всебічного стиску або розтягу) в матеріалі. Згідно з фундаментальними положеннями обробки тиском, домінування високих стискальних напружень (підвищені значення σ_m на графіках) збільшує ресурс пластичності металу, тоді як спади кривих до нуля або перехід у від'ємну зону свідчать про виникнення небезпечних розтягувальних напружень, що є головною причиною зародження макротріщин.

Аналіз осцилограм (рис. 3.31–3.36) свідчить, що зміна гідростатичного тиску в складнопрофільному калібрі має жорсткий коливальний характер. Особливо критичною є поведінка приконттактних зон (наприклад, точка 5) під час входження металу в чистовий калібр (інтервал 2,6–4,2 с).

За умови використання холодних валків 20 °С фіксуються найекстремальніші провали кривої σ_m , які наближаються до зони розтягувальних напружень (спад до рівня < 50 МПа).

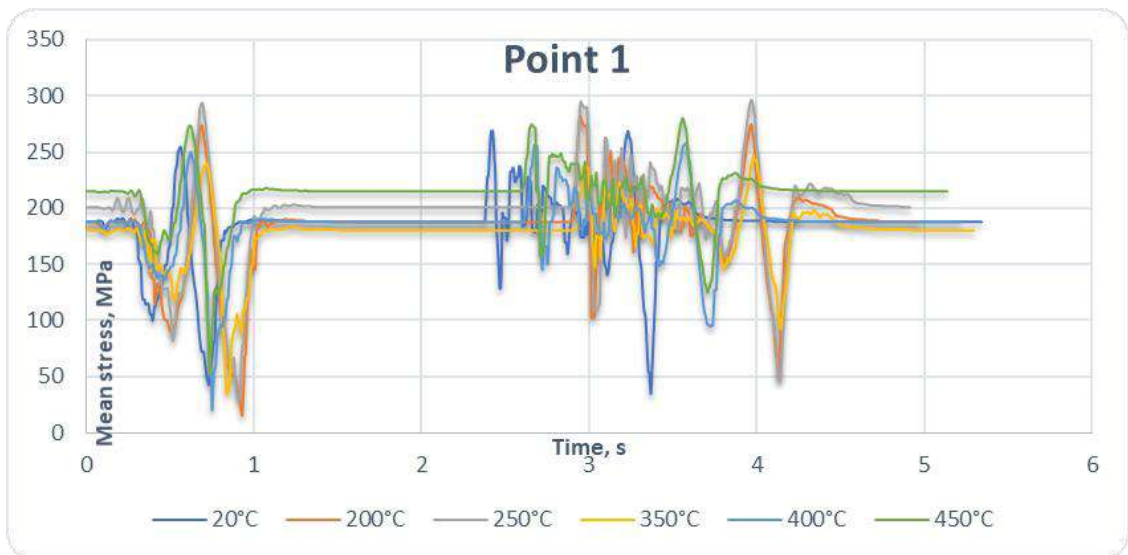


Рисунок 3.31. – Залежність середнього напруження (σ_m) від часу в контрольній точці 1 за різних температурних режимів валків

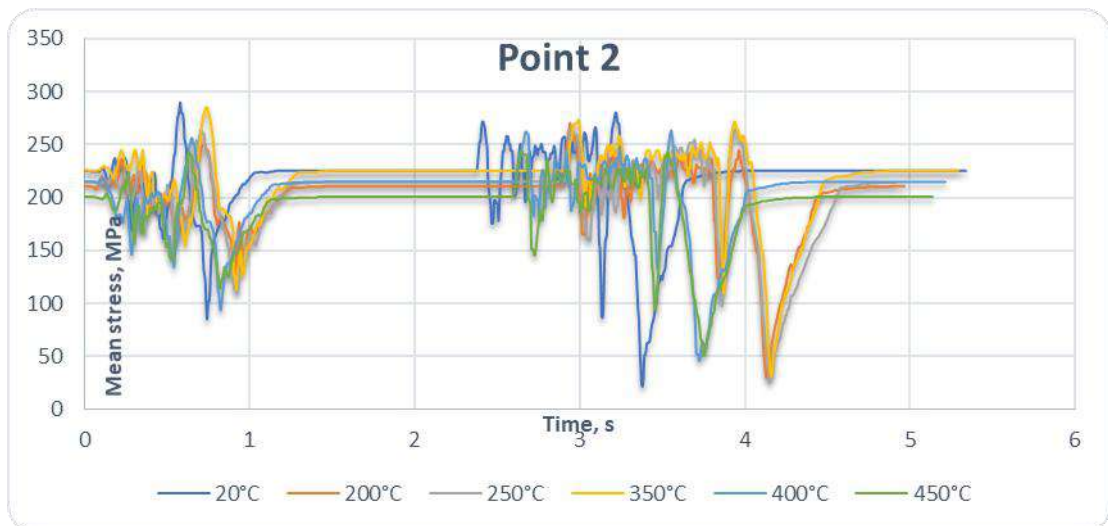


Рисунок 3.32. – Залежність середнього напруження (σ_m) від часу в контрольній точці 2 за різних температурних режимів валків

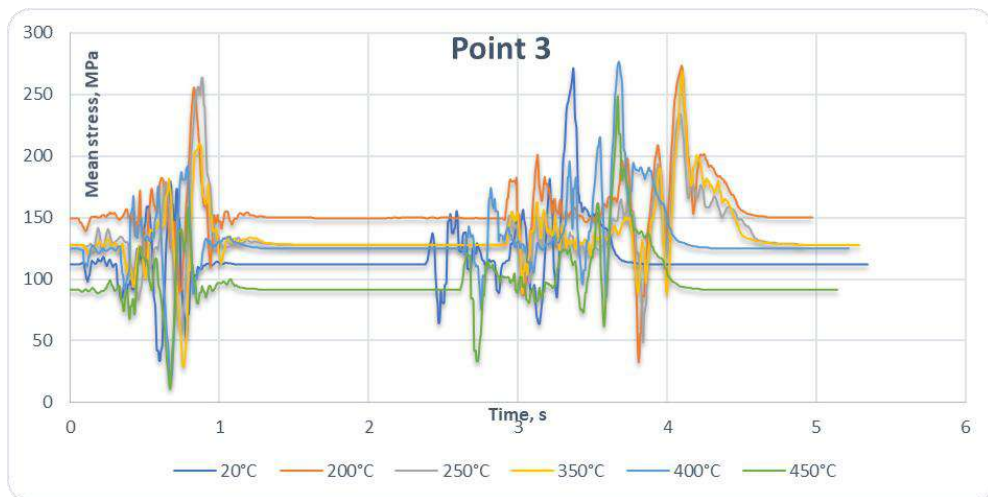


Рисунок 3.33. – Залежність середнього напруження (σ_m) від часу в контрольній точці 3 за різних температурних режимів валків

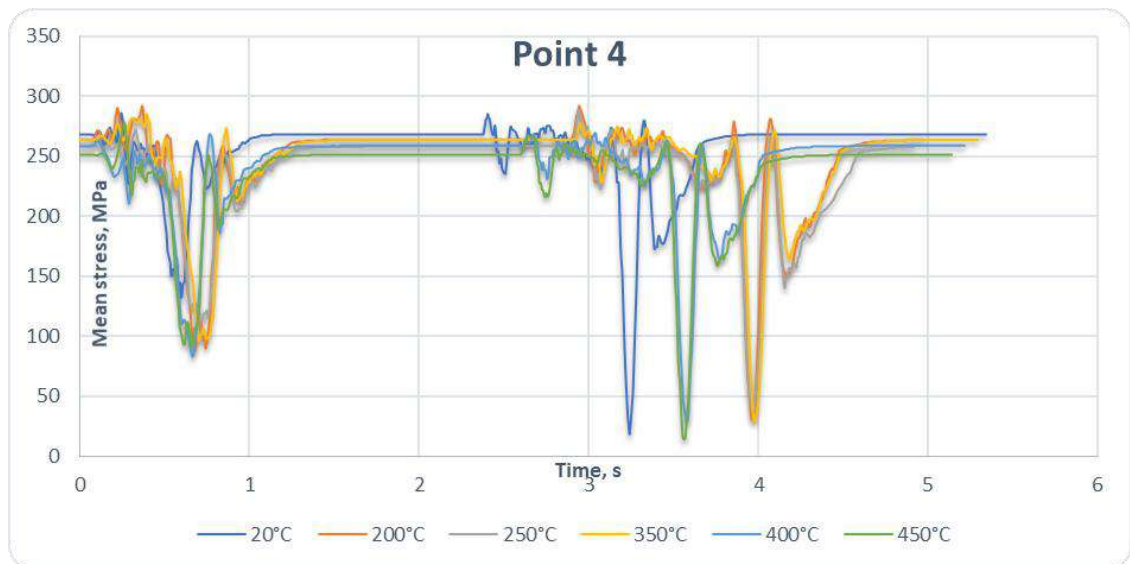


Рисунок 3.34. – Залежність середнього напруження (σ_m) від часу в контрольній точці 4 за різних температурних режимів валків

Миттєве вихолодження поверхні та високе контактне тертя розривають суцільність кінематичної течії, створюючи умови для поверхневого руйнування (що експериментально підтверджено в Розділі 2 на прикладі сплаву Д16+SiC).

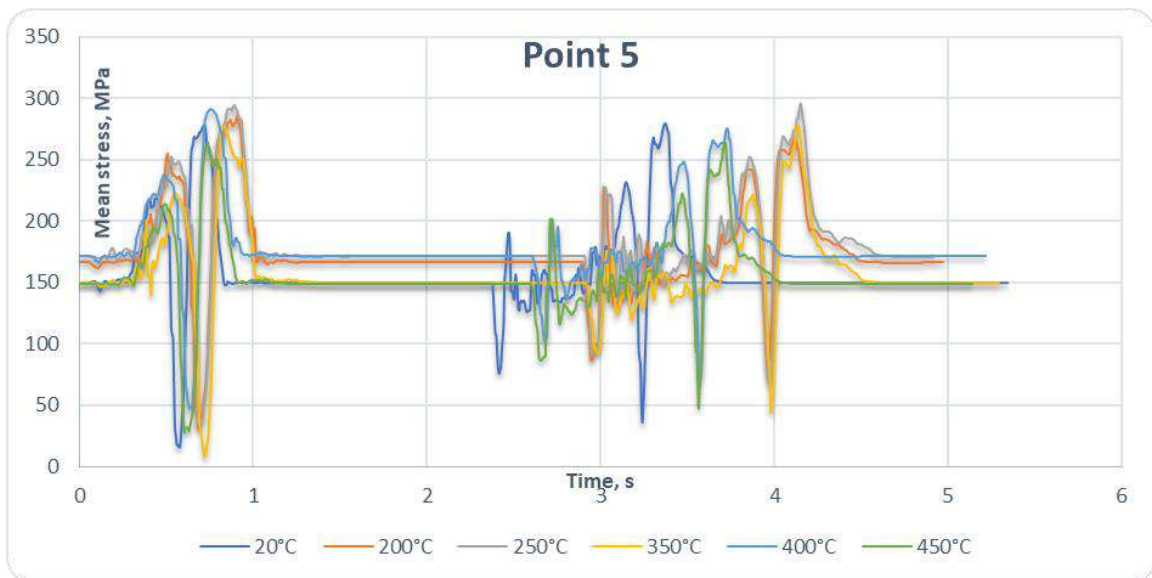


Рисунок 3.35. – Залежність середнього напруження (σ_m) від часу в контрольній точці 5 за різних температурних режимів валків

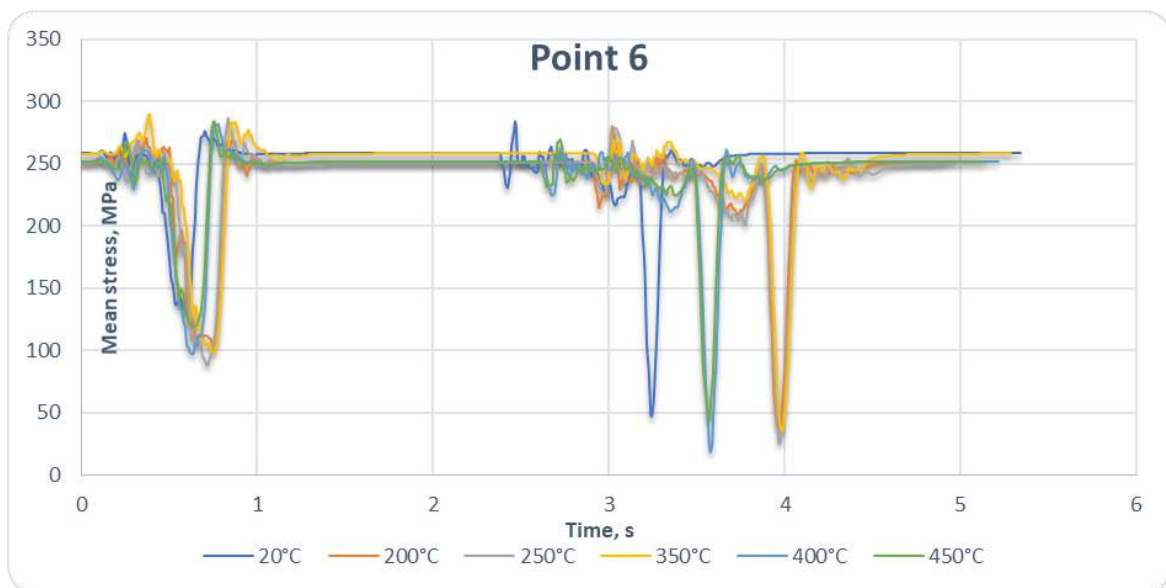


Рисунок 3.36. – Залежність середнього напруження (σ_m) від часу в контрольній точці 6 за різних температурних режимів валків

Підвищення температури інструменту радикально стабілізує напружений стан. Температурний інтервал 250 – 350 °С демонструє найкращі показники: у цьому діапазоні амплітуда екстремальних "провалів" суттєво демпфується, а середнє напруження надійно утримується на безпечному

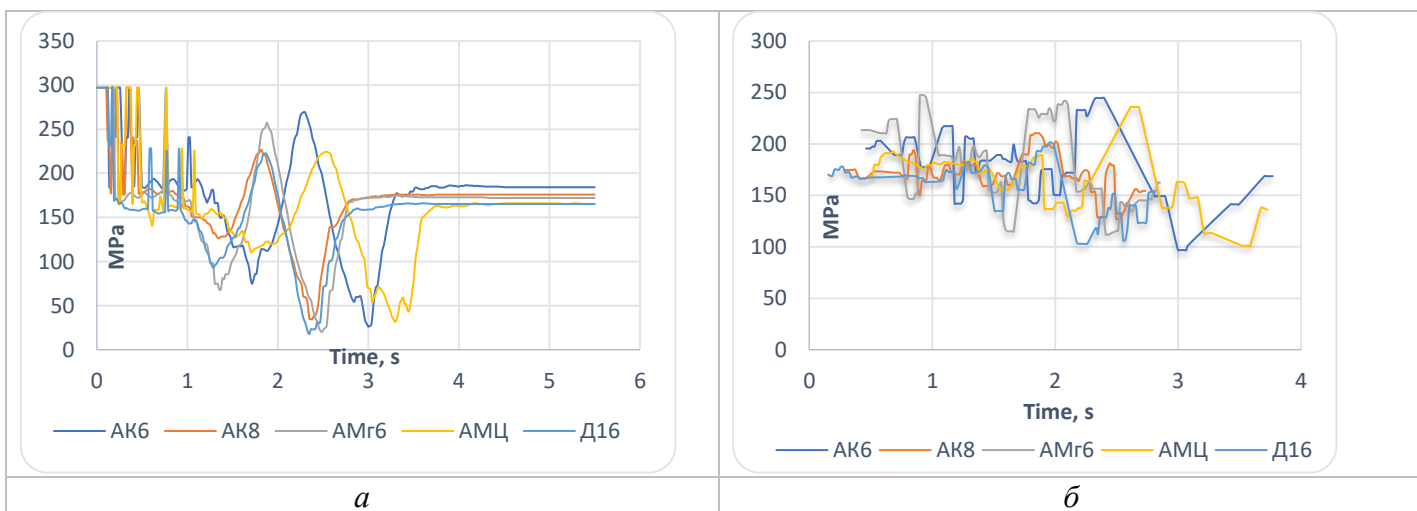
квазистаціонарному рівні $\approx 150\text{--}200$ МПа (зона гарантованого всебічного стиску).

Аналіз середнього напруження доводить, що підігрів інструменту до $250\text{--}350$ °С не лише знижує енергосилові параметри (як показано в п. 3.5), але й формує сприятливу жорстку схему всебічного стиску. Це запобігає виникненню макротріщин та гарантує бездефектне формування складних профілів із високоміцних алюмінієвих сплавів.

3.7. Порівняльний аналіз напруженого стану алюмінієвих сплавів різних систем легування за оптимального температурного режиму

У попередніх підрозділах було доведено, що температурний інтервал нагрівання інструменту $250\text{--}350$ °С є оптимальним для деформування базового сплаву АК6. У даному підрозділі виконано верифікацію цього висновку для ширшої номенклатури промислових алюмінієвих сплавів, які відрізняються системами легування та вихідною пластичністю: АК8 (система Al-Cu-Mg-Si), АМг6 (Al-Mg), АМц (Al-Mn) та Д16 (Al-Cu-Mg).

Порівняльний аналіз здійснено на базі часових осцилограм середнього напруження (гідростатичного тиску, σ_m) для контрольних точок 1–6 за єдиного теплового режиму ($t_b = t_3 = 250^\circ\text{C}$). Зведені графіки наведено на рис. 3.37.



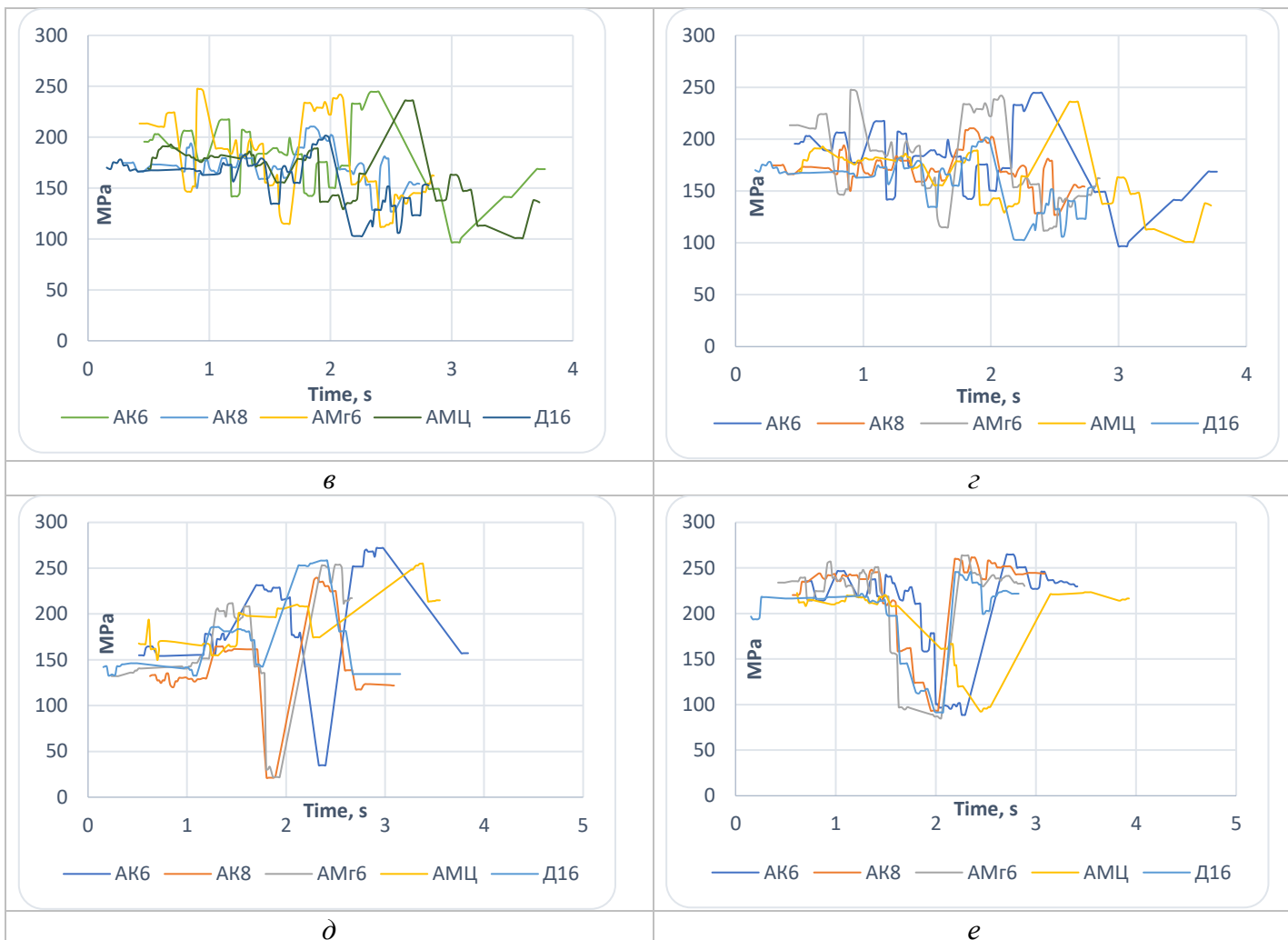


Рисунок 3.37. – Зміна середнього напруження (σ_m) для сплавів АК6, АК8, АМ γ 6, АМЦ і Д16 під час прокатування з підігрівом інструменту (250°C):

а) точка 1; б) точка 2; в) точка 3; г) точка 4; д) точка 5; е) точка 6

(Примітка: розширені дані по кожному сплаву окремо наведено в Додатку А).

Часові залежності середнього напруження для всіх сплавів мають структурну подібність (наявність перехідних ділянок, транзитної зони та зони стабілізації), що підтверджує загальну кінематичну адекватність побудованої МСЕ-моделі. Проте амплітуда коливань та реакція на макрозсуви суттєво залежать від хімічного складу матеріалу.

1. Високолеговані зміцнювані сплави (АМ γ 6, АК8). Ці матеріали характеризуються підвищеним опором деформації та високою чутливістю до зміни швидкості деформації. На графіках це проявляється у вигляді найглибших короточасних спадів гідростатичного тиску (провали амплітуди

σ_m на десятки МПа) у транзитній зоні (1,5–3,5 с) з подальшим різким відновленням. Така поведінка свідчить про жорстку перебудову напруженого стану та схильність цих сплавів до локалізації деформації.

2. Низьколегований високопластичний сплав (АМц). Завдяки високій технологічній пластичності та відсутності зміцнювальних фаз, сплав АМц демонструє найбільш "м'яку" та розтягнуту в часі адаптацію до зміни форми калібру. Графіки для АМц характеризуються пологими хвилями без екстремальних миттєвих стрибків чи провалів до небезпечних значень розтягу.

3. Складнолеговані високоміцні сплави (АК6, Д16). Сплав АК6 вирізняється підвищеною силовою реакцією у другій фазі процесу (піки досягають 260–270 МПа), що пов'язано зі специфікою його фазового складу. Високоміцний авіаційний сплав Д16 демонструє кінетику, наближену до АК8, але з дещо більш згладженими екстремумами, що свідчить про високу ефективність температури 250°C саме для цієї системи легування.

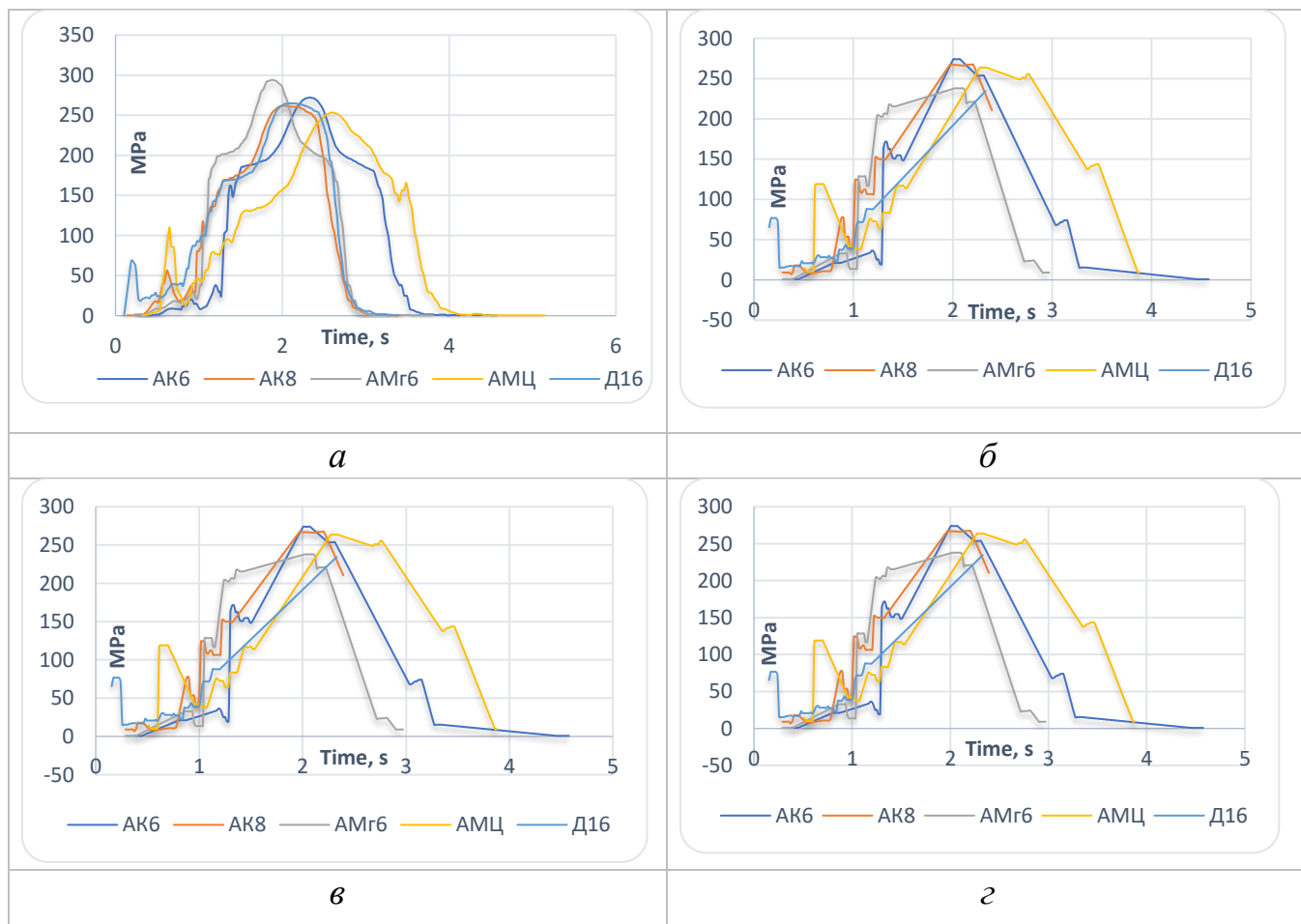
Квазистаціонарна стадія процесу. Принципово важливим результатом є поведінка сплавів на завершальній стадії формування профілю в чистовому калібрі (час $t > 3,5$ с). Як видно з рис. 3.36, попри значні розбіжності в транзитній зоні, криві середнього напруження для всіх без винятку сплавів збігаються (конвергують) у вузький безпечний коридор значень 150–200 МПа.

Отримані результати переконливо доводять універсальність запропонованої технології. Підтримка ізотермічних умов на рівні 250–350 °C гарантує, що на фінальній стадії формоутворення (де профіль набуває остаточних розмірів) у тілі заготовки формується надійна схема всебічного стиску незалежно від марки алюмінієвого сплаву. Це повністю унеможливило утворення макротріщин і дозволяє виготовляти якісні складнопрофільні деталі як із пластичних (АМц), так і з важкодеформівних (Д16, АК8) матеріалів.

3.7.2. Порівняльний аналіз інтенсивності напружень (σ_i) для сплавів різних систем легування при 250 °С

Загальна феноменологічна картина зміни інтенсивності напружень (σ_i) у часі є подібною для всіх досліджуваних матеріалів. На осцилограмах чітко виділяються стадія пружно-пластичного навантаження ($\approx 0,4\text{--}1,2$ с), основна зона розвиненої пластичної течії з досягненням максимуму ($\approx 1,8\text{--}2,6$ с) та стадія розвантаження з подальшою релаксацією напружень ($\approx 2,8\text{--}4,5$ с залежно від хімічного складу сплаву). Проте кінетика цих процесів – абсолютна висота піків, швидкість зміцнення та тривалість спокою – суттєво залежить від природи легування алюмінієвої матриці.

Зведені графіки інтенсивності напружень для сплавів АК6, АК8, АМг6, АМц і Д16 за оптимальної температури інструменту та заготовки (250°C) наведено на рис. 3.38.



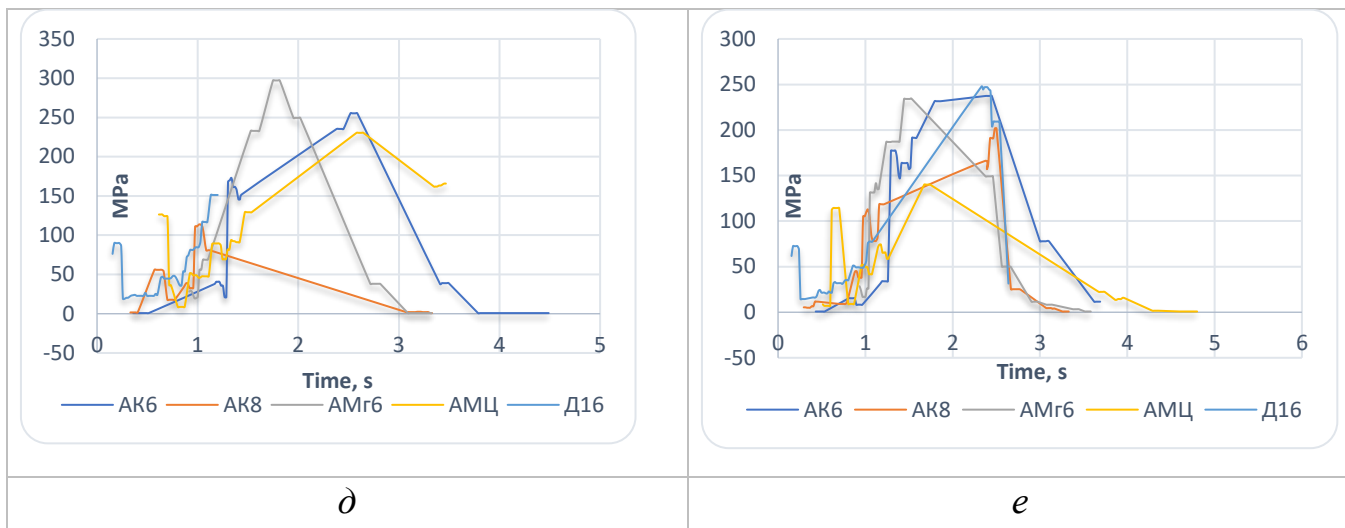


Рисунок 3.38. – Зміна інтенсивності напружень (σ_i) для сплавів АК6, АК8, АМг6, АМц і Д16 під час прокатування при 250°C: а) точка 1; б) точка 2; в) точка 3; г) точка 4; д) точка 5; е) точка 6.

(Примітка: розширені дані за кожною точкою для окремих сплавів наведено в Додатку Б)

Аналіз термомеханічної поведінки сплавів:

1. Сплав АМг6 (система Al-Mg). Характеризується найвищим опором деформації на ранніх стадіях: інтенсивність напружень сягає абсолютного максимуму ($\approx 260\text{--}275$ МПа). Це фізично обґрунтовується потужним твердорозчинним зміцненням алюмінію атомами магнію. Водночас сплав демонструє найінтенсивнішу швидкість розвантаження: після проходження піку крива стрімко спадає, що свідчить про швидкий перебіг процесів динамічного відновлення в цьому матеріалі при 250°C.

2. Сплав АК6 (система Al-Cu-Mg-Si). Демонструє високі пікові значення ($\approx 260\text{--}275$ МПа) та найтриваліший період релаксації напружень. На графіках це проявляється у вигляді пролонгованого спаду кривої: напруження залишаються відмінними від нуля значно довше, ніж в інших сплавах. Це вказує на підвищену жорсткість кристалічної решітки та уповільнену швидкість постдеформаційного знеміцнення.

3. Сплав АК8 (система Al-Cu-Mg-Si). Попри спільну з АК6 систему легування, АК8 формує дещо нижчий максимум ($\approx 250\text{--}270$ МПа) з різким,

майже миттєвим розвантаженням. Пік напружень є дуже вузьким, що свідчить про високу чутливість матеріалу до теплового ефекту деформації на цій стадії.

4. Сплав АМц (система Al-Mn). Virізняється кінематичною інертністю: пік напружень зміщений у часі вправо, а стадія розвантаження є найбільш розтягнутою. Завдяки високій технологічній пластичності та меншому деформаційному зміцненню, метал більш плавно заповнює об'єм калібру, подовжуючи ефективний час перебування в осередку деформації (тому інтенсивність напружень довше зберігається на середньому рівні).

5. Сплав Д16 (система Al-Cu-Mg). Демонструє найбільш згладжену та стабільну траєкторію течії. Пікові значення є помірними ($\approx 220\text{--}250$ МПа), а тривалість спокою займає проміжне положення між АК6 та АМг6. Це підтверджує, що для високоміцного авіаційного дюралюмінію температура 250°C забезпечує ідеальний баланс між деформаційним зміцненням та динамічним відновленням.

Порівняльний аналіз доводить, що за рівних температурних умов 250°C пікові енергосилові навантаження на обладнання визначатимуться сплавом АМг6, тоді як тривалість силового впливу на інструмент (через повільну зміну) є найбільшою для сплавів АК6 та АМц. Ці кінетичні особливості необхідно безпосередньо враховувати під час проєктування калібрів та розрахунку потужності приводів прокатних станів для багатосерійного виробництва.

3.7.3. Порівняльний аналіз напруження течії (σ_s) сплавів різних систем легування при 250°C

Розгляд часових залежностей напруження течії (σ_s) дає змогу об'єктивно оцінити енергосилові параметри деформування різних алюмінієвих сплавів.

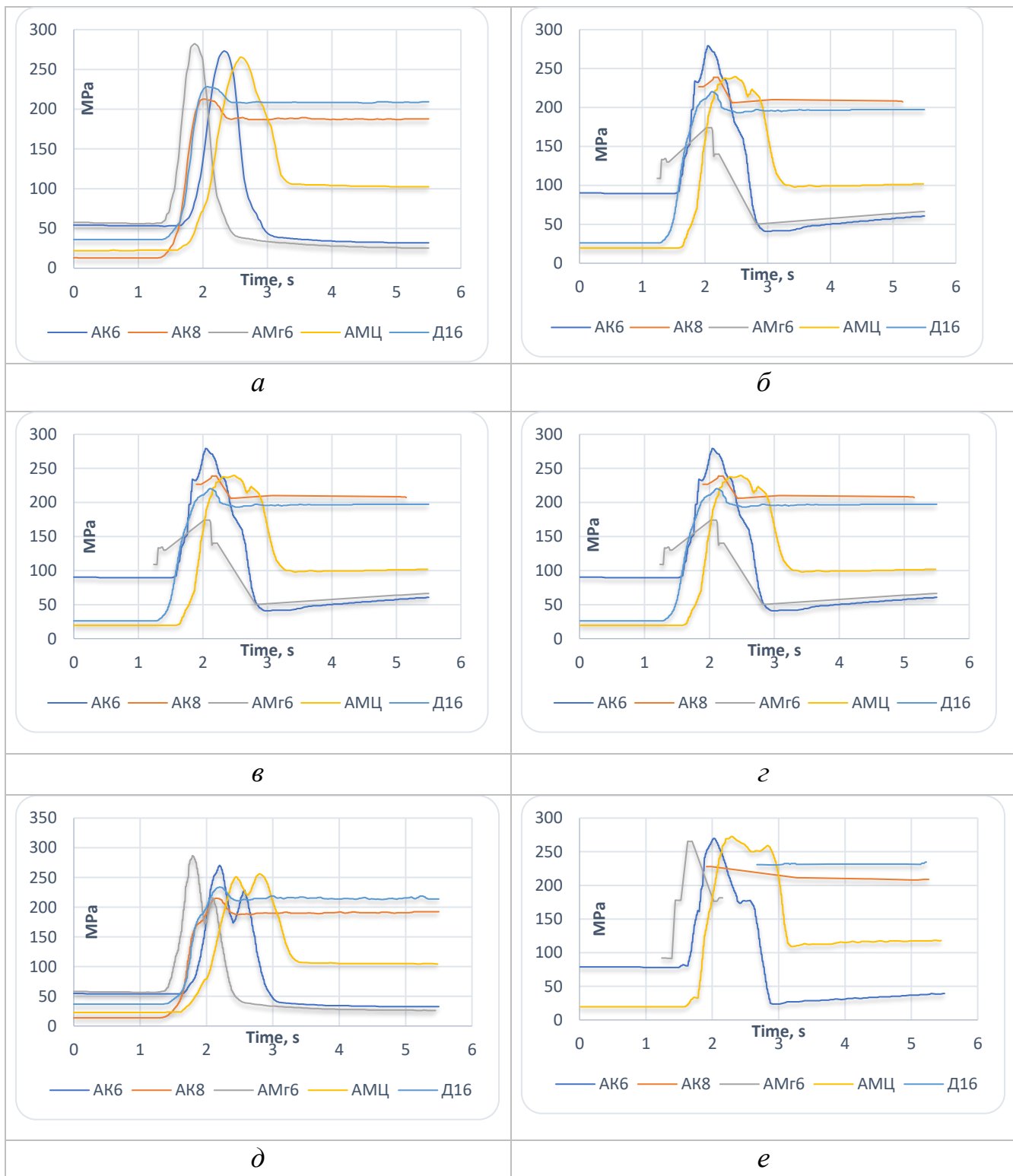


Рисунок 3.39. – Еволюція напруження течії (σ_s) для сплавів АК6, АК8, АМr6, АМЦ і Д16 під час прокатування при 250°C: а) точка 1; б) точка 2; в) точка 3; г) точка 4; д) точка 5; е) точка 6.

(Примітка: розширені дані за кожною точкою для окремих сплавів наведено в Додатку В)

Характерною рисою для всіх досліджуваних матеріалів є чітка стадійність процесу. Зокрема, після початкового базового рівня спостерігається зона інтенсивного формозмінення з вираженим максимумом (у проміжку часу 1,6–2,8с), яка згодом змінюється етапом розвантаження та виходом на квазістаціонарний рівень. Графіки зміни σ_s для сплавів АК6, АК8, АМг6, АМц і Д16 за температури інструменту 250°C подано на рис. 3.39.

За отриманими даними можна виділити кілька типових сценаріїв термомеханічної поведінки металу. Наприклад, сплав АМг6 відрізняється найбільш раннім і водночас найвищим піком напруження течії, який сягає 280–290 МПа при $t \approx 1,8 - 2,0$ с. Проте відразу після досягнення цього максимуму опір деформації стрімко знижується до 25–40 МПа. Схожа тенденція, хоч і з дещо нижчим піком (260–275 МПа) та більш плавним спадом, притаманна сплаву АК6. Отже, обидва ці матеріали зазнають значного, але порівняно короткочасного силового навантаження, після чого інтенсивно знеміцнюються завдяки тепловому ефекту та процесам динамічного відновлення макроструктури.

Дещо інша картина спостерігається під час деформування сплаву АМц. Його максимум трохи запізнюється у часі (2,4–2,7 с) і становить приблизно 250–265 МПа. Однак після проходження пікових значень напруження не падає до мінімуму, а фіксується на середньому рівні близько 95–110 МПа. Таким чином, цей сплав здатний значно довше зберігати помірний опір пластичній течії.

Найбільш жорсткі силові режими виявлено для сплавів АК8 та Д16. На графіках крива для АК8 не має різкого піку з наступним обвалом; натомість після підйому напруження стабілізується на рівні 185–200 МПа і тримається на цій позначці практично до кінця циклу прокатування. Високоміцний сплав Д16 показує ще вище стабільне плато, яке становить 205–215 МПа. З технологічної точки зору це означає, що саме вказані матеріали чинитимуть найбільший опір на завершальних стадіях формування профілю в чистовому калібрі.

Підсумовуючи отримані результати, досліджувані алюмінієві сплави можна умовно класифікувати за двома енергосиловими критеріями. Якщо оцінювати абсолютні короточасні піки напружень, послідовність виглядає так: АМг6 \gtrsim АК6 \gtrsim АМц \approx АК8 \approx Д16. Якщо ж брати до уваги рівень стабільного навантаження на квазістаціонарній стадії, порядок змінюється на протилежний: Д16 $>$ АК8 $>$ АМц \gg АК6 \approx АМг6.

Практична цінність цих результатів полягає в тому, що за температури 250 °С високоміцні сплави (Д16, АК8) зумовлюють найбільш навантажений режим роботи обладнання протягом усього процесу прокатування. Натомість матеріали типу АМг6 та АК6 швидко переходять у зону низьких напружень, сутево полегшуючи загальний силовий режим. Ці закономірності є визначальними для розрахунку міцності інструменту та вибору потужності приводів під час проектування промислових станів.

3.7.4. Порівняльний аналіз кінетики накопичення пластичної деформації (ϵ_p) для сплавів різних систем легування при 250 °С

Розгляд кінетики накопичення пластичної деформації (ϵ_p) дає змогу оцінити інтенсивність формозмінення металу в локальних зонах осередку деформації. Аналіз отриманих графічних залежностей (рис. 3.39) для сплавів АК6, АК8, АМг6, АМц і Д16 за ізотермічних умов ($t_b = 250^\circ\text{C}$) виявив спільну стадійність процесу. На початковому етапі фіксуються мінімальні значення деформації. Далі, у часовому проміжку 1,6–2,8 с, відбувається основний приріст показника, що завершується переходом на квазістаціонарне плато.

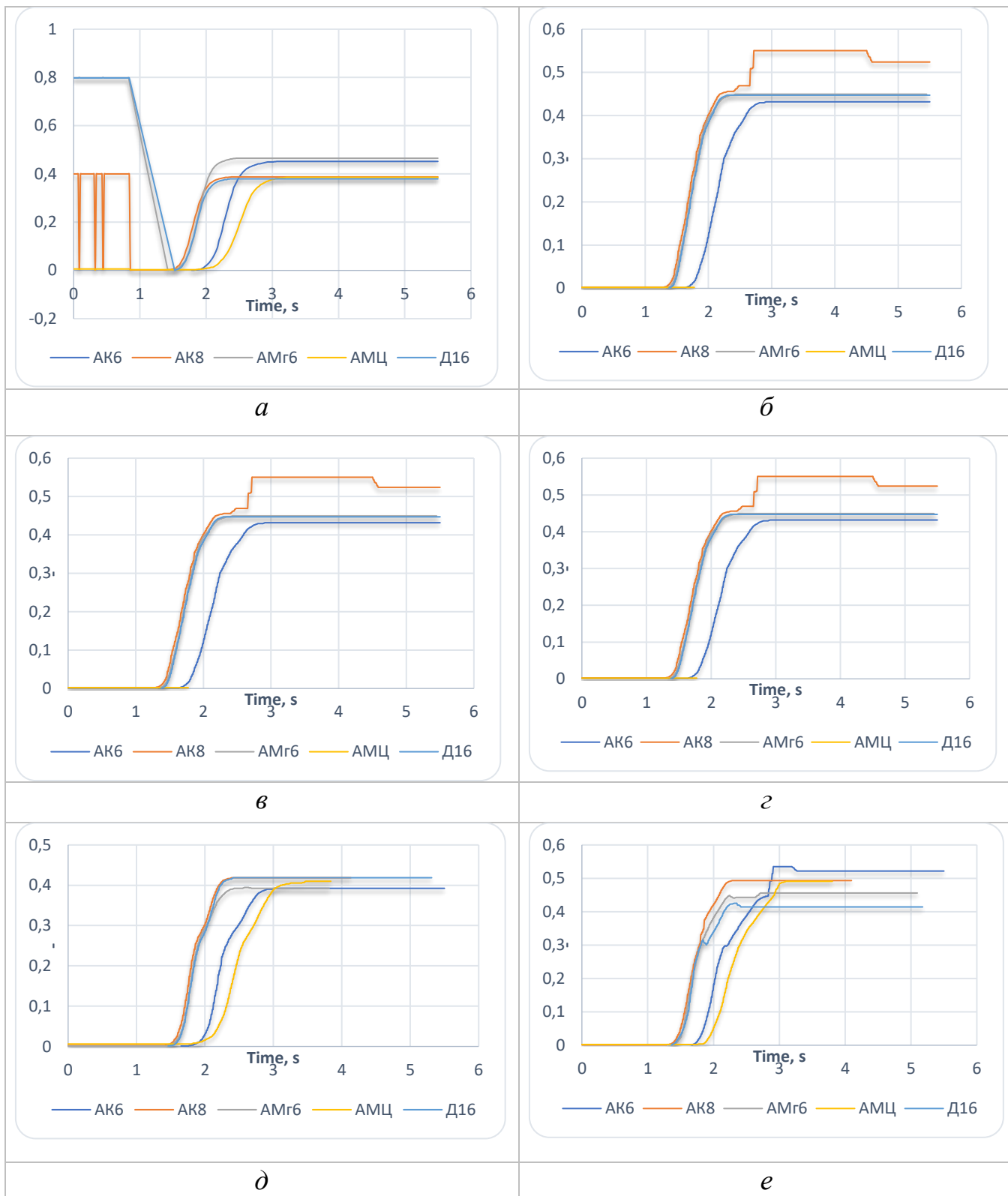


Рисунок 3.40. – Зміна накопиченої пластичної деформації (ϵ_p) для сплавів АК6, АК8, АМг6, АМЦ і Д16 під час прокатування при 250°C: а) точка 1; б) точка 2; в) точка 3; г) точка 4; д) точка 5; е) точка 6

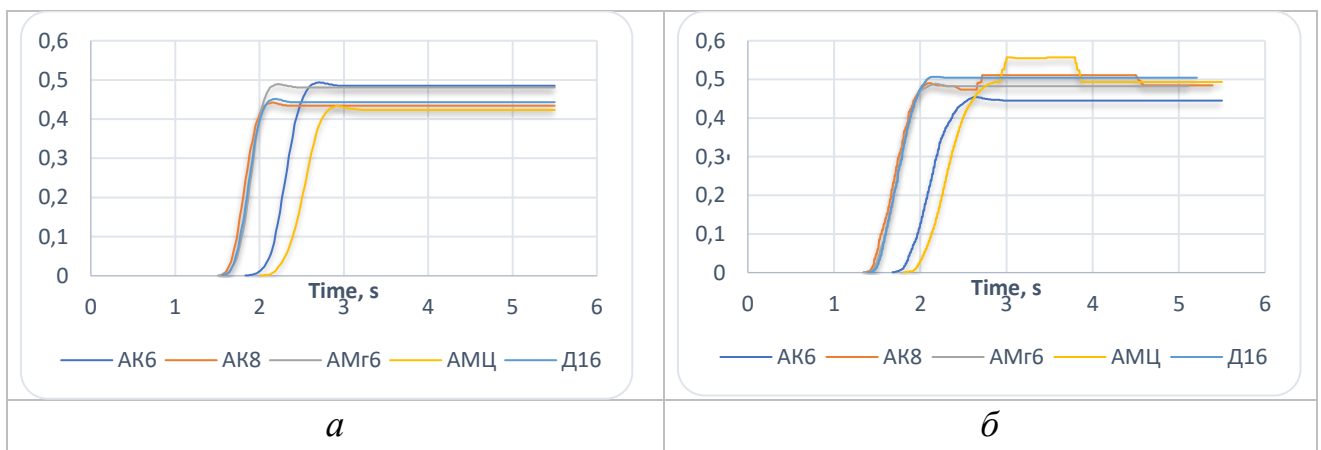
(Примітка: розширені дані за кожною точкою для окремих сплавів наведено в Додатку Г)

Попри однакову макрогеометрію інструменту, особливості протікання пластичної течії суттєво залежать від системи легування матеріалів. Зокрема, сплави АК8 та АМГ6 починають активно деформуватися раніше (вже при $t \approx 1,4-1,6$ с) і характеризуються стрімким підйомом кривої. Це вказує на їхню здатність до інтенсивного формозмінення відразу після захоплення заготовки валками. Натомість для сплаву АК6 і, особливо, АМЦ характерним є певне кінематичне запізнення: початок інтенсивної течії зміщується до $t \approx 1,9-2,2$ с, а формування фінального рівня розтягується у часі.

Кількісна оцінка кінцевих значень ε_p показала різницю в рівнях накопиченої деформації. Максимальні значення на підсумковому плато зафіксовано для групи сплавів АК8, АК6 та АМЦ ($\varepsilon_p \approx 0,48-0,55$). Проміжний рівень притаманний сплаву АМГ6 ($\approx 0,44-0,47$). Водночас мінімальні показники локальної пластичної деформації продемонстрував сплав Д16 ($\approx 0,41-0,44$).

3.7.5. Порівняльний аналіз кінетики накопичення інтенсивності деформації (ε_i) для сплавів різних систем легування при 250 °С

Розгляд зміни інтенсивності деформації (ε_s) у часі проведено для оцінки загального рівня формозмінення металу в досліджуваних точках перерізу. На основі результатів моделювання за температури 250 °С побудовано відповідні графіки для сплавів АК6, АК8, АМГ6, АМЦ і Д16 (рис. 3.40).



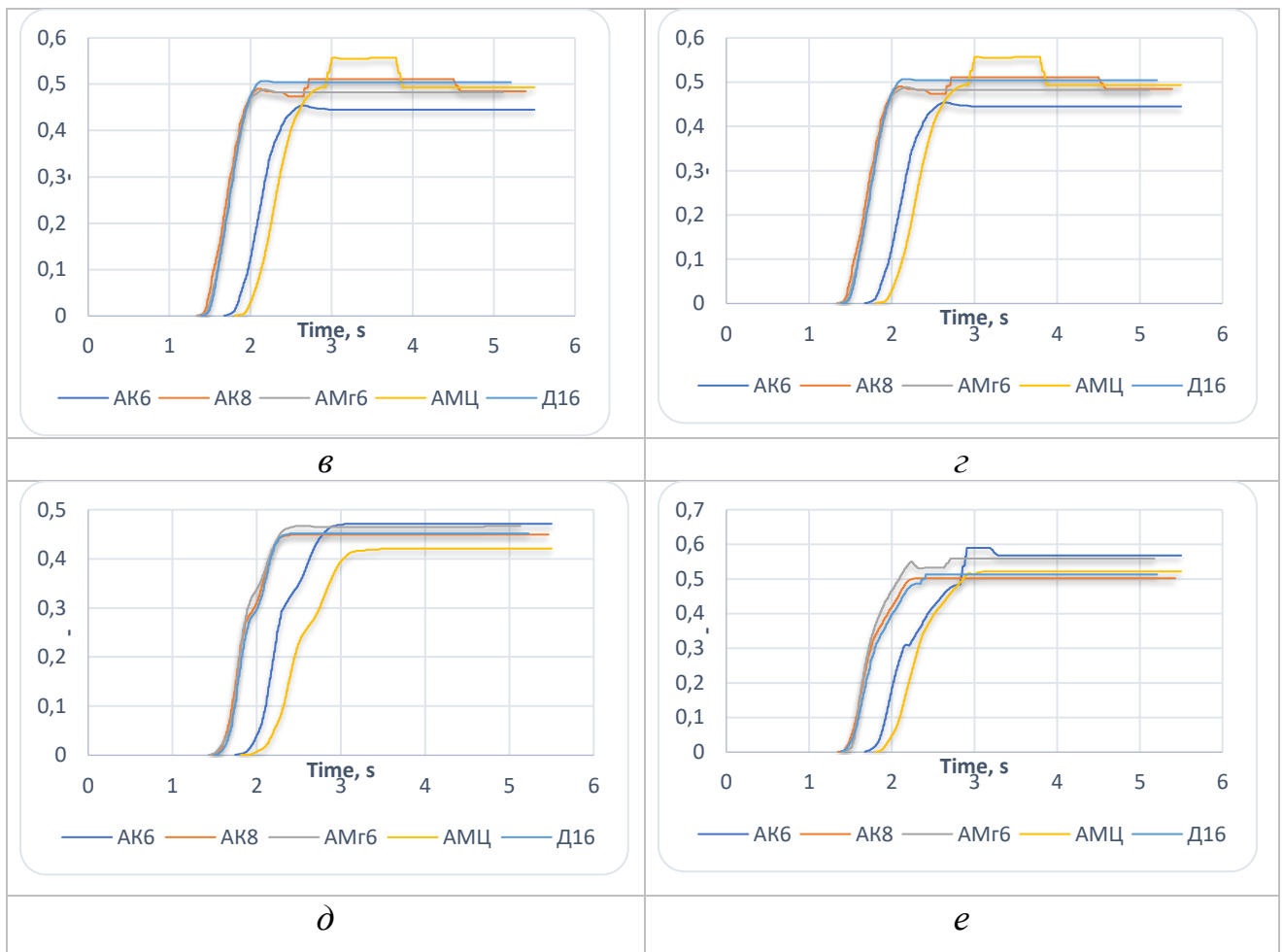


Рисунок 3.41. – Еволюція інтенсивності деформації (ϵ_i) для сплавів АК6, АК8, АМг6, АМЦ і Д16 під час прокатування при 250 °С: а) точка 1; б) точка 2; в) точка 3; г) точка 4; д) точка 5; е) точка 6

(Примітка: розширені дані за кожною точкою для окремих сплавів наведено в Додатку Д)

Отримані криві для всіх матеріалів мають характерний S-подібний вигляд. До моменту активної деформації в калібрі значення показника мінімальні. Основний приріст відбувається у вузькому часовому інтервалі від 1,7 до 2,6 с, після чого криві виходять на стабільне плато.

При цьому час початку інтенсивної течії є неоднаковим і залежить від марки металу. Для сплавів АК8, АМг6 та Д16 зростання ϵ_i починається раніше (при $t \approx 1,6-1,9$ с), і вихід на кінцевий рівень відбувається найшвидше. Сплави АК6 та АМЦ реагують із запізненням: помітне збільшення деформації

фіксується лише після 1,9–2,2 с для АК6 та 2,0–2,3 с для АМц. Через це процес досягнення максимуму в часі дещо розтягується.

Порівняння значень на сформованому плато дозволяє оцінити різницю в пропрацюванні структури за однакових умов. Максимальний рівень інтенсивності деформації (0,48–0,56) отримано для сплавів АМг6, Д16 та АК6. Дещо менші значення показав сплав АК8 (0,43–0,50). Найнижчий рівень (0,42–0,52) зафіксовано під час прокатування сплаву АМц.

Таким чином, за температури 250 °С більш інтенсивний перерозподіл металу в порожнинах калібру характерний для матеріалів типу АМг6, Д16 і АК6. Водночас сплав АМц деформується з порівняно меншим сумарним наклепом, що зумовлено його хімічним складом і високою технологічною пластичністю.

Висновки до розділу 3

1. За допомогою методів скінченно-елементного моделювання (МСЕ) у програмному комплексі QForm розроблено адекватну термомеханічну 3D-модель гарячого профільного прокатування асиметричної та складнопрофільної деталі з алюмінієвих сплавів. Використання матриці віртуальних контрольних точок дозволило комплексно оцінити просторову неоднорідність параметрів напружено-деформованого стану (НДС) у приконтатних та внутрішніх шарах заготовки.

2. Аналіз зміни інтенсивності напружень (σ_i) та напруження течії (σ_s) довів, що традиційне прокатування у холодних валках (20 °С) призводить до інтенсивного контактного вихолоджування металу. Це викликає безперервне зростання опору деформації в транзитній зоні між проходами та генерує екстремальні силові піки. Підігрів інструменту ліквідує температурний показник: напруження течії стабілізується на низькому рівні, що суттєво зменшує енергоємність процесу. Водночас доведено, що надмірний перегрів (450

°С) є небажаним, оскільки провокує тривалу термомеханічну післядію та кінематичну нестабільність профілю.

3. Оцінка зміни гідростатичного тиску (середнього напруження, σ_m) виявила головну причину руйнування металу за класичної технології. Встановлено, що контакт із холодним інструментом провокує глибокі осциляції напруженого стану з переходом у небезпечну зону розтягувальних напружень. Підігрів валків усуває ці аномалії, формуючи в осередку деформації сприятливу та керовану схему жорсткого всебічного стиску, яка гарантує збереження суцільності металу.

4. Дослідження кінетики накопиченої пластичної (ε_p) та інтенсивності деформації (ε_i) підтвердило, що за умови використання холодного інструменту виникає жорстка локалізація зсувів у приконтактних шарах. Керований тепловий режим інструменту усуває цю нерівномірність, забезпечуючи однорідне об'ємне пропрацювання макроструктури без критичної розбіжності деформацій між поверхнею та серцевиною.

5. Комплексне порівняння НДС сплавів різних систем легування (АК6, АК8, АМг6, АМц, Д16) за однакових умов (250 °С) підтвердило універсальність запропонованої технології та виявило їхні термомеханічні особливості. Високоміцні сплави (Д16, АК8) зберігають високий опір течії протягом усього процесу, деформуючись монолітно з найменшим рівнем локального наклепу. Менш міцні та високопластичні сплави (АМг6, АК6, АМц) після короточасних пікових навантажень стрімко знеміцнюються, накопичуючи більшу локальну деформацію під час заповнення порожнин калібру. Ці кінетичні властивості є визначальними для розрахунку потужності приводів.

6. Узагальнюючи результати чисельного моделювання, теоретично обґрунтовано, що температурний інтервал нагрівання робочих валків 250–350 °С є технологічним оптимумом. Він гарантує багаторазове зниження енергосилових параметрів, запобігає поверхневому руйнуванню заготовок та забезпечує стабільну відтворюваність формозмінення складнопрофільних деталей із широкої номенклатури промислових алюмінієвих сплавів.

РОЗДІЛ 4

ТЕОРЕТИЧНЕ ОБҐРУНТУВАННЯ, ВЕРИФІКАЦІЯ ТА ПРАКТИЧНЕ ЗАСТОСУВАННЯ ПРОЦЕСУ ГАРЯЧОГО ПРОКАТУВАННЯ АЛЮМІНІЄВИХ СПЛАВІВ

4.1. Реологічне моделювання та термомеханічний аналіз течії алюмінієвих сплавів при гарячому прокатуванні

Розглядаючи гаряче деформування алюмінієвих сплавів, ми маємо справу зі складною термомеханічною системою. Тут одночасно і дуже тісно взаємодіють між собою температурне поле, напружений стан та макроструктура. На противагу холодній обробці, високі температури запускають у металі інтенсивні процеси динамічного відновлення та рекристалізації. Матеріал стає пластичнішим, його загальний опір падає. Саме через багатofакторний характер геометричних розрахунків формозміни недостатньо. Доводиться залучати математичні моделі, здатні врахувати як температурно-швидкісний режим, так і реологічну специфіку конкретної марки сплаву.

В умовах прокатування поведінку металу визначає його внутрішній опір – напруження течії (σ_i). Для деформівних алюмінієвих сплавів, і зокрема для АК6, цей показник є надзвичайно чутливим. Достатньо заготовці локально охолонути (наприклад, через тривалий контакт із масивним холодним валком), і опір деформації стрімко стрибає вгору. Течія ускладнюється, інструмент зазнає перевантажень, а ризик появи тріщин зростає. З іншого боку, перегрів веде до надмірного знеміцнення та ймовірного структурного браку виробу. Тому без адекватного математичного опису реології підібрати правильний технологічний режим практично неможливо.

Сьогодні для моделювання в'язкопластичної течії науковці здебільшого спираються на конститутивні залежності Гарофало–Зенера–Холломона. Головна перевага цього підходу – здатність звести вплив швидкості та

температури в один комплексний показник, відомий як параметр Зенера–Холломона (Z). Базуючись на законі Арреніуса, його обчислюють за залежністю [45]:

$$Z = \dot{\varepsilon} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) \quad (4.1)$$

де $\dot{\varepsilon}$ – швидкість деформації, c^{-1} ; Q – енергія активації гарячої деформації (для сплаву АК6 приймаємо $Q = 140000$ Дж/моль); R – універсальна газова стала (8,314 Дж/(моль·К)); T – абсолютна температура процесу, К [108].

Для переходу до кількісної оцінки використаємо параметри нашої дослідної установки: робочий діаметр валків $D = 160$ мм, частота обертання $n = 12$ об/хв. При прокатуванні прутка з початковим діаметром $d_0 = 16$ мм із заданим ступенем деформації $\varepsilon = 30\%$ та температурою нагріву заготовки $t = 250$ °С, абсолютна температура становить $T = 250 + 273 = 523$ К.

Лінійна швидкість поверхні валків v детермінується як:

$$v = \frac{\pi \cdot D \cdot n}{60} = \frac{3,14 \cdot 0,16 \cdot 12}{60} \approx 0,1005 \text{ м/с} \quad (4.2)$$

Враховуючи, що кінцева товщина після деформації становить $h_k = d_0 \cdot (1 - \varepsilon) = 16 \cdot (1 - 0,3) = 11,2$ мм, а абсолютне деформація $\Delta h = 16 - 11,2 = 4,8$ мм (деформації по висоті), знайдемо довжину дуги захоплення l :

$$l = \sqrt{r \cdot \Delta h} = \sqrt{80 \cdot 2,4} \approx 13,86 \text{ мм (або } 0,01386 \text{ м)}. \quad (4.3)$$

Середня швидкість деформації в осередку при цьому дорівнює:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{v}{l} = \frac{0,1005}{0,01386} \approx 7,25 \text{ } c^{-1} \quad (4.4)$$

Підставляючи отримані кінематичні дані у формулу (4.1), отримуємо числовий вираз параметра Зенера–Холломона для заданих умов:

$$Z = 7,25 \cdot \exp\left(\frac{140000}{8,314 \cdot 523}\right) \approx 6,9 \cdot 10^{14}.$$

Отримане значення повністю корелює з характерним порядком величин для гарячого деформування промислових алюмінієвих систем. Тепер, щоб

пов'язати Z безпосередньо з напруженням течії σ_s , ми враховуємо гіперболічний синусоїдальний закон Гарофало [37]:

$$Z = A \cdot [\sinh(\alpha \cdot \sigma_s)]^n \quad (4.5)$$

де для сплаву АК6 в інженерних розрахунках ми оперуємо такими емпіричними константами: константа структури $A = 5 \cdot 10^{11}$, параметр напруження $\alpha = 0,015 \text{ МПа}^{-1}$ та показник ступеня $n = 5$ [108]. Виразивши з рівняння гіперболічний синус, маємо:

$$\sinh(\alpha \cdot \sigma_s) = \left(\frac{Z}{A}\right)^{1/n} = \left(\frac{6,9 \cdot 10^{14}}{5 \cdot 10^{11}}\right)^{1/5} \approx 5,87.$$

Для знаходження аргументу скористаємося оберненою гіперболічною функцією (ареасинусом) у логарифмічній формі:

$$\alpha \cdot \sigma_s = \ln\left(5,87 + \sqrt{5,87^2 + 1}\right) \approx \ln(11,82) \approx 2,47. \quad (4.6)$$

Звідси розрахункове значення напруження течії для сплаву АК6 становить:

$$\sigma_s = \frac{2,47}{0,015} \approx 164,7 \text{ МПа (приймаємо 165 МПа)}.$$

Слід підкреслити, що отримане аналітичне значення демонструє високу збіжність із результатами скінченно-елементного моделювання (Розділ 3), де фоновий опір за відповідних температур коливався в межах 160-176 МПа. Даний математичний зв'язок є важливим: у задачах профільного прокатування саме різниця напружень в осередку деформації регулює потоками металу, визначаючи баланс між поздовжнім випередженням та поперечним розширенням.

Обрана нами модель базується на низці допущень: ізотропність середовища, нехтування силами інерції. Проте вона забезпечує надійний теоретичний фундамент. Більше того, саме використання ізотермічного підігріву валків дозволяє регулювати термічні стрибки та стабілізувати опір течії на розрахованому рівні, що і є ключовою перевагою цього підходу.

4.2. Математична модель течії алюмінієвих сплавів при гарячому деформування

Гаряча пластична деформація алюмінію супроводжується комплексом взаємопов'язаних фізико-хімічних процесів, що супроводжуються дією термічних та механічних показників. За таких умов традиційних геометричних апроксимацій виявляється недостатньо для прогнозування реального формозмінення, виникає необхідність застосувати методів механіки суцільного середовища та реологічного моделювання.

Інтегруючи отримані раніше термомеханічні співвідношення, ми сформуваємо базову математичну модель, переміщення металу. Ця модель дозволяє кількісно оцінити величину переміщення металу яка описує закономірності залежно від реологічних властивостей сплаву та параметрів технологічного процесу:

$$s = \frac{h_0 \cdot \varepsilon}{2} \cdot \left[\alpha \cdot \ln \left(\frac{\sigma_0 \cdot \dot{\varepsilon} \cdot \exp(Q/RT)}{A} \right) \right]^n \quad (4.7)$$

У наведеній залежності ми оперуємо наступним набором змінних:

s – переміщення металу, мм;

h_0, d_0 – початкові геометричні параметри заготовки (висота або діаметр відповідно), мм;

ε – ступінь деформації;

σ_0 – початкове напруження течії (опір деформації), детерміноване фізичною природою сплаву;

$\dot{\varepsilon}, Q, R, T$ – параметри, що описують термомеханічний режим (швидкість деформації, енергія активації, універсальна газова стала та абсолютна температура).

Задля перевірки адекватності запропонованого аналітичного апарату було проведено верифікацію на прикладі сплаву АК6. Умови розрахунку було синхронізовано з попередніми етапами дослідження для забезпечення цілісності результатів. Моделюванню підлягали два типові варіанти заготовок:

прямокутного перерізу (30×8 мм, де параметр $h_0 = 8$ мм) та циліндричної форми (діаметром 16 мм). Ступінь висотної деформації було зафіксовано на рівні $\varepsilon = 0,3$ (що відповідає абсолютному обтисненню 2,4 мм), а температуру процесу підтримували в ізотермічному режимі $250 \text{ }^\circ\text{C}$ (523 К).

При розрахунках використовувалися константи, специфічні саме для реології сплаву АК6: значення енергії активації $Q = 140000$ Дж/моль, а також емпіричні коефіцієнти $\alpha = 0,04$ та $n = 5$. Швидкість деформації, згідно з кінематичним аналізом осередку, становила $\dot{\varepsilon} = 7,25 \text{ s}^{-1}$ [108].

Розрахувавши величину переміщення для прямокутної заготовки за математичною моделлю (4.7) отримуємо $s = 5,1$ мм. Змінивши вихідні дані для круглої заготовки отримали $s = 8,2$ мм, прорахувавши інші ступені деформації для обох типів вихідного металу.

Узагальнивши результати розрахунків та порівняльний аналіз отриманих даних залежно від геометричної форми зразків та умов навантаження заносимо в таблиці 4.1.

Таблиця 4.1

Переміщення течії металу (s) сплаву АК6 при нагріванні заготовки й інструменту до $250 \text{ }^\circ\text{C}$ для заготовок різних розмірів

Ступінь деформації	Заготовка 1 (30×8 мм)	Заготовка 2 ($D = 16$ мм)
30 %	5,1 мм	8,2 мм
40 %	8,0 мм	11,3 мм
50 %	8,9 мм	12,6 мм

Для кращого розуміння самої фізики процесу ми візуалізували ці розрахунки. На рисунку 4.2 добре видно, як зміна температури від 20 до $470 \text{ }^\circ\text{C}$ впливає на течію металу (якщо деформація на рівні 30 %). А щоб оцінити вплив одразу двох факторів, ми побудували просторову поверхню відгуку, яку наведено на рисунку 4.3.

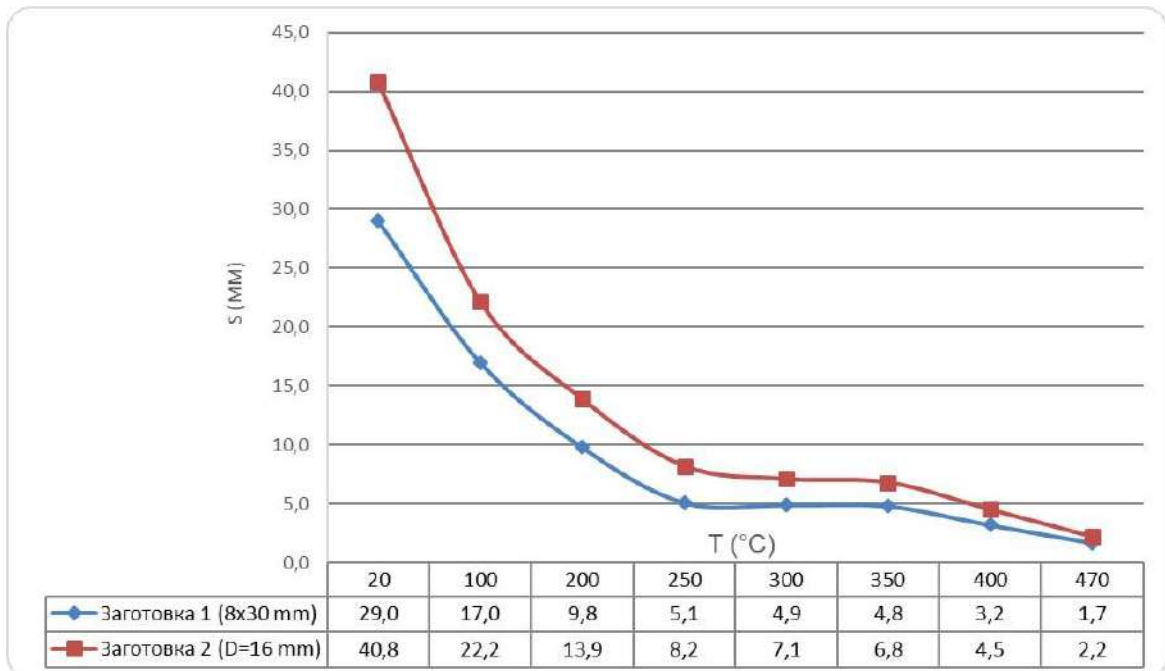


Рисунок 4.2. – Графік залежності $s = f(T)$ для алюмінієвого сплаву АК6 при ступені деформації 30 % під час гарячого деформування

Щоб оцінити вплив одразу двох факторів, ми побудували просторову поверхню відгуку, яку наведено на рис. 4.3.

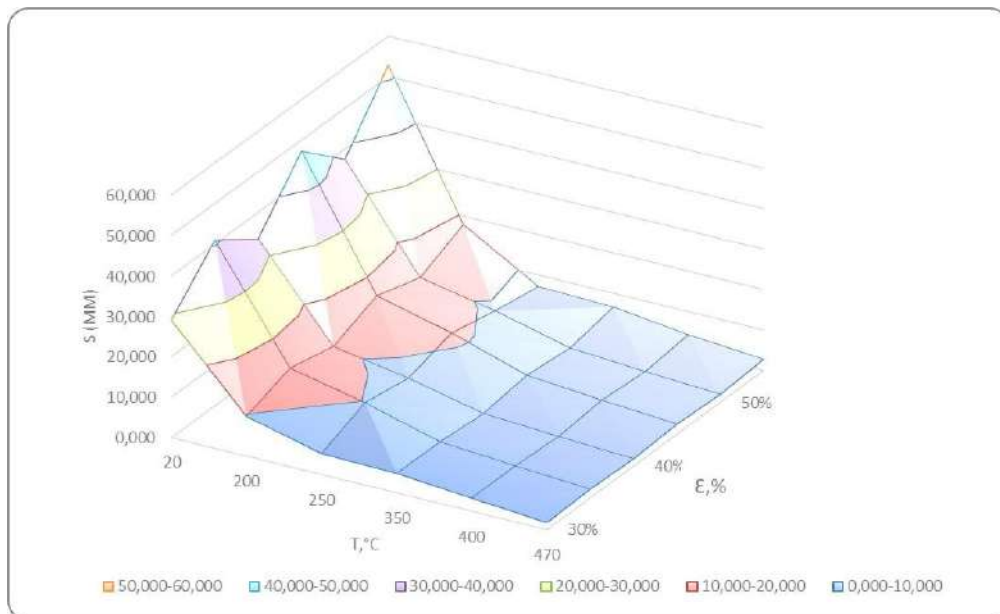


Рисунок 4.3. – Графік залежності $s = f(T, \epsilon)$ для алюмінієвого сплаву АК6 при гарячому деформуванні

Слід зазначити, що аналітичний вираз (4.11) має високу обчислювальну складність через наявність гіперболічних та експоненціальних функцій. Це суттєво обмежує його оперативне застосування в інженерній практиці для експрес-розрахунків технологічних параметрів безпосередньо у виробничих умовах. У зв'язку з цим виникла необхідність апроксимації отриманої моделі більш раціональною залежністю. За результатами математичної обробки встановлено, що найбільш адекватно характер досліджуваного процесу описує степенева функція виду:

$$s = k \cdot \varepsilon^a \cdot T^b \cdot h^c \quad (4.12)$$

У наведеному рівнянні: s – величина переміщення матеріалу, мм; ε – ступінь деформації, %; T – температура процесу, К; h – початкові розміри заготовки, мм; k, a, b, c – це емпіричні коефіцієнти.

Статистичний аналіз розрахункових даних дозволив встановити кількісні закономірності впливу вхідних показників на вихідний параметр. Встановлено, що показники степенів при параметрах деформації ε та висоти заготовки h , становлять близько $a = 0,5$. Водночас виявлено обернену залежність від температурного показника T , показник степеня якого дорівнює приблизно $b = -1,1$, $c = 0,5$. У наукових працях [109,110] зазначають, що коефіцієнт k є розмірним і його одиниці вимірювання залежать від показників степенів a, b, c , щоб забезпечити отримання результату s , мм. Врахування встановлених закономірностей дозволило отримати прикладну математичну модель наступного виду:

$$s = k \cdot \varepsilon^{0,5} \cdot T^{-1,1} \cdot h^{0,5} \quad (4.13)$$

Для визначення розмірного коефіцієнту k , використаємо початкові дані для математичної моделі (4.11) і отримані результати при її розрахунку, а саме $s = 5,1$ мм, $h = 8$ мм, $\varepsilon = 0,3$ та $T = 523$ К.

$$k = \frac{s}{\varepsilon^{0,5} \cdot T^{-1,1} \cdot h^{0,5}} \quad (4.14)$$

Підставивши значення, отримаємо:

$$k = \frac{5,1}{0,3^{0,5} \cdot 523^{-1,1} \cdot 80^{0,5}} \approx 3219,71$$

Тепер емпірична формула для визначення переміщення течії сплаву АК6 s , мм, буде мати зручний вигляд для розрахунків інженерів-технологів:

$$s = 3219,71 \cdot \varepsilon^{0,5} \cdot T^{-1,1} \cdot h^{0,5} \quad (4.15)$$

Таким чином можна визначити емпіричну формулу для переміщення течії любого алюмінієвого сплаву.

Останнім етапом у теоретичному дослідженні стало визначення ступеня адекватності спрощеної емпіричної моделі течії алюмінієвого сплаву АК6 (4.15) у порівнянні з математичною моделлю для визначення течії металу та сплавів та оцінка величини похибки. Для візуалізації та порівняльного аналізу результатів обчислень дані, представлено у вигляді суміщеного графіка (рис. 4.4)

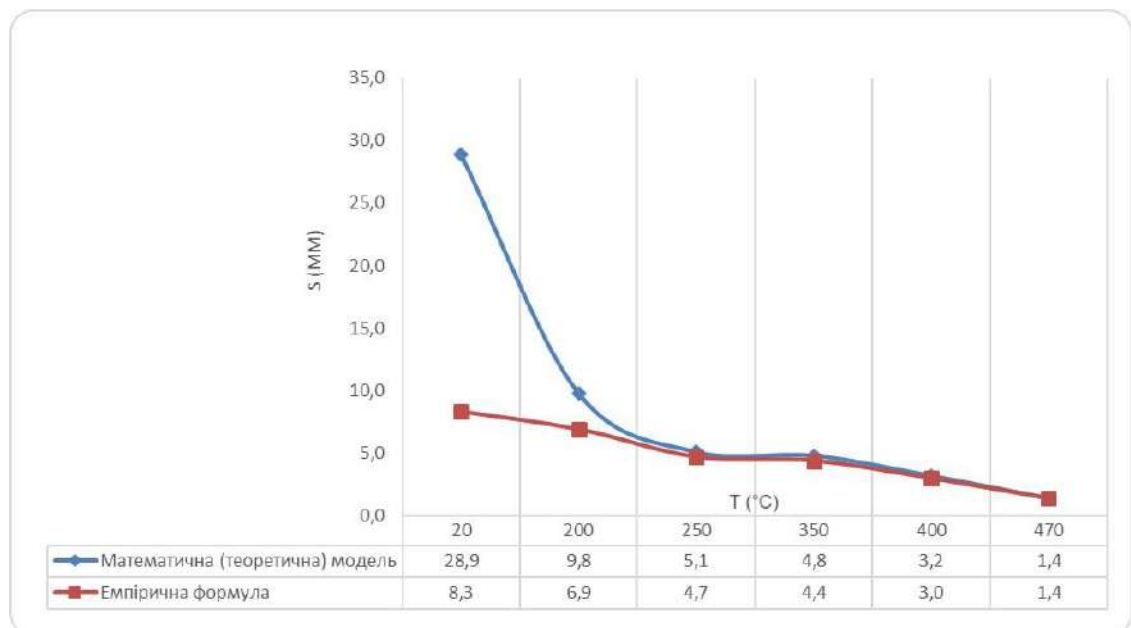


Рисунок 4.4. – Графік порівняння математичної моделі та емпіричної формули.

Як бачимо з наведених кривих, у робочому діапазоні температур ситуація виглядає дуже оптимістично. Вже після 220 °C графіки йдуть майже поруч, розбіжність не перевищує якихось 0,4 мм. І чим сильніше ми гріємо

метал, тим меншою стає ця різниця. Відповідно, спрощена формула працює цілком достовірно, і її можна сміливо рекомендувати заводським технологам.

Аналізуючи наведені залежності бачимо високу збіжність результатів у межах робочого температурного діапазону 250-350°C. Встановлено, що за температур понад 220 °C розбіжність між значеннями є мінімальною і не перевищує 0,4 мм. Характерно, що з подальшим зростанням температури нагріву матеріалу спостерігається зближення кривих, що вказує на підвищення точності апроксимації.

Отже, отримана спрощена емпірична залежність характеризується достатнім рівнем достовірності, що дозволяє рекомендувати її для використання в інженерно-технологічних розрахунках при проектуванні процесів гарячої обробки тиском сплаву АК6.

4.3. Порівняльний аналіз результатів експериментального дослідження та чисельного моделювання

З метою перевірки адекватності розробленої скінченно-елементної моделі процесу гарячого профільного прокатування виконано порівняльний аналіз результатів чисельного моделювання в програмному комплексі QForm та даних фізичного експерименту, наведених у розділі 2.

Критеріями порівняння обрано основні параметри напружено-деформованого стану та технологічні характеристики процесу, а саме:

- геометричні параметри профілю (ступінь розширення, заповнення калібру);
 - кінематику течії металу (характер деформації координатної сітки);
 - енергосилові параметри (зусилля прокатування та крутний момент);
- характер локалізації пластичної деформації.

Аналіз отриманих результатів показав, що чисельна модель адекватно відтворює основні закономірності процесу деформування. Зокрема, встановлено якісну та кількісну відповідність між експериментальними та

розрахунковими даними щодо формозміни профілю. Розраховані значення розширення заготовки відрізняються від експериментальних не більше ніж на 5–8 %, що свідчить про достатню точність моделювання геометричних параметрів.

Порівняння кінематики течії металу показало, що характер деформації координатної сітки, отриманий у QForm, добре узгоджується з експериментальною картиною. В обох випадках спостерігається асиметрія течії, зумовлена складною формою калібру, а також інтенсивніше формозмінення в зонах утворення масивних елементів профілю. Це підтверджує коректність задання граничних умов та контактної взаємодії в моделі.

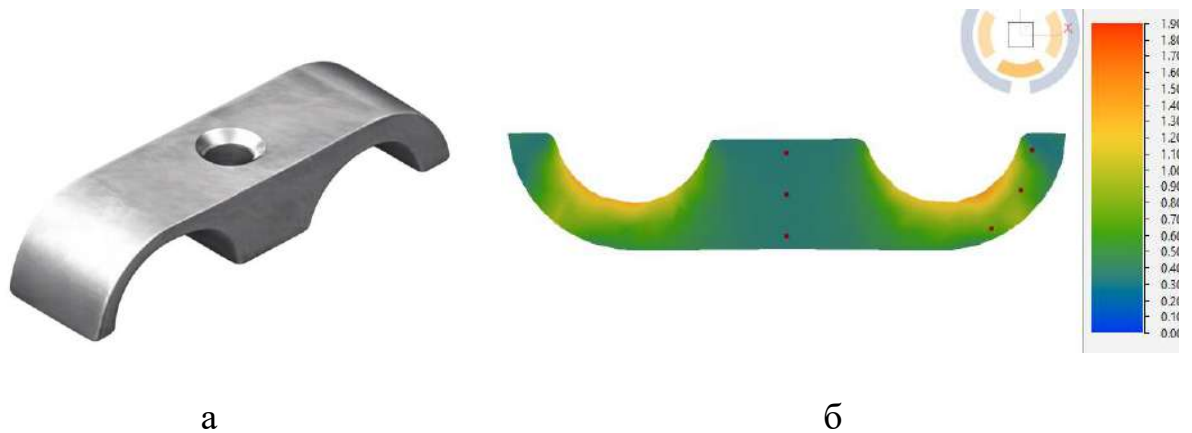


Рисунок 4.5. – Загальний вигляд деталі «Колодка парна 8-8»:

а – експериментальне дослідження;

б – результат чисельного моделювання QForm

Особливу увагу приділено аналізу енергосилових параметрів процесу. Порівняння зусиль прокатування показало, що результати чисельного моделювання мають задовільну збіжність з експериментальними даними: розбіжність не перевищує 10–15 % у всьому діапазоні досліджуваних температур. При цьому модель адекватно відтворює тенденцію до зниження силових параметрів зі зростанням температури інструменту.

Якісне співпадіння результатів також спостерігається при аналізі локалізації пластичної деформації. Як у чисельному моделюванні, так і в

експерименті встановлено, що використання холодних валків призводить до концентрації деформації у приконтактних шарах, що супроводжується підвищеним ризиком утворення дефектів. Натомість при підігріві інструменту до 250–350 °С забезпечується більш рівномірний розподіл деформації по перерізу заготовки.

Отримані результати дозволяють зробити висновок про адекватність розробленої скінченно-елементної моделі технологічному процесу. Виявлені незначні розбіжності можуть бути зумовлені спрощеннями моделі, зокрема ідеалізацією умов тертя, припущенням щодо однорідності матеріалу та відсутністю урахування мікроструктурних перетворень.

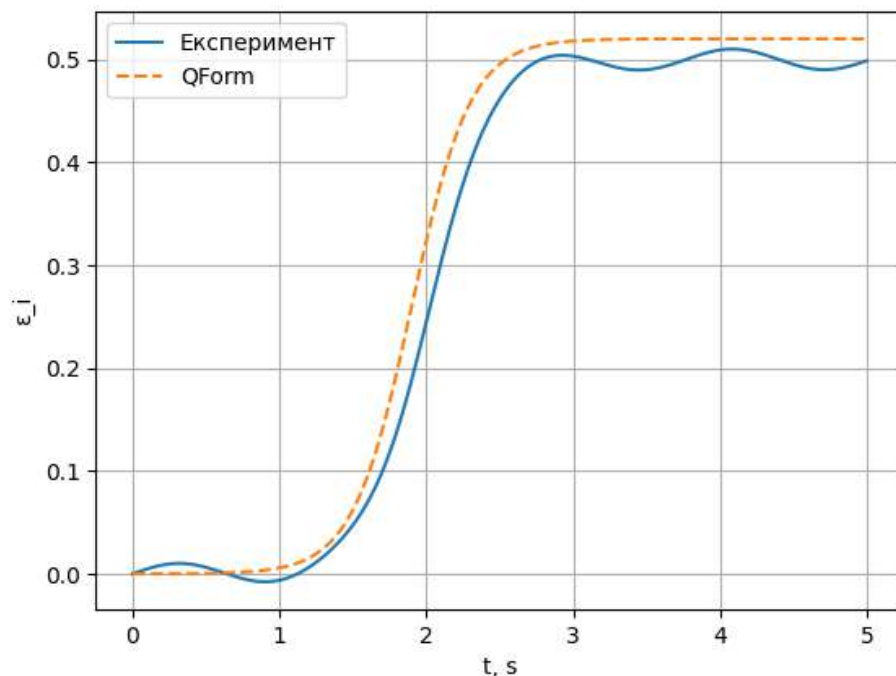


Рисунок 4.6. – Порівняння результатів чисельного моделювання з експериментальними даними

На рис. 4.6 представлено порівняльний аналіз результатів експериментальних досліджень та чисельного моделювання в програмному середовищі QForm. Отримані криві мають ідентичний S-подібний характер із чітко вираженою ділянкою інтенсивного зростання та подальшою стабілізацією параметрів (виходом на плато). Результати моделювання демонструють високий ступінь збіжності з експериментальними даними:

відносне відхилення не перевищує 5–10 %, що підтверджує адекватність комп'ютерного моделювання.

Таким чином, проведена валідація підтверджує доцільність застосування чисельного моделювання в середовищі QForm для прогнозування параметрів процесу гарячого профільного прокатування та оптимізації температурних режимів роботи інструменту

4.4. Оцінка економічної ефективності застосування технології прокатування з підгрівом інструменту

Технологічна досконалість запропонованого методу профільного прокатування з підгрівом інструменту підтверджується не лише підвищенням якості виробів, але й суттєвими економічними перевагами [68]. Головними факторами зниження собівартості є зростання коефіцієнта використання металу (КВМ) завдяки наближенню форми заготовки до контуру готової деталі, а також використання енергоефективного малогабаритного обладнання.

Для кількісної оцінки економічної доцільності проведено порівняльний розрахунок прямих витрат (на сировину та енергоносії) під час виготовлення деталі «Колодка парна 8-8» довжиною 200 мм і чистою масою $m = 0,13$ кг.

Порівняння здійснено між традиційною технологією (використання промислових кувальних вальців С1335) та запропонованою технологією (експериментальна установка з газополуменевим підгрівом валків).

Вихідні дані для розрахунку:

Норма часу на деформування однієї деталі: $t = 2$ хв (0,0333 год) для обох варіантів;

$$\text{Вартість алюмінієвого сплаву АК6: } C_M = 180 \frac{\text{грн}}{\text{кг}};$$

$$\text{Тариф на електроенергію: } C_{\text{ел}} = 9 \frac{\text{грн}}{\text{кВт}\cdot\text{год}};$$

$$\text{Тариф на природний газ: } C_G = 34 \frac{\text{грн}}{\text{м}^3};$$

Питома витрата газу на підігрів валків: $V_{\Gamma} = 0,01 \frac{\text{м}^3}{\text{деталь}}$.

Коефіцієнт використання металу ($K_{\text{ВМ}}$) становить:

Для традиційної технології на С1335 (значні відходи в облой):

$$K_{\text{ВМ}} = 0,15;$$

Для запропонованої технології (точне профілювання): $K_{\text{ВМ}2} = 0,85$.

1. Розрахунок енерговитрат (E)

Витрати на енергоносії для виготовлення однієї деталі визначали за формулою:

$$E = N \cdot t \cdot \text{Ц}_{\{\text{ел}\}} + V_{\Gamma} \cdot \text{Ц}_{\Gamma} \quad (2.4)$$

де N – активна потужність приводу обладнання, кВт.

Для кувальних вальців С1335 (N = 80 кВт, нагрів валків відсутній):

$$E_1 = 80 \cdot 0,0333 \cdot 9 + 0 = 24,00 \text{ (грн)}$$

Для запропонованого обладнання (N = 7 кВт, наявний газовий підігрів інструменту):

$$E_2 = 7 \cdot 0,0333 \cdot 9 + 0,01 \cdot 34 = 2,10 + 0,34 = 2,44 \text{ (грн)}$$

2. Розрахунок матеріальних витрат (M)

Вартість витраченого металу з урахуванням безповоротних втрат і відходів визначали як:

$$M = \frac{m}{K_{\text{ВМ}}} \cdot \text{Ц}_{\text{М}} \quad (2.5)$$

Для традиційної технології:

$$M_1 = \frac{0,13}{0,15} \cdot 180 = 0,866 \cdot 180 = 156,00 \text{ грн.}$$

Для запропонованої технології:

$$M_2 = \frac{0,13}{0,85} \cdot 180 = 0,153 \cdot 180 = 27,54 \text{ грн.}$$

3. Зведена собівартість прямих витрат (C_{Σ})

Загальна собівартість за прямими статтями витрат (без урахування амортизації, заробітної плати та накладних витрат) обчислюється як сума E та M. Зведені результати порівняння наведено у табл. 4.2.

**Порівняльна структура прямих витрат на виготовлення однієї деталі
«Колодка парна 8-8»**

Стаття витрат	Традиційна технологія (кувальні вальці С1335)	Запропонована технологія (обладнання з підігрівом)	Економія на 1 заготовці
Електроенергія, грн	24,00	2,10	21,90
Газ (підігрів валків), грн	0,00	0,34	-0,34
Вартість сплаву АК6 на виготовлення 1 заготовки (12 деталей), грн	156,00	27,54	128,46
Разом (прямі витрати), грн	180,00	29,98	150,02
Вартість виготовлення 1 деталі, грн	15	2,49	12,51
Ціна установки, грн	150 тис	21 тис	
Вага установки, т	7	0,35	

Аналіз отриманих результатів (табл. 4.3) доводить беззаперечну техніко-економічну ефективність впровадження процесу гарячого прокатування з нагрівом інструменту. Собівартість виготовлення однієї заготовки за прямими витратами знижується зі 180,00 грн до 29,98 грн (приблизно в 6 разів). Абсолютна економія на кожній заготовці становить 150,02 грн, з яких понад 85 % забезпечується за рахунок різкого зниження металоємності процесу. При виготовленні навіть невеликої дослідно-промислової партії в 1000 одиниць загальна економія перевищить 150 000 грн, що гарантує швидку окупність витрат на виготовлення спеціалізованого обладнання.

Висновки до розділу 4

Підсумовуючи результати четвертого розділу, варто виділити формування теоретично-розрахункової бази. Ми використали послідовний підхід: спочатку знаходили швидкість деформації, потім виходили на температурно-швидкісний критерій Зенера–Холломона і вже через нього

визначали напруження течії. Цей алгоритм дав змогу чітко математично зв'язати теплові умови процесу з тим, як саме метал переміщується в калібрі.

Для перевірки працездатності моделі були виконані розрахунки під конкретні умови прокатування сплаву АК6. Зафіксувавши температуру на рівні 250 °С, діаметр валків 160 мм та деформація 30 %, ми отримали фактичну швидкість деформації 7,25 с⁻¹. Значення параметра Зенера–Холломона склало $Z \approx 7,0 \cdot 10^{14} \text{с}^{-1}$. Аналітично знайдене після цього напруження течії практично повністю співпало з даними нашого попереднього комп'ютерного моделювання.

За допомогою розробленої моделі вдалося відслідкувати, як температура та деформація впливають на інтенсивність поперечної течії. При цьому з'ясувався один цікавий нюанс: форма вихідної заготовки має дуже велике значення. Якщо порівнювати круглу заготовку діаметром 16 мм та прямокутну 30×8 мм, то круглий пруток за однакових умов розширюється помітно сильніше. Всі ці впливи ми додатково перевели у візуальний формат через графіки та просторові поверхні відгуку.

Оскільки точні теоретичні вирази перевантажені гіперболічними функціями і не дуже зручні для швидкої роботи, ми вивели простішу емпіричну залежність. Зробивши порівняльний аналіз, побачили, що в зоні реальних температур обробки (починаючи з 220 °С) розбіжність між складною теорією і простою формулою не перевищує 0,4 мм. Тобто технологи на виробництві можуть сміливо брати її для інженерних розрахунків.

Практична цінність запропонованого способу прокатування з підігрівом розкривається на прикладі виготовлення цілком реальної деталі – «Колодка парна 8-8» (згідно з ДСТУ 1.11554:2009). Завдяки цій технології можна ефективно перерозподіляти об'єми матеріалу. Метод цілком підходить як для фінального формоутворення, так і для підготовки фасонної заготовки під подальше штампування, щоб кардинально зменшити кількість відходів.

Щодо сфери впровадження, то в першу чергу це виробництво безпілотників та загальне авіабудування. Там критично необхідні легкі

кріплення для кабельних трас, стійкі до корозії та сильних вібрацій. Наш підхід дає можливість без тріщин і дефектів формувати такі складні профілі навіть з тих високоміцних алюмінієвих сплавів, які зазвичай вкрай неохоче піддаються пластичній деформації.

Порівняльний аналіз результатів чисельного моделювання в QForm та фізичного експерименту підтвердив адекватність розробленої скінченно-елементної моделі. Розбіжність між розрахунковими та експериментальними значеннями геометричних параметрів профілю не перевищує 5–8 %, а за енергосиловими параметрами 10–15 % у всьому дослідженому діапазоні температур інструменту. Характер деформації координатної сітки та локалізація пластичних деформацій, отримані в QForm, якісно узгоджуються з експериментальними даними: модель коректно відтворює асиметрію течії металу в калібрі, зниження силових параметрів при підвищенні температури валків і рівномірніший розподіл деформацій при підігріві інструменту до 250–350 °С. Виявлені незначні відхилення пояснюються прийнятими спрощеннями – ідеалізацією умов тертя та однорідністю матеріалу в моделі. Таким чином, валідація підтвердила можливість практичного застосування QForm для прогнозування параметрів гарячого профільного прокатування алюмінієвих сплавів і оптимізації температурних режимів підігріву робочого інструменту.

Розрахунок економічної ефективності підтвердив високу рентабельність запропонованої технології. Завдяки підвищенню коефіцієнта використання металу (з 0,15 до 0,85) та застосуванню малоенергоємного обладнання (потужністю 7 кВт замість 80 кВт) собівартість виготовлення заготовки за прямими витратами знижується майже у 6 разів. Абсолютна економія становить близько 150 грн на одиниці продукції, що гарантує швидку окупність впровадження методу у виробництво.

ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ

У дисертаційній роботі наведено теоретичне узагальнення і нове вирішення актуальної науково-прикладної задачі підвищення ефективності гарячого прокатування алюмінієвих сплавів шляхом керування температурним станом системи «інструмент–заготовка», що полягає у встановленні закономірностей впливу температури підігріву робочого інструменту на пластичну течію металу, формування напружено-деформованого стану і параметри формозміни, обґрунтуванні раціонального температурного інтервалу підігріву робочих валків та розробленні інженерно-технологічних рішень, які забезпечують стабілізацію процесу гарячого прокатування, зниження силових параметрів і підвищення якості алюмінієвих виробів складного профілю.

Отримані результати дають підстави сформулювати такі висновки:

1. Розроблено та виготовлено експериментальну установку для гарячого прокатування алюмінієвих сплавів із інтегрованою системою керованого підігріву робочих валків, яка забезпечує підтримку заданого температурного режиму в зоні контакту з металом (до 450 °С) та реалізацію контрольованих термомеханічних умов деформування. Встановлено, що стабілізація температурного стану інструменту усуває інтенсивне вихолодження поверхневих шарів заготовки, забезпечує наближення умов деформування до квазіізотермічних та практично повністю ліквідує зони локалізації («застійної») деформації. Це створює передумови для формування однорідної пластичної течії металу та повного заповнення калібрів складного перерізу без дефектів формоутворення, а також може бути використано для відпрацювання раціональних технологічних режимів гарячого прокатування.

2. Вперше встановлено закономірності впливу температури підігріву робочих валків на кінематику пластичної течії металу при гарячому прокатуванні алюмінієвих сплавів на основі комплексного поєднання експериментальних досліджень та чисельного моделювання в програмному

комплексі QForm, які характеризуються зменшенням інтенсивності поперечної течії металу (розширення) на 22–40 % та одночасним зростанням поздовжньої складової деформації (випередження) на 28–46 % зі збільшенням температури валків у діапазоні 20–450 °С. Показано, що в інтервалі 250–350 °С формуються стабільні умови деформування, за яких опір деформації утримується на рівні 35–50 МПа, а криві напруження течії набувають квазістаціонарного характеру, що забезпечує рівномірний перебіг формозміни, зменшення температурного градієнта на межі «метал–інструмент» та пригнічення процесів термічного зміцнення і вихолодження профілю між етапами прокатування, що сприяє стабільному заповненню калібрів складного перерізу.

3. Встановлено вплив температурного стану робочих валків на характер напружено-деформованого стану та стабільність процесу гарячого прокатування, зокрема показано, що використання холодного інструменту (20°C) призводить до підвищення напружень до 290 МПа та локалізації деформації у приконтактних зонах, тоді як підвищення температури валків до 450 °С забезпечує зниження напружень до 60 МПа, але супроводжується появою кінематичної нестабільності процесу. Визначено, що в інтервалі 250–350 °С забезпечується оптимальне поєднання силових і кінематичних параметрів, за якого пікові напруження не перевищують 70 МПа, а деформація залишається чітко локалізованою в часі без інерційних відхилень.

4. Встановлено вплив геометрії заготовки на параметри формозміни при гарячому прокатуванні, зокрема показано, що за однакового ступеня деформації (30 %) величина розширення круглого перерізу ($s = 8,2$ мм) на 60 % перевищує відповідний показник для прямокутного профілю ($s = 5,1$ мм). Отримані результати дозволили уточнити підходи до проектування калібрів і розрахунку припусків, що сприяє зменшенню металоємності процесу.

5. Вперше обґрунтовано раціональний температурний інтервал підігріву робочих валків 250–350 °С при гарячому прокатуванні алюмінієвих сплавів, який забезпечує стабілізацію рівня напружень (до 70 МПа) та напружено-

деформованого стану, зниження силових параметрів процесу та формування рівномірної пластичної течії металу без локалізації деформації. Показано, що в зазначеному діапазоні досягається плавний і компактний у часі вихід на стаціонарну стадію деформування ($\varepsilon_p \approx 0,40-0,42$), забезпечується рівномірне об'ємне пропрацювання макроструктури без різких кінематичних перепадів. Встановлено, що такі умови створюють сприятливі передумови для розвитку процесів динамічної рекристалізації та формування дрібнозернистої структури з підвищеними показниками пластичності, що сприяє підвищенню експлуатаційної надійності виробів.

6. Розроблено та апробовано технологічний процес виготовлення деталі «Колодка парна 8-8» із використанням гарячого прокатування з підігрівом робочих валків, промислове впровадження якого на підприємствах ТОВ «Агромаш-Калина» та ТОВ ТОВ «Краснянське СП «Агромаш» підтвердило техніко-економічну ефективність запропонованих рішень. Встановлено, що застосування розроблених інженерно-технологічних рішень забезпечує ліквідацію облоя, зменшення витрат алюмінію до 6 разів та зниження трудомісткості на 15–40 %. Розраховано економічний ефект від впровадження, який становить близько 150 грн на одиницю продукції. Отримані результати свідчать про ефективність застосування методу гарячого прокатування з підігрівом інструменту для серійного виробництва деталей складного профілю та рекомендовані до використання при проектуванні відповідних технологічних процесів.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. ДСТУ ISO 209-1:2002. Алюміній та алюмінієві сплави здеформовні. Хімічний склад та види продукції. Частина 1. Марки (ISO 209-1:1989, IDT). Чинний від 2003-07-01. Вид. офіц. Київ: Держспоживстандарт України, 2003. 7 с.
2. ДСТУ EN 573-1:2022. Алюміній та алюмінієві сплави. Хімічний склад і форма оброблених виробів. Частина 1. Система числового позначення (EN 573-1:2004, IDT). Чинний від 2023-01-01. Вид. офіц. Київ: ДП «УкрНДНЦ», 2022.
4. ДСТУ EN 573-3:2022. Алюміній та алюмінієві сплави. Хімічний склад та форма кованих виробів. Частина 3. Хімічний склад та форма виробів (EN 573-3:2019+A1:2022, IDT). Чинний від 2023-01-01. Вид. офіц. Київ: ДП «УкрНДНЦ», 2022.
5. ДСТУ EN 515:2018. Алюміній та його сплави. Ковані вироби. Маркування (EN 515:2017, IDT). Чинний від 2019-01-01. Вид. офіц. Київ: ДП «УкрНДНЦ», 2018.
6. Polmear I. J., StJohn D., Nie J.-F., Qian M. *Light Alloys: Metallurgy of the Light Metals*. 5th ed. Oxford: Butterworth-Heinemann, 2017. 552 p.
7. *Aluminum: Properties and Physical Metallurgy* / ed. by J. E. Hatch. Metals Park, OH: ASM International, 1984. 424 p.
8. *Alloy Constitution. Version 2002* / European Aluminium Association. Brussels: European Aluminium Association, 2002.
9. *Конструкційні матеріали і технології* / Р. В. Будяк та ін. Вінниця: ФОП Барановська Т. П., 2020. 416 с.
10. Скрябін С. О., Музичук В. І., Швець Л. В. Дослідження пластичності алюмінієвих сплавів в процесі вальцювання заготовок в умовах, наближених до ізотермічних. *Вісник Вінницького політехнічного інституту*. 2007. № 5. С. 102–107. URL: <https://visnyk.vntu.edu.ua/index.php/visnyk/article/view/512> (дата звернення: 24.04.2026).

11. Алмаз М. М. *Структура, властивості й застосування алюмінієвих сплавів*: презентація. Харків: Харківський національний автомобільно-дорожній університет, 2018. URL: https://www.khadi.kharkov.ua/fileadmin/P_vcheniy_secretar/MATEPIAJ/R_m_A_lmaz.pdf (дата звернення: 24.04.2026).
12. Бубновська І. А. Аналіз напруженого стану заготовок при вальцюванні. *Техніка, енергетика, транспорт АПК*. 2019. № 2(105). С. 80–85. DOI: 10.37128/2520-6168-2019-2-11. URL: <https://doi.org/10.37128/2520-6168-2019-2-11>.
13. Швець Л. В., Чмих К. В. Аналітичні дослідження методів гарячого деформування металів. *Техніка, енергетика, транспорт АПК*. 2022. № 3(118). С. 95–100. DOI: 10.37128/2520-6168-2022-3-12. URL: <https://doi.org/10.37128/2520-6168-2022-3-12>.
14. *International Alloy Designations and Chemical Composition Limits for Wrought Aluminum and Wrought Aluminum Alloys (Teal Sheets)*. 2025 ed. Arlington, VA: The Aluminum Association, 2025.
15. *Designation System* / European Aluminium Association. Brussels: European Aluminium Association, 2002.
16. *How to Order Aluminium according to European Standards*. 4th ed. Brussels: European Aluminium, 2019.
17. *QForm UK 11.2.0 Release Notes*. QForm Group, 2025.
18. McQueen H. J., Kassner M. E., Evangelista E. Geometric dynamic recrystallization in aluminium and aluminium alloys above 0.6Tm. *Materials Science Forum*. 1992. Vol. 113–115. P. 151–156.
19. Engler O., Hirsch J. Texture control by thermomechanical processing of AA6xxx Al-Mg-Si sheet alloys. *Materials Science and Engineering A*. 2002. Vol. 336. P. 249–262.
20. Karhausen K. F., Seiferth O. Aluminium Hot and Cold Rolling. *Encyclopedia of Lubricants and Lubrication*. Berlin; Heidelberg: Springer, 2014.

DOI: 10.1007/978-3-642-22647-2_304. URL: https://doi.org/10.1007/978-3-642-22647-2_304.

21. Leflay S. Aluminum Hot Rolling: Is This Your Product? *Metals Magazine*. Primetals Technologies, 2016.

22. Hot deformation and dynamic recrystallization in Al-Mg-Si alloy / J. Li et al. *Materials Characterization*. 2021. Vol. 173. Art. 110976. DOI: 10.1016/j.matchar.2021.110976. URL: <https://doi.org/10.1016/j.matchar.2021.110976>.

23. Bagheripoor M., Bisadi H. Effects of rolling parameters on temperature distribution in the hot rolling of aluminum strips. *Applied Thermal Engineering*. 2011. Vol. 31, no. 10. P. 1556–1565. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2011.01.005. URL: <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2011.01.005>.

24. Gavalas E., Papaefthymiou S. Thermal Camber and Temperature Evolution on Work Roll during Aluminum Hot Rolling. *Metals*. 2020. Vol. 10, no. 11. Art. 1434. DOI: 10.3390/met10111434. URL: <https://doi.org/10.3390/met10111434>.

25. Review on residual stress and its effects on manufacturing of aluminium alloy structural panels with typical multi-processes / Y. Li et al. *Chinese Journal of Aeronautics*. 2023. Vol. 36, no. 5. P. 96–124. DOI: 10.1016/j.cja.2022.07.020. URL: <https://doi.org/10.1016/j.cja.2022.07.020>.

26. Key techniques of automatic gauge control and profile control for aluminium strip and foil / M.-W. Li et al. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 2006. Vol. 16, no. 3. P. 1595–1599.

27. Мікроструктура зварного шва та зони термічного впливу армувальних профілів з киплячих сталей після лазерного зварювання / В. В. Кухар та ін. *Науковий журнал Метінвест Політехніки. Серія: Технічні науки*. 2025. № 5. С. 164–170. URL: <https://journals.mipolytech.in.ua/index.php/tech/article/view/157> (дата звернення: 24.04.2026).

28. Humphreys F. J., Hatherly M. *Recrystallization and Related Annealing Phenomena*. 2nd ed. Oxford: Elsevier, 2004. 656 p.
29. Mondolfo L. F. *Aluminum Alloys: Structure and Properties*. London; Boston: Butterworths, 1976. 971 p.
30. Huh M. Y., Lee K. R., Engler O. Evolution of texture and strain states in AA 3004 sheet during rolling with a dead block. *International Journal of Plasticity*. 2004. Vol. 20, no. 7. P. 1183–1197. DOI: 10.1016/j.ijplas.2003.08.003. URL: <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2003.08.003>.
31. Hatch J. E. Heat Treating of Aluminum Alloys. *Aluminum: Properties and Physical Metallurgy* / ed. by J. E. Hatch. Metals Park, OH: ASM International, 1984. P. 165–166.
32. Davis J. R. *Aluminum and Aluminum Alloys*. Materials Park, OH : ASM International, 1993. 784 p.
33. Galling phenomena in metal forming / K. Dohda et al. *Friction*. 2021. Vol. 9. P. 665–685. DOI: 10.1007/s40544-020-0430-z. URL: <https://doi.org/10.1007/s40544-020-0430-z>.
34. Тривимірний аналіз напружено-деформованого стану металу при правці труб на правильних косовалкових машинах зі спеціальним профілюванням валків / Е. П. Грибков та ін. *Метал та лиття України*. 2023. Т. 31, № 3(334). С. 64–71. URL: <https://www.metalsandcasting.com/index.php/mcu/article/view/235> (дата звернення: 24.04.2026).
35. Boldetti C., Pinna C., Howard I. C., Gutierrez G. Experimental measurement of the deformation in hot rolling of aluminium 1% Mn: the grid technique. *Advances in Experimental Mechanics IV*. 2005. Vol. 3–4. P. 111–116. URL: <https://sheffield.ac.uk/mac/people/mech-eng-academic-staff/christophe-pinna> (дата звернення: 24.04.2026).
36. Швець Л. В. Вальцювання заготовок із алюмінієвих сплавів в умовах ізотермічного і наближеного до нього деформування: автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.03.05. Вінниця, 2010. 20 с.

37. Скрябін С. О., Гунько І. В., Бубновська І. А. Визначення поля температур у зоні контакту вальцьованих заготовок. *Вісник Вінницького політехнічного інституту*. 2010. № 3. С. 108–111.

38. Севостьянов І. В., Добранюк Ю. В., Бубновська І. А. Розвиток процесів вальцювання криволінійних заготовок із алюмінієвих сплавів. *Вісник машинобудування та транспорту*. 2017. № 2(6). С. 150–157.

39. Бубновська І. А. Удосконалення процесів вальцювання на основі моделювання формозмінення заготовок: дис. ... канд. техн. наук: 05.03.05. Вінниця, 2021. 175 с.

40. Preparation of high performance Ti–6Al–4V alloy thin strip by on-line warm rolling and study of its microstructure evolution and mechanical properties / Q.-Q. Zhu et al. *Journal of Materials Research and Technology*. 2023. Vol. 25. P. 4314–4329. DOI: 10.1016/j.jmrt.2023.06.231. URL: <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2023.06.231>.

41. Research on mobile induction heating of rolls based on magnetic-heat coupling finite element method / X. Qin et al. *Applied Thermal Engineering*. 2026. Vol. 292, part 1. Art. 130394. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2026.130394. URL: <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2026.130394>.

42. Electrical Conductivity of Metals and Alloys. *ASM Handbook*. Vol. 22A: Fundamentals of Modeling for Metals Processing / ed. by D. U. Furrer, S. L. Semiatin. Materials Park, OH: ASM International, 2009. P. 606–607. DOI: 10.31399/asm.hb.v22a.a0005445. URL: <https://doi.org/10.31399/asm.hb.v22a.a0005445>.

43. Crinon E., Evans J. T. The effect of surface roughness, oxide film thickness and interfacial sliding on the electrical contact resistance of aluminium. *Materials Science and Engineering A*. 1998. Vol. 242, no. 1. P. 121–128.

44. Вплив параметрів гарячого прокатування на якість та мікро- і макроструктуру заготовок компресорних лопаток / М. І. Стаднік та ін. *Вібрації в техніці та технологіях*. 2025. № 4(119). С. 49–54.

45. Аналіз пластичної течії металу при багатопрохідному прокатуванні / М. І. Стаднік та ін. *Вісник Хмельницького національного університету. Серія: Технічні науки*. 2026. Т. 361, № 1. С. 227–232.

46. Sellars C. M., Tegart W. J. McG. Hot workability. *International Metallurgical Reviews*. 1972. Vol. 17, no. 1. P. 1–24. URL: <https://doi.org/10.1179/imt1r.1972.17.1.1>.

47. Швець Л. В. Процес вальцювання, як підготовча операція об'ємного штампування для алюмінієвих сплавів. *XIX Міжнародна наукова конференція «Сучасні проблеми землеробської механіки»*: програма конф., 17–19 жовт. 2018 р. Київ: НУБіП України, 2018. С. 13. URL: https://nubip.edu.ua/sites/default/files/u132/programa_konf_6.pdf (дата звернення: 24.04.2026).

48. Аналіз деформаційної стійкості матеріалу криволінійних заготовок при двоетапному холодному вальцюванні / М. І. Стаднік та ін. *Вісник Кременчуцького національного університету імені Михайла Остроградського*. 2025. Вип. 6(155). С. 332–338.

49. Numerical simulation study on integral induction heating of backup roll / T. Wen et al. *Case Studies in Thermal Engineering*. 2024. Vol. 57. Art. 104338. DOI: 10.1016/j.csite.2024.104338. URL: <https://doi.org/10.1016/j.csite.2024.104338>.

50. Heating of calender roll surfaces: patent WO2000040798A1. 2000.

51. Electrically heated calender roll: patent US5397290A. 1995.

52. Oil-heated roller: patent US4453593A. 1984.

53. Svyetlichnyy D. A Reduced Order Model of the Thermal Profile of the Rolls for the Real-Time Control System. *Energies*. 2025. Vol. 18, no. 15. Art. 4005. DOI: 10.3390/en18154005. URL: <https://doi.org/10.3390/en18154005>.

54. Штуць А., Янович В., Яропуд В. Розширення технологічних можливостей штампування обкочуванням шляхом індукційного поверхневого нагріву складнопрофільних заготовок. *Вісник Хмельницького національного університету. Серія: Технічні науки*. 2025. Т. 349, № 2. С. 13–22.

55. Barragán-García A., Fernández-Muñoz M., Vidal-Sánchez A., Díez-Jiménez E. New Trends in Industrial Equipment for the Improvement of Asphalt Roofing Process. *Roof Engineering*. London: IntechOpen, 2022. DOI: 10.5772/intechopen.101795. URL: <https://doi.org/10.5772/intechopen.101795>.

56. Ceramic roll heating method and heating equipment: patent JP7059892B2. 2022.

57. Kuhlman G. W. Forging of Aluminum Alloys. *ASM Handbook*. Vol. 14A: Metalworking: Bulk Forming / ed. by S. L. Semiatin. Materials Park, OH: ASM International, 2005. P. 299–316. DOI: 10.31399/asm.hb.v14a.a0003996. URL: <https://doi.org/10.31399/asm.hb.v14a.a0003996>.

58. Kraft F. F., Gunasekera J. S. Conventional Hot Extrusion. *ASM Handbook*. Vol. 14A: Metalworking: Bulk Forming / ed. by S. L. Semiatin. Materials Park, OH: ASM International, 2005. P. 421–439. DOI: 10.31399/asm.hb.v14a.a0004006. URL: <https://doi.org/10.31399/asm.hb.v14a.a0004006>.

59. Gerosa R., Rivolta B., Gorla C., Concli F. Cyclic behavior and fatigue resistance of AISI H11 and AISI H13 tool steels. *Engineering Failure Analysis*. 2021. Vol. 121. Art. 105096. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2020.105096. URL: <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2020.105096>.

60. Salem M., Le Roux S., Dour G., Vande Put A. Role of oxidation in thermal fatigue damage mechanisms and life of X38CrMoV5 (AISI H11) hot work tool steel. *International Journal of Fatigue*. 2025. Vol. 190. Art. 108584. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2024.108584. URL: <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2024.108584>.

61. Dean T. A., Jeong D. J., Kim D. J., Kim J. H., Kim B. M. Effects of surface treatments and lubricants for warm forging die life. *Journal of Materials Processing Technology*. 2001. Vol. 113, no. 1–3. P. 544–550. DOI: 10.1016/S0924-0136(01)00693-8. URL: [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)00693-8](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(01)00693-8).

62. Wang Z., Fu T., Xie B., Wang H., Ye P., Pan X. Self-Lubricating Property of TiB₂-Ni Coating in the Hot Forging Die of Aluminum Alloy. *Coatings*. 2022. Vol.

12, no. 6. Art. 829. DOI: 10.3390/coatings12060829. URL: <https://doi.org/10.3390/coatings12060829>.

63. Ficak G., Łukaszek-Solek A., Hawryluk M. Durability of Forging Tools Used in the Hot Closed Die Forging Process – A Review. *Materials*. 2024. Vol. 17, no. 22. Art. 5407. DOI: 10.3390/ma17225407. URL: <https://doi.org/10.3390/ma17225407>.

64. Огородніков В. А., Музичук В. І., Нахайчук О. В. *Чисельне моделювання процесів обробки металів тиском*. Вінниця: ВНТУ, 2007. 195 с.

65. Корева В. О. Холодне прокатування алюмінієвого сплаву системи Al–Mg. *Обробка матеріалів тиском*. 2022. № 1(51). С. 147–153. DOI: 10.37142/2076-2151/2022-1(51)147. URL: [https://doi.org/10.37142/2076-2151/2022-1\(51\)147](https://doi.org/10.37142/2076-2151/2022-1(51)147).

66. *General Metal Forming Simulation*. QForm UK. QForm Group. URL: <https://qform3d.com/software/general-forming-simulation> (дата звернення: 24.04.2026).

67. *DEFORM-2D*: product brochure. Scientific Forming Technologies Corporation. URL: <https://www.deform.com/wp-content/uploads/2017/09/DEFORM-2D.pdf> (дата звернення: 24.04.2026).

68. *Metal Forming with Abaqus* : training course summary. Dassault Systèmes SIMULIA. URL: https://www.3ds.com/fileadmin/PRODUCTS-SERVICES/SIMULIA/RESOURCES/metal_forming-summary.pdf (дата звернення: 24.04.2026).

69. *Ansys Forming User's Guide*. Release 2025 R1. Canonsburg : ANSYS, Inc., 2025. URL: https://ansyshelp.ansys.com/public/Views/Secured/corp/v251/en/pdf/Forming_User_Guide.pdf (дата звернення: 24.04.2026).

70. Frost H. J., Ashby M. F. *Deformation-Mechanism Maps: The Plasticity and Creep of Metals and Ceramics*. Oxford : Pergamon Press, 1982. 166 p.

71. Hybrid Modelling Methodology Applied to Microstructural Evolution during Hot Deformation of Aluminium Alloys / C. M. Sellars et al. *Materials*

Science Forum. 2003. Vol. 426–432. P. 27–34. DOI: 10.4028/www.scientific.net/MSF.426-432.27. URL: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/MSF.426-432.27>.

72. Kassner M. E., McQueen H. J., Evangelista E. Geometric Dynamic Recrystallization in Aluminium and Aluminium Alloys above 0.6Tm. *Materials Science Forum*. 1992. Vol. 113–115. P. 151–156.

73. Sheppard T. *Extrusion of Aluminium Alloys*. Dordrecht: Springer, 1999. 420 p.

74. Measurement of deformation gradients in hot rolling of AA3004 / C. Boldetti et al. *Experimental Mechanics*. 2005. Vol. 45, no. 6. P. 517–525. DOI: 10.1007/BF02427905. URL: <https://doi.org/10.1007/BF02427905>.

75. Stebunov S., Biba N., Vlasov A., Maximov A. Thermally and Mechanically Coupled Simulation of Metal Forming Processes. *Proceedings of the 10th International Conference on Technology of Plasticity*. Aachen, Germany, 2011. P. 171–175. URL: <https://www.scientific.net/KEM.504-506.505> (дата звернення: 24.04.2026).

76. Сивак Р. І., Огородніков В. А., Архіпова Т. Ф. *Немонотонна пластична деформація в процесах обробки металів тиском*. Вінниця: ТОВ «Меркьюрі-Поділля», 2022. 201 с.

77. Оцінка пластичності пористого матеріалу при прямому осесиметричному видавлюванні циліндричної заготовки / Р. І. Сивак та ін. *Технічна інженерія*. 2023. № 2(92). С. 39–45.

78. Computerized and physical modeling of upsetting operation by combined dies / O. E. Markov et al. *Journal of Chemical Technology and Metallurgy*. 2020. Vol. 55, no. 3. P. 640–648.

79. Investigation of the Tubular and Cylindrical Billets Stamping by Rolling Process with the Use of Computer Simulation / V. Matvijchuk et al. *Periodica Polytechnica Mechanical Engineering*. 2022. Vol. 66, no. 1. P. 51–58. DOI: 10.3311/PPme.18659. URL: <https://doi.org/10.3311/PPme.18659>.

80. *QKaliber & QForm Rolling. Longitudinal Rolling Design and Simulation*. QForm Group. URL: <https://qform3d.com/software/longitudinal-rolling-design-and-simulation> (дата звернення: 24.04.2026).

81. *QForm VX 8.2.3: New Facilities and Features*. QForm Group, 2017. URL: https://qform3d.com/files_com/docs/QForm%20VX%208.2.3%20new%20facilities%20and%20features.pdf (дата звернення: 24.04.2026).

82. Sivak R. I., Polishchuk L. K., Gao Xianan. Modeling of the mechanical characteristics of copper-based powder materials under plastic forming to control porosity. *Physicochemical Mechanics of Materials*. 2025. Vol. 61, no. 2. P. 23–30.

83. *Users Manual: Database*. QForm Group. URL: <https://docs.qform3d.com/qform/en/database.htm> (дата звернення: 24.04.2026).

84. *DEFORM-3D* : product brochure. Scientific Forming Technologies Corporation. URL: <https://www.deform.com/wp-content/uploads/2011/05/3d-brochure.pdf> (дата звернення: 24.04.2026).

85. *Material Suite*. Scientific Forming Technologies Corporation. URL: <https://www2.deform.com/products/modules/material-suite/> (дата звернення: 24.04.2026).

86. Матвійчук В. А., Бубновська І. А. Розвиток процесів холодного вальцювання криволінійних заготовок із алюмінієвих сплавів. *Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти* : зб. тез доповідей VII Міжнар. наук.-техн. конф. Київ–Херсон : НТУУ «КПІ» ММІ, 2016. С. 26–29.

87. Бубновська І. А. Удосконалення процесів вальцювання на основі моделювання формозмінення заготовок : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.03.05. Вінниця, 2021. 24 с.

88. Матвійчук В. А., Бубновська І. А. Оцінка деформовності матеріалу криволінійних заготовок при холодному вальцюванні. *Техніка, енергетика, транспорт АПК*. 2017. № 4(99). С. 92–96.

89. Скрябін С. О., Музичук В. І., Швець Л. В. Дослідження випередження при вальцюванні заготовок із алюмінієвих сплавів за системою круг—овал в умовах, наближених до ізотермічних. *Вісник Вінницького політехнічного інституту*. 2007. № 6. С. 111–114. URL: <https://visnyk.vntu.edu.ua/index.php/visnyk/article/view/543> (дата звернення: 24.04.2026).

90. Михалевич В. М., Матвійчук В. А., Бубновська І. А. Оцінка деформовності матеріалу заготовок при вальцюванні. *Техніка, енергетика, транспорт АПК*. 2021. № 2(113). С. 22–30. DOI: 10.37128/2520-6168-2021-2-3. URL: <https://doi.org/10.37128/2520-6168-2021-2-3>.

91. Чмих К. В. Investigation of Forward Slip during Hot Rolling of the AK6 Aluminum Alloy. *Техніка, енергетика, транспорт АПК*. 2025. № 3(130). С. 53–58.

92. Чмих К. В. Investigation of Spreading in AK6 Aluminum Alloy during Hot Rolling. *Вібрації в техніці та технологіях*. 2025. № 4(119). С. 96–101. DOI: 10.37128/2306-8744-2025-4-12. URL: <https://doi.org/10.37128/2306-8744-2025-4-12>.

93. Shvets L., Chmykh K., Hutsol T. Analysis and Calculation of Spread and Lead of Aluminum Alloys Flow during Hot Deformation. *Техніка, енергетика, транспорт АПК*. 2026. № 1. С. 122–130. DOI: 10.37128/2520-6168-2026-1-11. URL: <https://doi.org/10.37128/2520-6168-2026-1-11>.

94. Valberg H. S. *Applied Metal Forming: Including FEM Analysis*. Cambridge : Cambridge University Press, 2010. 465 p.

95. Снігур Д. В., Чеботарьов О. М. *Метрологічні основи хімічного аналізу* : курс лекцій. Одеса : Одес. нац. ун-т ім. І. І. Мечникова, 2021. 106 с.

96. Лежнюк П. Д. *Основи теорії планування експерименту*. Вінниця : ВНТУ, 2006. 156 с.

97. Warmuzek M. Metallographic Techniques for Aluminum and Its Alloys. *ASM Handbook*. Vol. 9: Metallography and Microstructures / ed. by G. F. Vander Voort. Materials Park, OH : ASM International, 2004. P. 711–751. DOI:

10.31399/asm.hb.v09.a0003769.

URL:

<https://doi.org/10.31399/asm.hb.v09.a0003769>.

98. Gimeno Adelantado J. V., Ferrer Eres M. A., Valle Algarra F. M., Peris Vicente J., Bosch Reig F. Analytical study by SEM/EDX and metallographic techniques of materials used in the iron production process during the Iberian period. *Talanta*. 2003. Vol. 60, no. 5. P. 895–910. DOI: 10.1016/S0039-9140(03)00152-8. URL: [https://doi.org/10.1016/S0039-9140\(03\)00152-8](https://doi.org/10.1016/S0039-9140(03)00152-8).

99. Полевода Ю. А., Швець Л. В., Чмих К. В. Літературний письмовий твір наукового характеру з ескізом «Принципова схема установки для прокатування в гарячих умовах»: свідоцтво про реєстрацію авторського права на твір № 142125 від 29.01.2026 р. *Спеціальна інформаційна система УКРНОІВІ*. URL: <https://sis.nipo.gov.ua/uk/search/detail/1902219/> (дата звернення: 24.04.2026).

100. Ray S. *Principles and Applications of Metal Rolling*. Cambridge: Cambridge University Press, 2015. 236 p.

101. Hwang J.-K., Kim S.-J., Kim K.-J. Influence of Roll Diameter on Material Deformation and Properties during Wire Flat Rolling. *Applied Sciences*. 2021. Vol. 11, no. 18. Art. 8381. DOI: 10.3390/app11188381. URL: <https://doi.org/10.3390/app11188381>.

102. Roberts W. L. *Hot Rolling of Steel*. New York : Marcel Dekker, 1983. 1040 p.

103. Li S.-S., Yue X., Li Q., Peng H.-L. et al. Development and applications of aluminum alloys for aerospace industry. *Journal of Materials Research and Technology*. 2023. Vol. 27. P. 944–983. DOI: 10.1016/j.jmrt.2023.09.274. URL: <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2023.09.274>.

104. Сивак Р. І., Поліщук Л. К., Бочковой Д. Е. Експериментально-розрахунковий метод визначення функцій пористості при пластичному деформуванні порошкових заготовок на основі заліза. *Обробка матеріалів тиском*. 2025. № 1(54). С. 62–71.

105. Fei W. D., Li W. Z., Yao C. K. Hot rolling behaviors of whisker reinforced aluminum composites. *Journal of Materials Science*. 2002. Vol. 37, no. 1. P. 211–215. DOI: 10.1023/A:1013199320555. URL: <https://doi.org/10.1023/A:1013199320555>.

106. Patterson W. G. Thermal cycling of silicon carbide whisker/aluminum alloy composite. 1988. URL: <https://www.osti.gov/biblio/7158068> (дата звернення: 24.04.2026).

107. Review of Wear and Mechanical Characteristics of Al-Si Alloy Matrix Composites Reinforced with Natural Minerals / V. Singhal et al. *Lubricants*. 2024. Vol. 12, no. 10. Art. 350. DOI: 10.3390/lubricants12100350. URL: <https://doi.org/10.3390/lubricants12100350>.

108. Скрябін С. О. *Виготовлення поковок гарячим деформуванням*. Київ: КВІЦ, 2004. 346 с.

109. Огородніков В. А. *Теорія обробки металів тиском* : підручник. Вінниця : УНІВЕРСУМ-Вінниця, 2005. 232 с.

110. Чигіринський В. В., Беляєв С. М. Математичне моделювання реологічних властивостей алюмінієвих сплавів при високих температурах. *Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Металургія*. 2015. Вип. 1. С. 45–52.

111. Стеклов О. І. *Статистичні методи в інженерних розрахунках та моделюванні технологічних процесів* : навч. посіб. Вінниця : ВНТУ, 2012. 140 с.

112. Aluminum Hot Rolling Automation and Modernization. *Primetals Technologies*. URL: <https://www.primetals.com/en/portfolio/solutions/hot-rolling/non-ferrous/aluminum/automation-for-aluminum-hot-rolling-mills/>. (дата звернення: 24.04.2026).

113. Gobber F. S., Tancau A., Scintilla L. D., Fontana M., Actis Grande M. Design of a test rig for the characterization of friction and wear in hot-metal gas-forming of AA 5083 aluminium sheets. *International Journal of Lightweight*

Materials and Manufacture. 2025. Vol. 8, no. 2. P. 241–251. DOI: 10.1016/j.ijlmm.2024.09.002. URL: <https://doi.org/10.1016/j.ijlmm.2024.09.002>.

114. Baran-Sadleja A., Łukaszek-Sołek A., Motyka M. Numerical and experimental analysis of isothermal forging process of ribbed plates made of 2099 aluminium alloy for aircraft structures. *Advances in Manufacturing Science and Technology*. 2016. Vol. 40, no. 3. P. 61–72. DOI: 10.2478/amst-2016-0017. URL: <https://doi.org/10.2478/amst-2016-0017>.

115. Deng L., Xia J., Wang X. *Precision Forging Technology and Equipment for Aluminum Alloy*. Singapore : Springer, 2022. 204 p.

116. Petrov P., Biba N., Stebunov S., Vlasov A. *Forging– QForm*. QForm Group, 2004. URL: https://www.qform3d.de/files_de/2004_0001_0.pdf. (дата звернення: 24.04.2026).

117. *Operating Instructions Maier Rotary Joints Series DQ*. Christian Maier GmbH & Co. KG, 2008. URL: https://irp-cdn.multiscreensite.com/729c96d0/files/uploaded/Maier_Operating_Instructions_Series_%20DQ_B-DQ_en%20ver.%2001.10.2008.pdf. (дата звернення: 24.04.2026).

118. Матвійчук В. А., Бубновська І. А. Моделювання температурних і деформаційних полів заготовки в процесі гарячого вальцювання за схемою «круг—овал». *Обробка матеріалів тиском*. 2015. № 1(40). URL: <https://socrates.vsau.edu.ua/repository/card.php?id=8647&lang=uk>. (дата звернення: 24.04.2026).

119. *QForm UK Longitudinal Rolling. Introductory Course for Beginners*. QForm Group, 2024. URL: https://qform3d.com/files_com/docs/Longitudinal_Rolling_Introductory_Course.pdf (дата звернення: 24.04.2026).

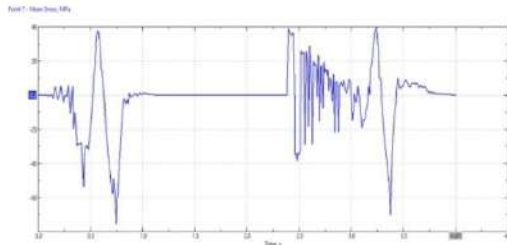
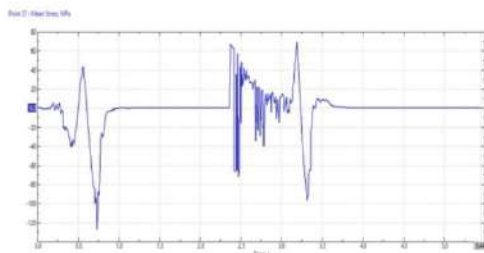
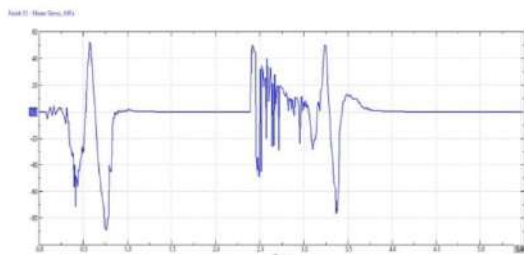
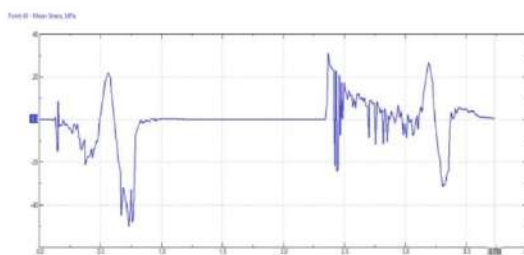
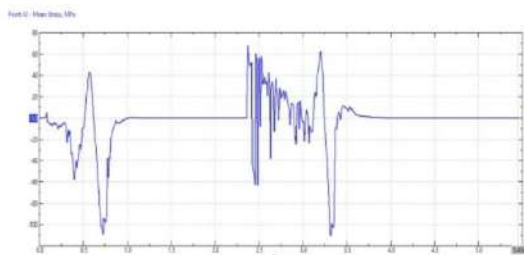
120. Allwood J. M., Music O., Loukaides E. G., Bambach M. Cut the scrap: Making more use of less metal. *CIRP Annals*. 2025. Vol. 74, no. 2. P. 895–919. DOI: 10.1016/j.cirp.2025.04.013. URL: <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2025.04.013>.

ДОДАТКИ

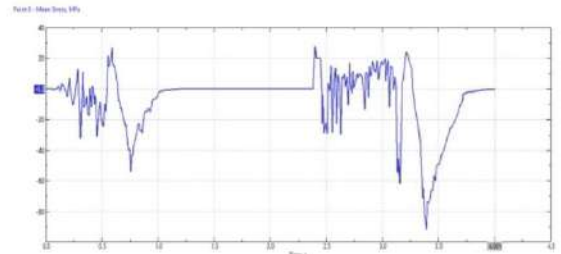
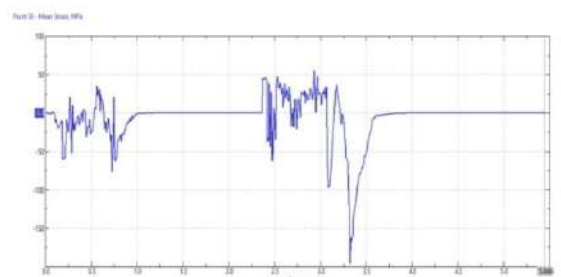
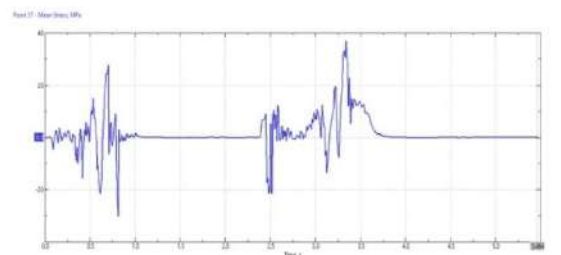
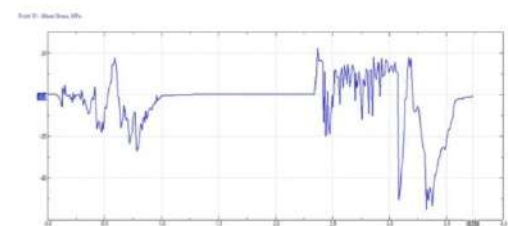
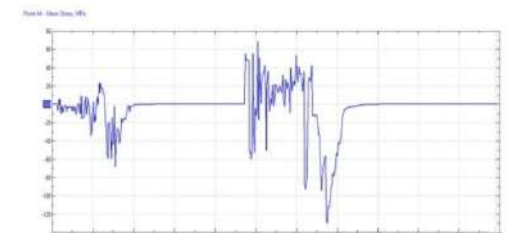
Додаток А

Середнє напруження (Mean Stress)

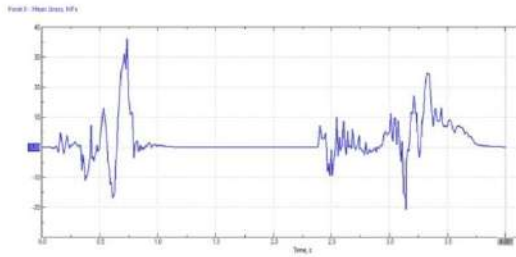
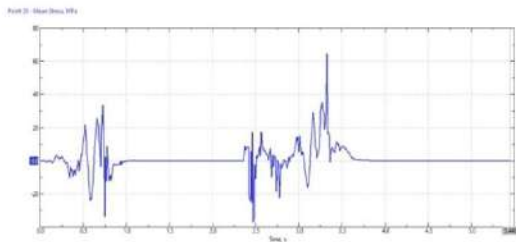
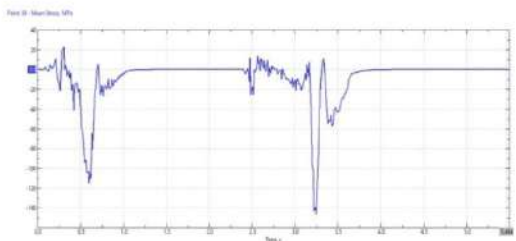
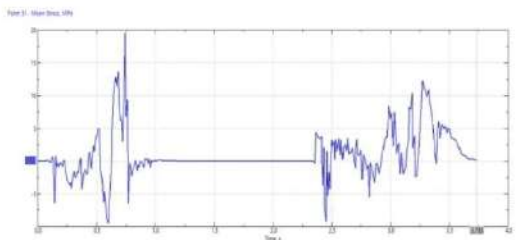
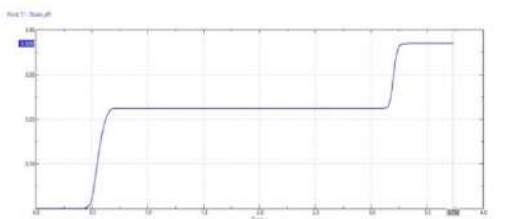
Таблиця 1. Середнє напруження (Mean Stress) в точці 1.

AK6, $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 250 \text{ } ^\circ\text{C}$ AK8, $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 250 \text{ } ^\circ\text{C}$ AMr6 $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 250 \text{ } ^\circ\text{C}$ AMЦ $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 350 \text{ } ^\circ\text{C}$ Д16 $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 400 \text{ } ^\circ\text{C}$

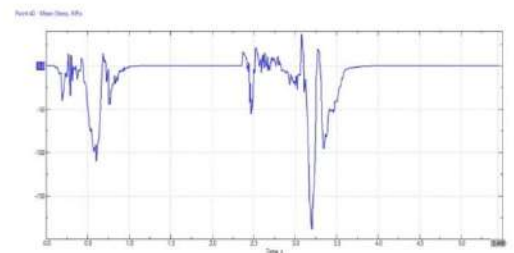
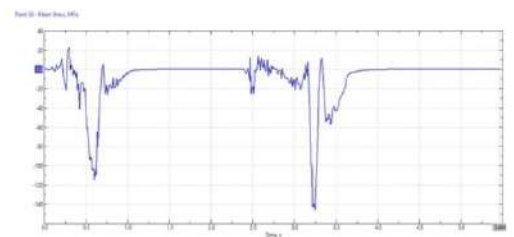
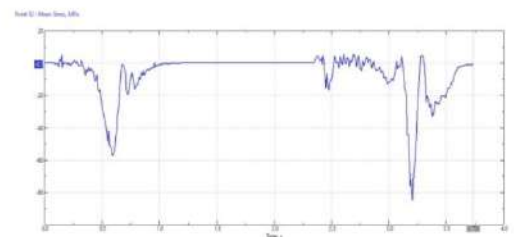
Таблиця 2. Середнє напруження (Mean Stress) в точці 2.

AK6, $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 250 \text{ } ^\circ\text{C}$ AK8, $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 250 \text{ } ^\circ\text{C}$ AMr6 $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 250 \text{ } ^\circ\text{C}$ AMЦ $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 350 \text{ } ^\circ\text{C}$ Д16 $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 400 \text{ } ^\circ\text{C}$

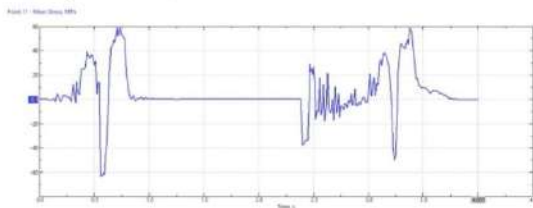
Таблиця 3. Середнє напруження (Mean Stress) в точці 3.

AK6, $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 250 \text{ }^{\circ}\text{C}$ AK8, $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 250 \text{ }^{\circ}\text{C}$ AMr6 $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 250 \text{ }^{\circ}\text{C}$ AMЦ $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 350 \text{ }^{\circ}\text{C}$ Д16 $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 400 \text{ }^{\circ}\text{C}$

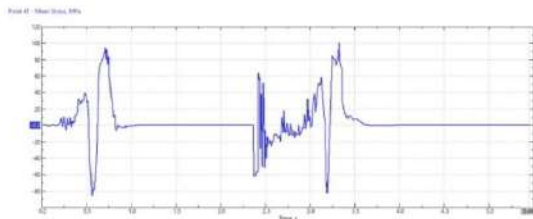
Таблиця 4. Середнє напруження (Mean Stress) в точці 4.

AK6, $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 250 \text{ }^{\circ}\text{C}$ AK8, $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 250 \text{ }^{\circ}\text{C}$ AMr6 $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 250 \text{ }^{\circ}\text{C}$ AMЦ $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 350 \text{ }^{\circ}\text{C}$ Д16 $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 400 \text{ }^{\circ}\text{C}$

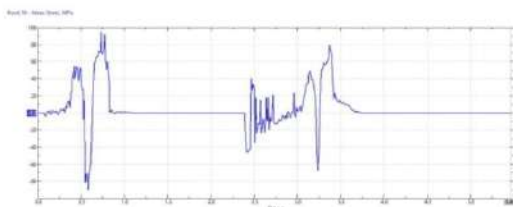
Таблиця 5. Середні напруження (Mean Stress) в точці 5.



AK6, $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 250 \text{ } ^\circ\text{C}$



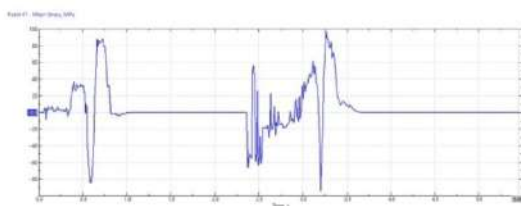
AK8, $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 250 \text{ } ^\circ\text{C}$



AMr6 $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 250 \text{ } ^\circ\text{C}$

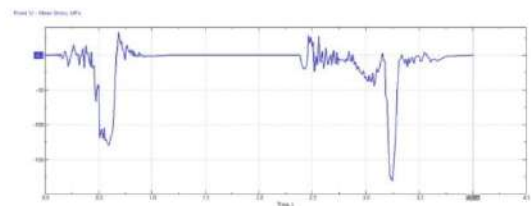


AMЦ $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 350 \text{ } ^\circ\text{C}$

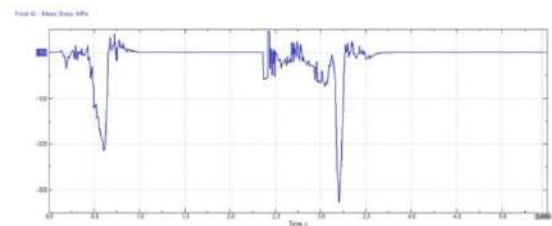


Д16 $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 400 \text{ } ^\circ\text{C}$

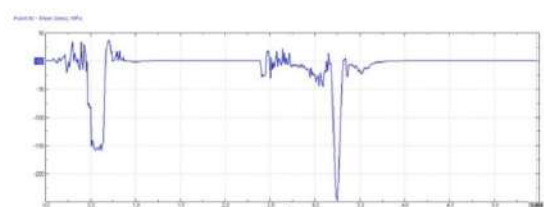
Таблиця 6. Середні напруження (Mean Stress) в точці 6.



AK6, $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 250 \text{ } ^\circ\text{C}$



AK8, $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 250 \text{ } ^\circ\text{C}$



AMr6 $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 250 \text{ } ^\circ\text{C}$



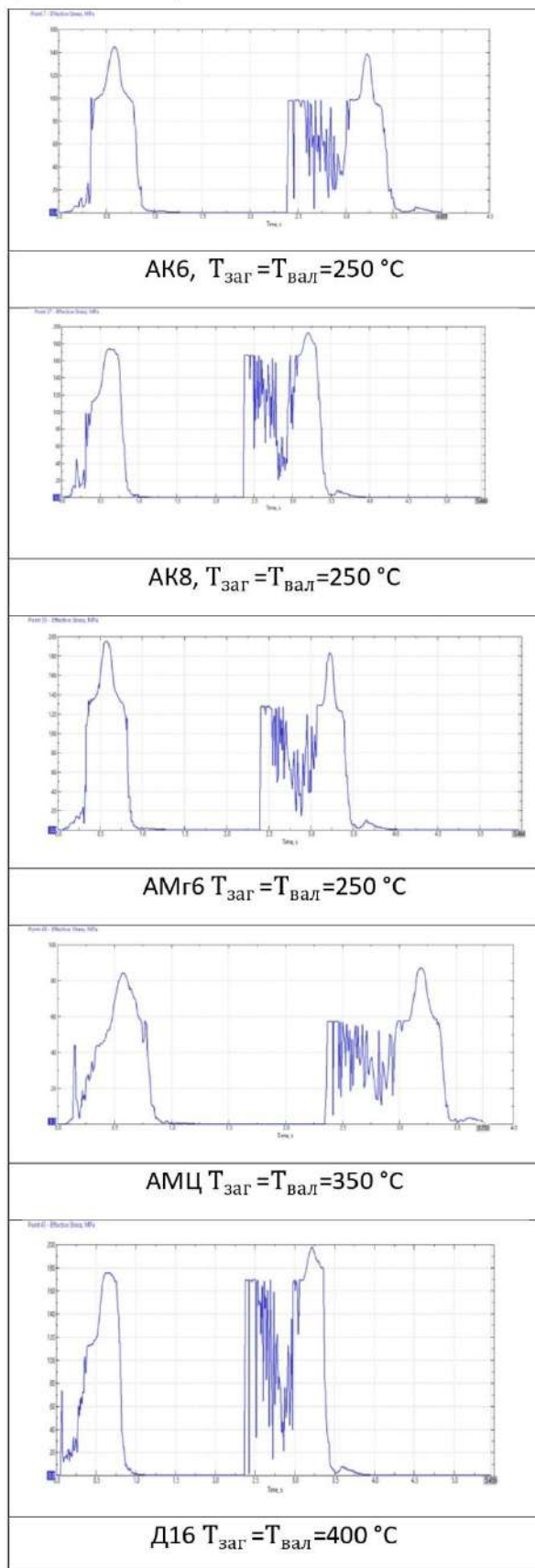
AMЦ $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 350 \text{ } ^\circ\text{C}$



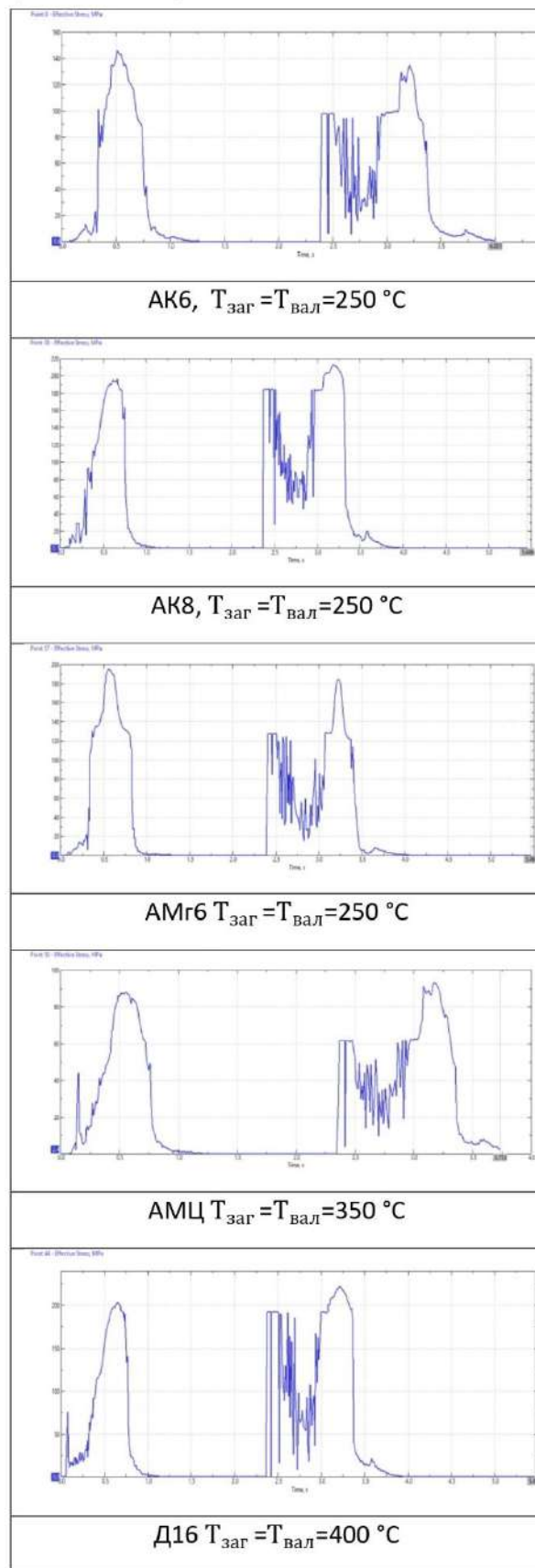
Д16 $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 400 \text{ } ^\circ\text{C}$

ДОДАТОК Б

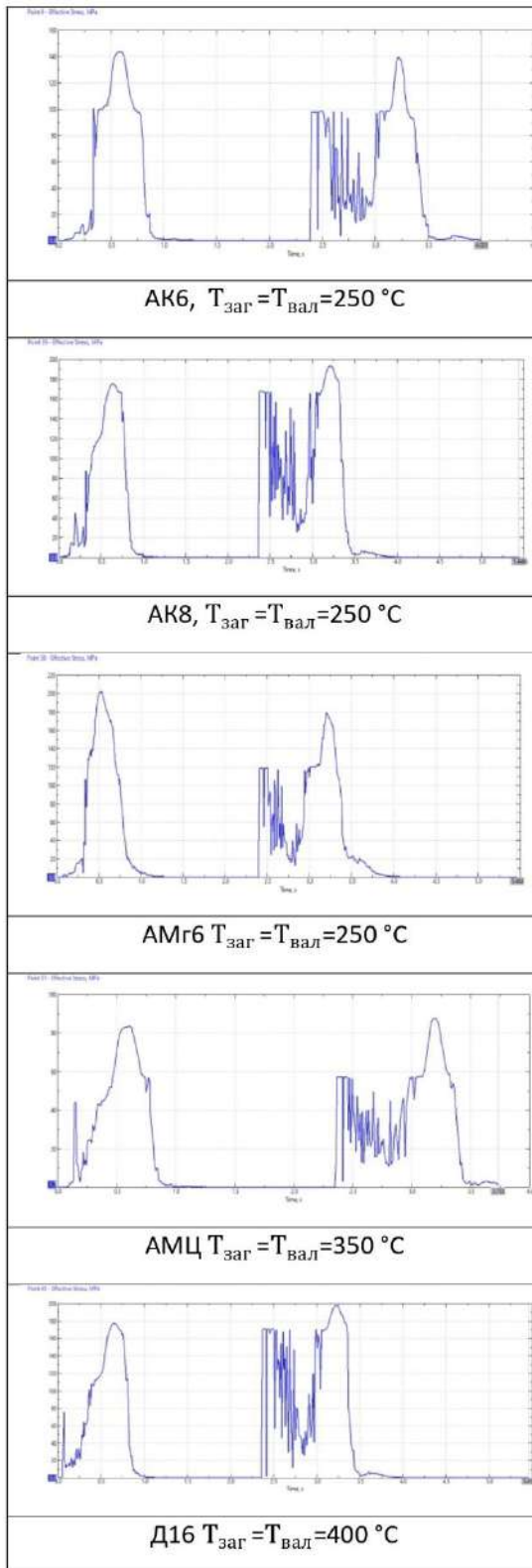
Таблиця 1. Ефективне напруження (Effect Stress) в точці 1.



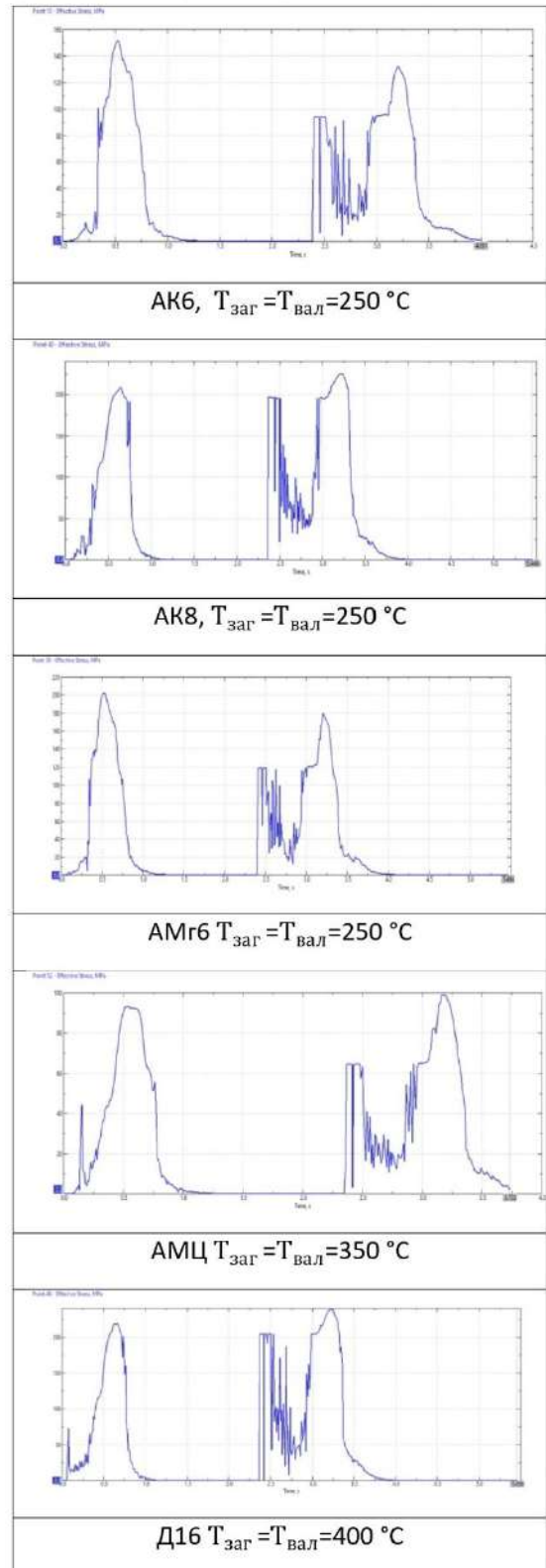
Таблиця 2. Ефективне напруження (Effect Stress) в точці 2.



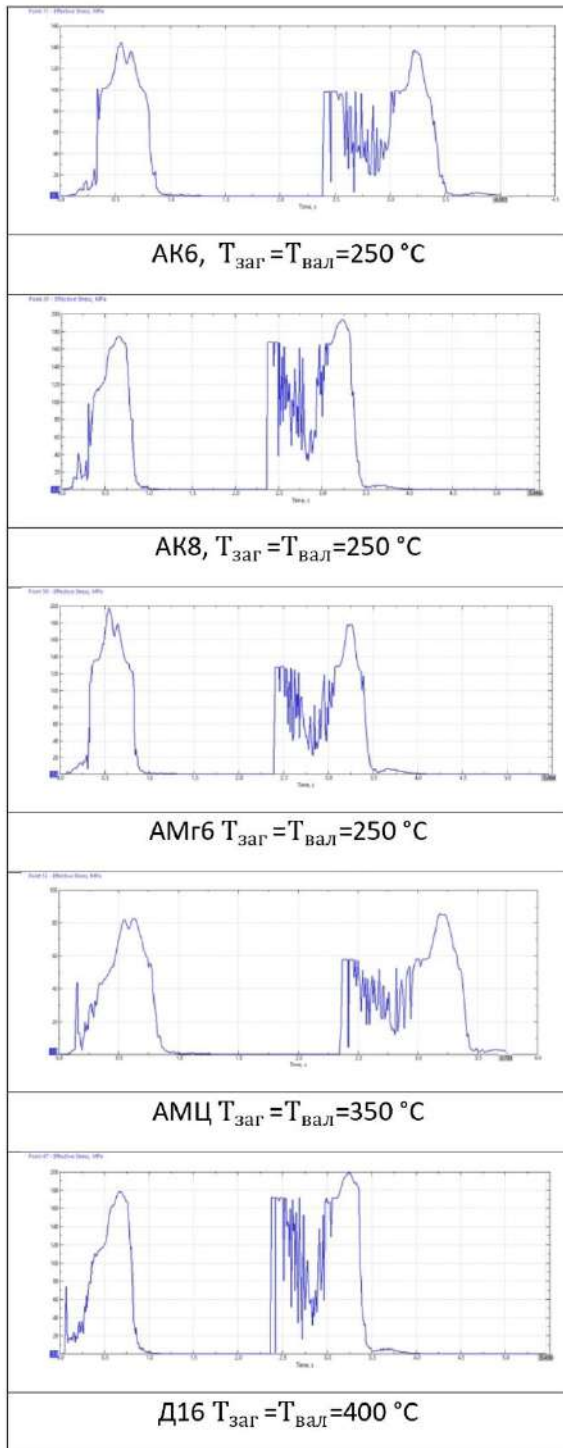
Таблиця 3. Ефективне напруження (Effect Stress) в точці 3.



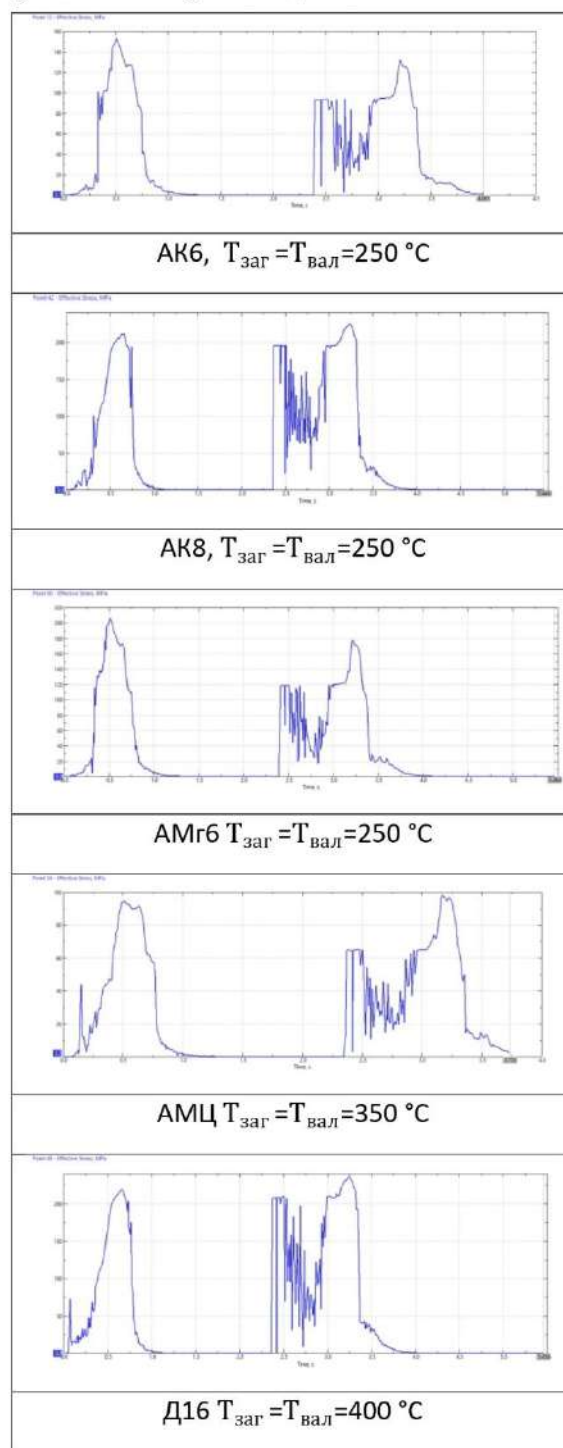
Таблиця 4. Ефективне напруження (Effect Stress) в точці 4.



Таблиця 5. Ефективне напруження (Effect Stress) в точці 5.



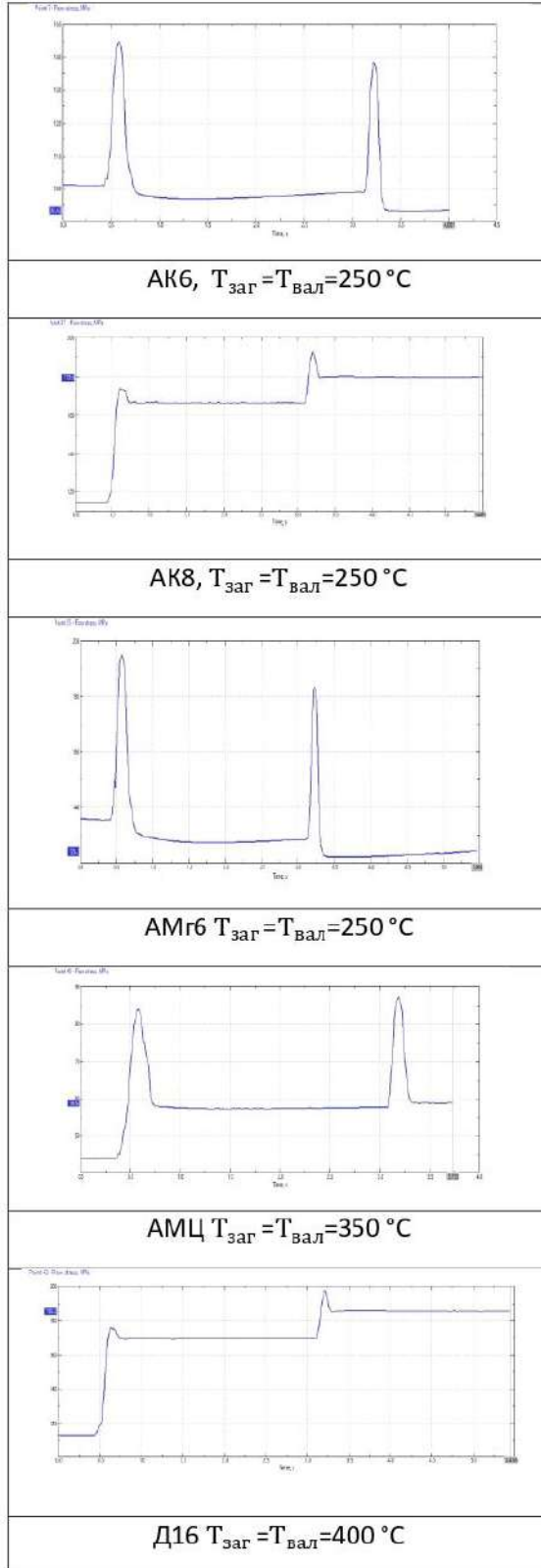
Таблиця 6. Ефективне напруження (Effect Stress) в точці 6.



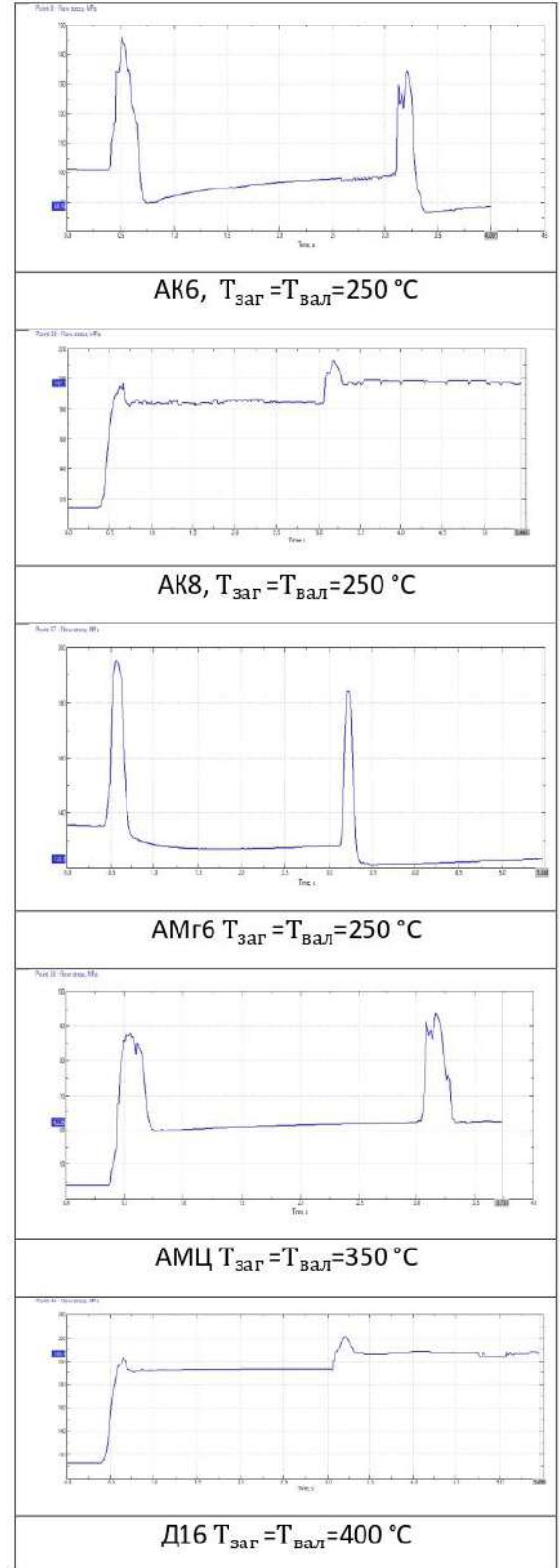
ДОДАТОК В

Напряга течії (Flow Stress)

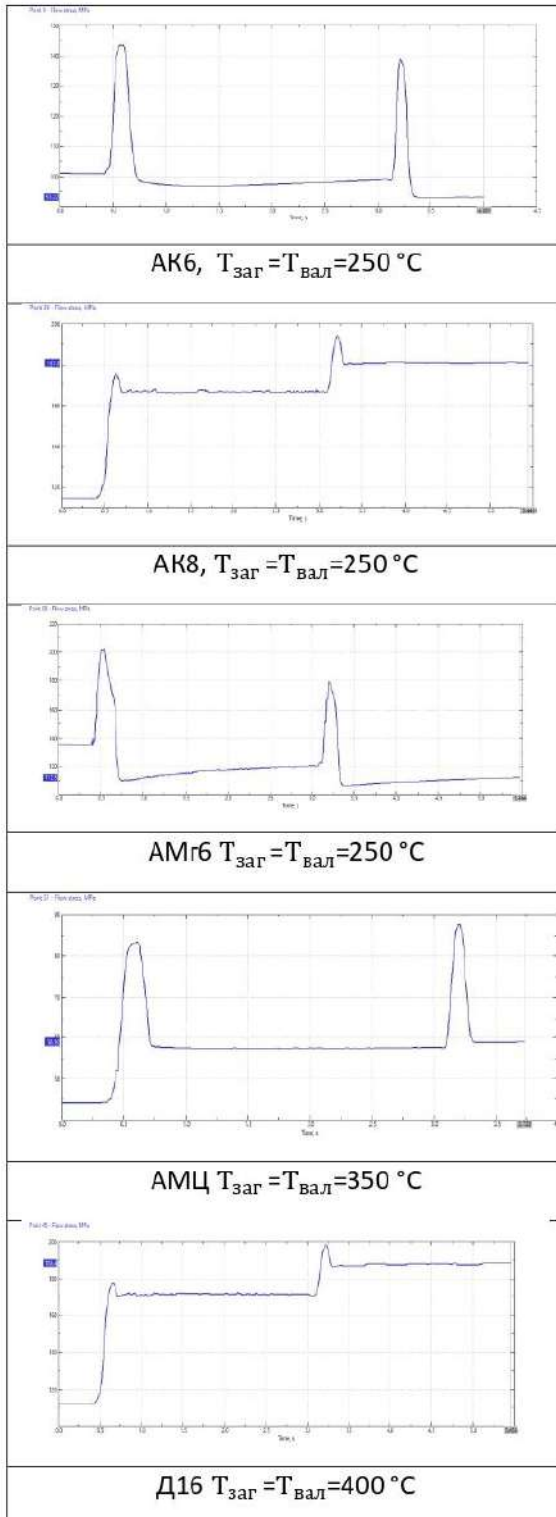
Таблиця 1. Напряга течії (Flow Stress) в точці 1.



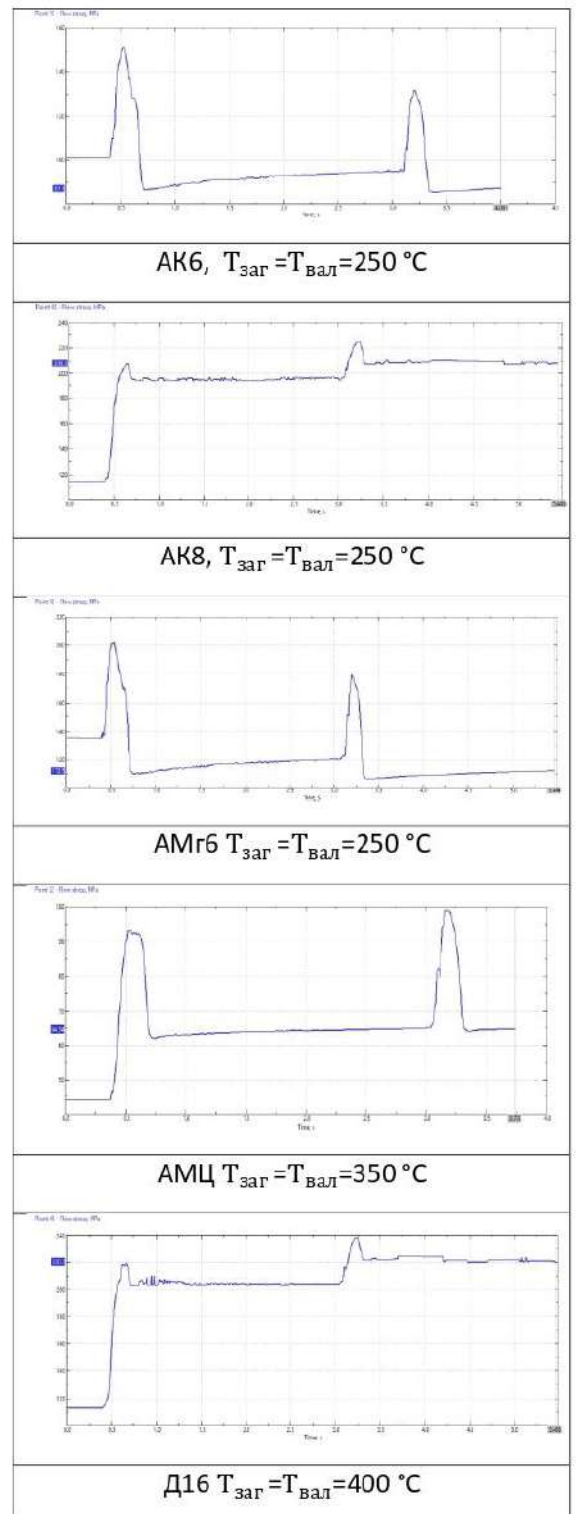
Таблиця 2. Напряга течії (Flow Stress) в точці 2.



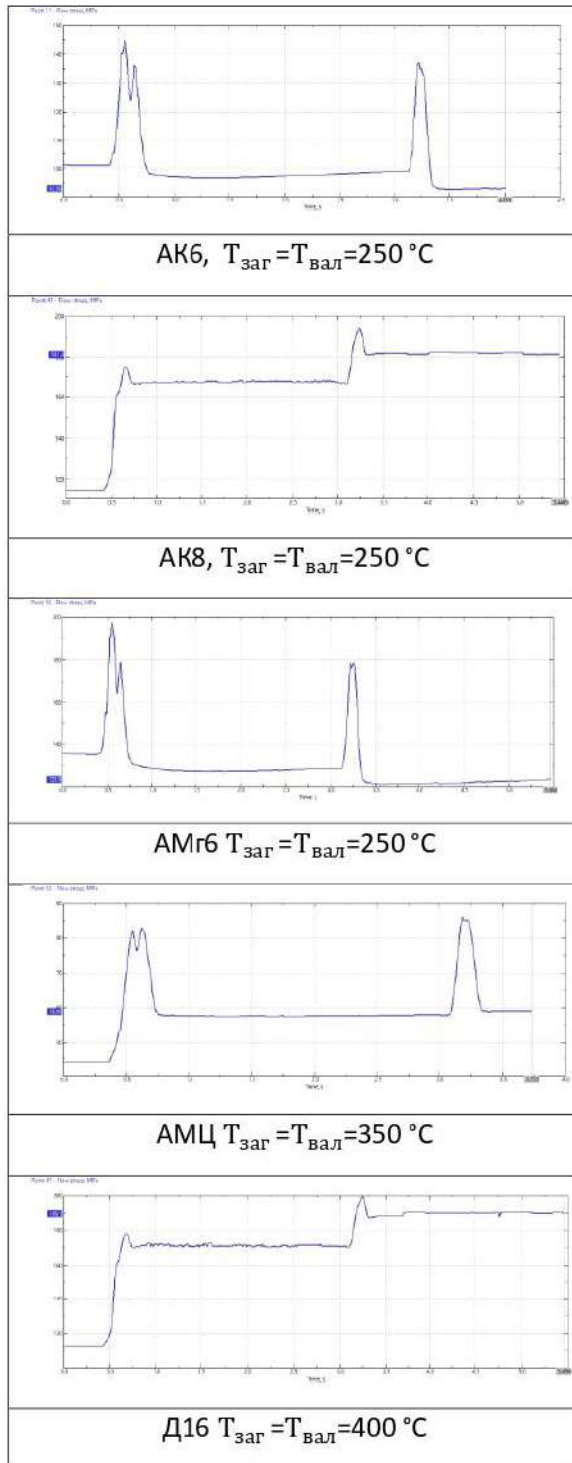
Таблиця 3. Напряга течії (Flow Stress) в точці 3.



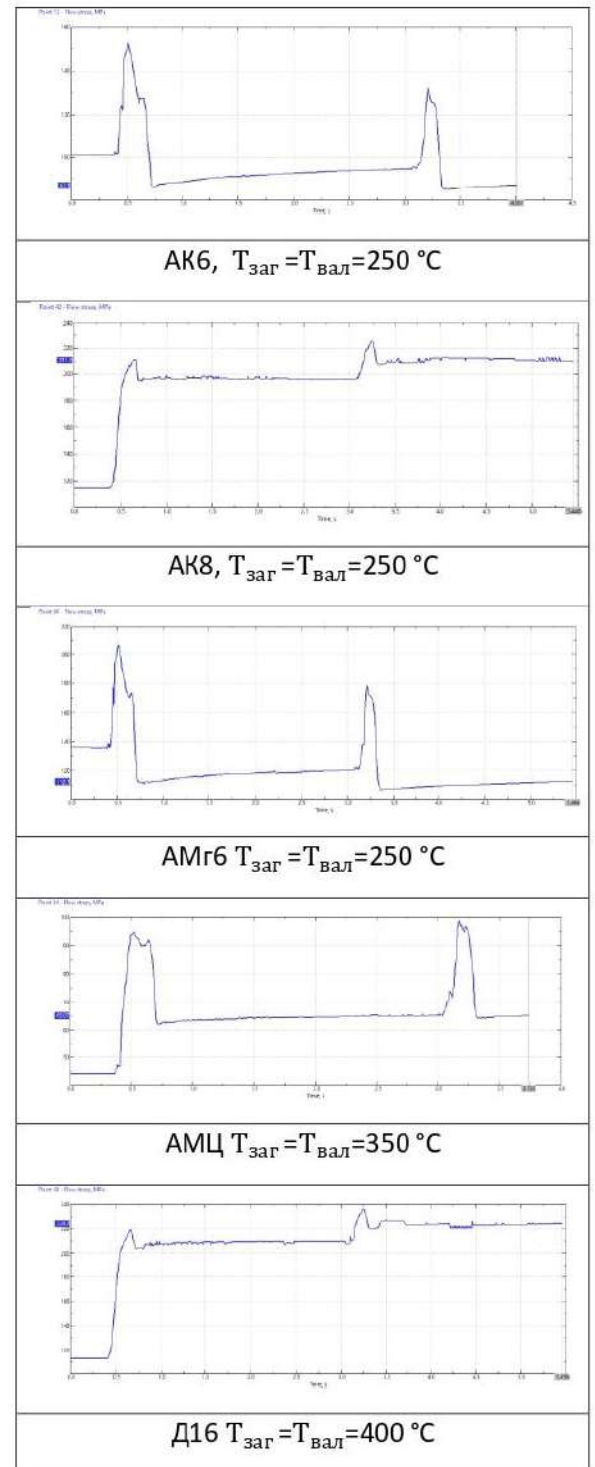
Таблиця 4. Напряга течії (Flow Stress) в точці 4.



Таблиця 5. Напряга течії (Flow Stress) в точці 5.



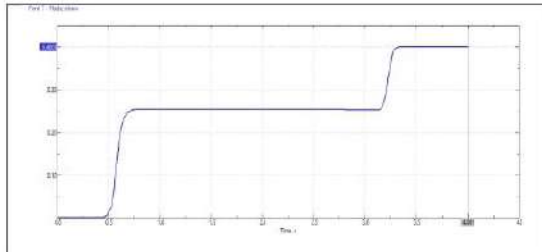
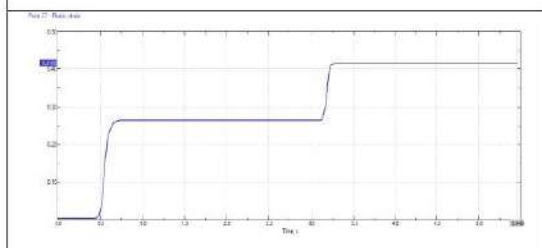
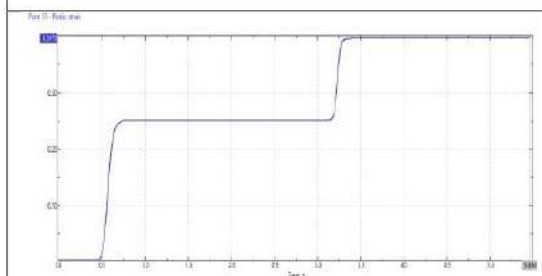
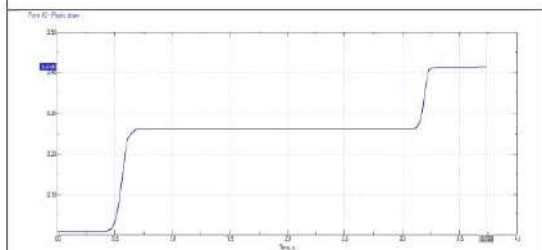
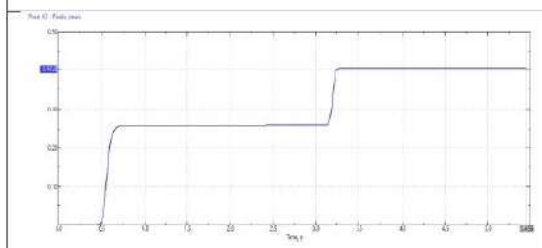
Таблиця 6. Напряга течії (Flow Stress) в точці 6.



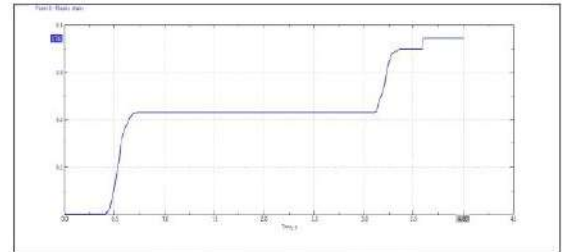
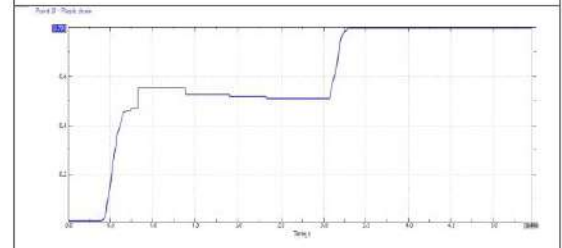
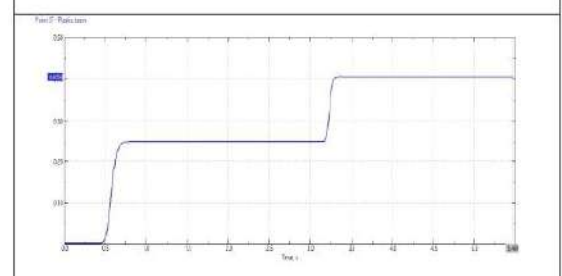
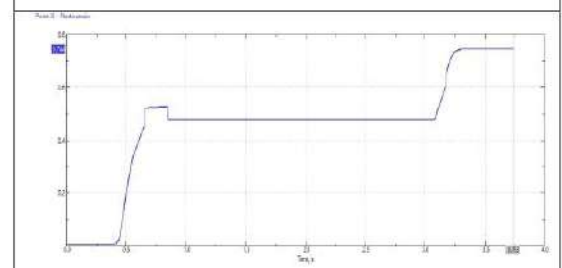
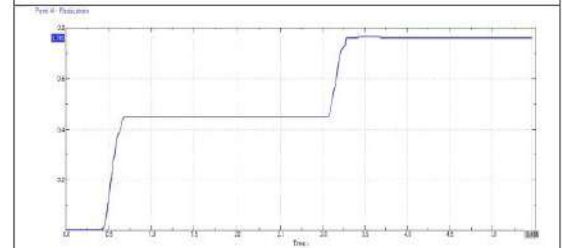
ДОДАТОК Г

Пластична деформація (Plastic strain)

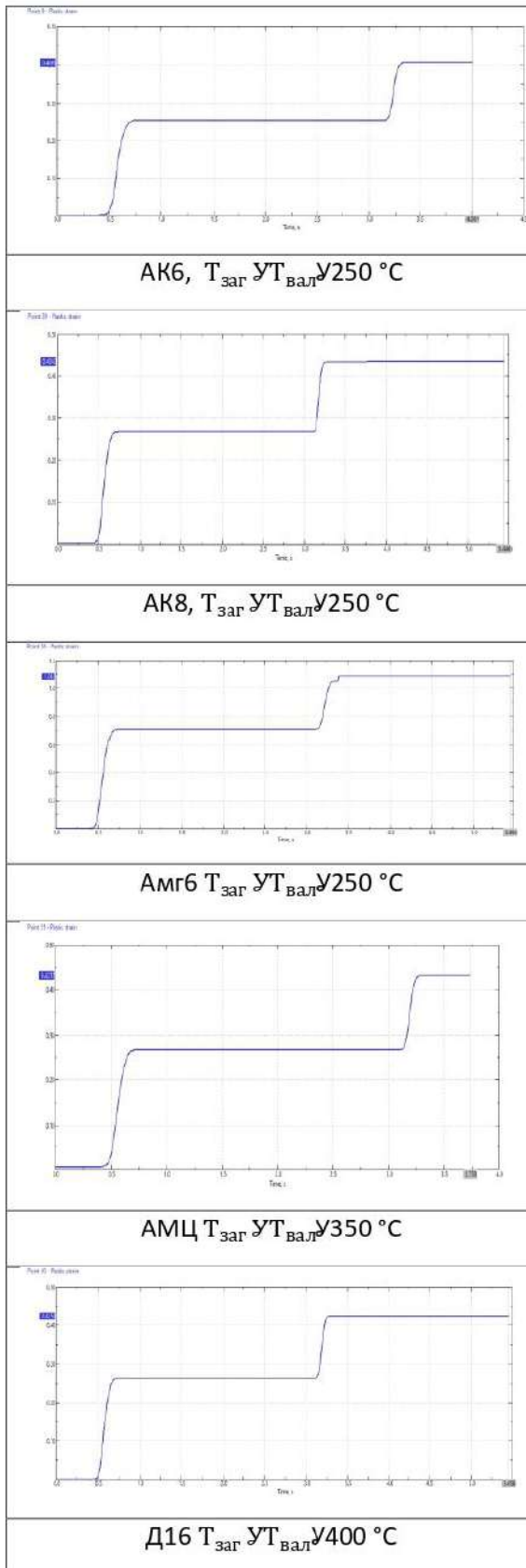
Таблиця 1. Пластична деформація (Plastic strain) в точці 1.

AK6, $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 250 \text{ }^{\circ}\text{C}$ AK8, $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 250 \text{ }^{\circ}\text{C}$ AM6 $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 250 \text{ }^{\circ}\text{C}$ AMЦ $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 350 \text{ }^{\circ}\text{C}$ Д16 $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 400 \text{ }^{\circ}\text{C}$

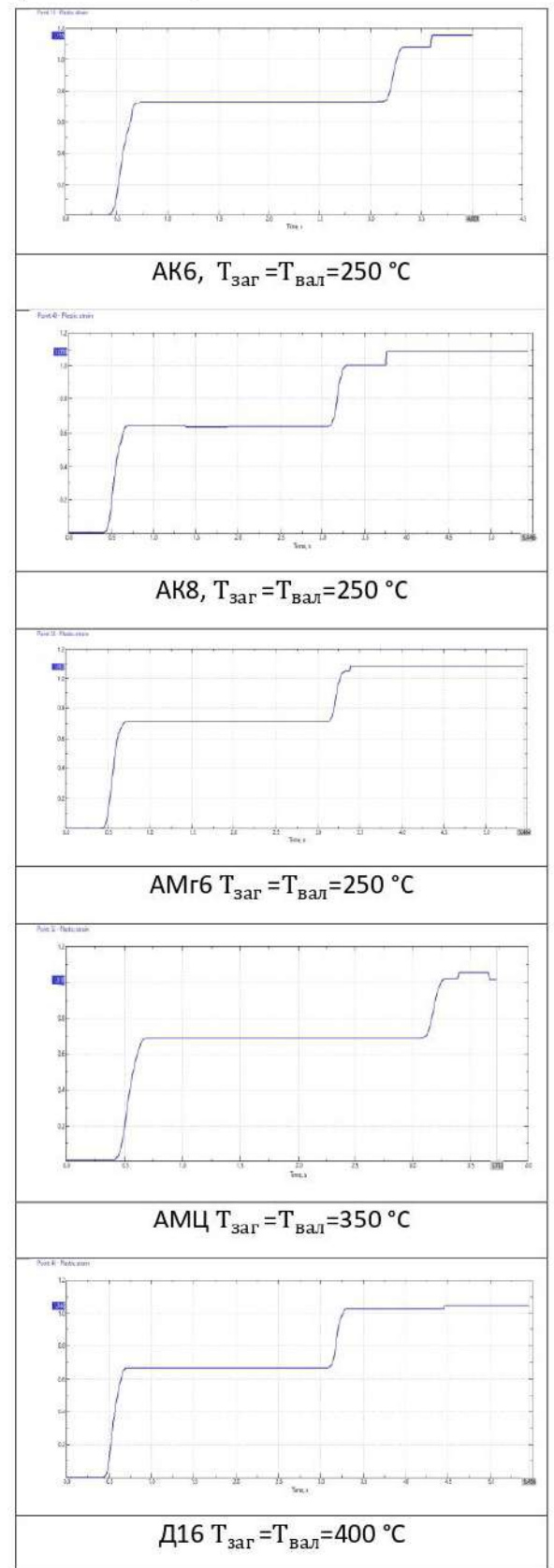
Таблиця 2. Пластична деформація (Plastic strain) в точці 2.

AK6, $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 250 \text{ }^{\circ}\text{C}$ AK8, $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 250 \text{ }^{\circ}\text{C}$ AM6 $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 250 \text{ }^{\circ}\text{C}$ AMЦ $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 350 \text{ }^{\circ}\text{C}$ Д16 $T_{\text{заг}} = T_{\text{вал}} = 400 \text{ }^{\circ}\text{C}$

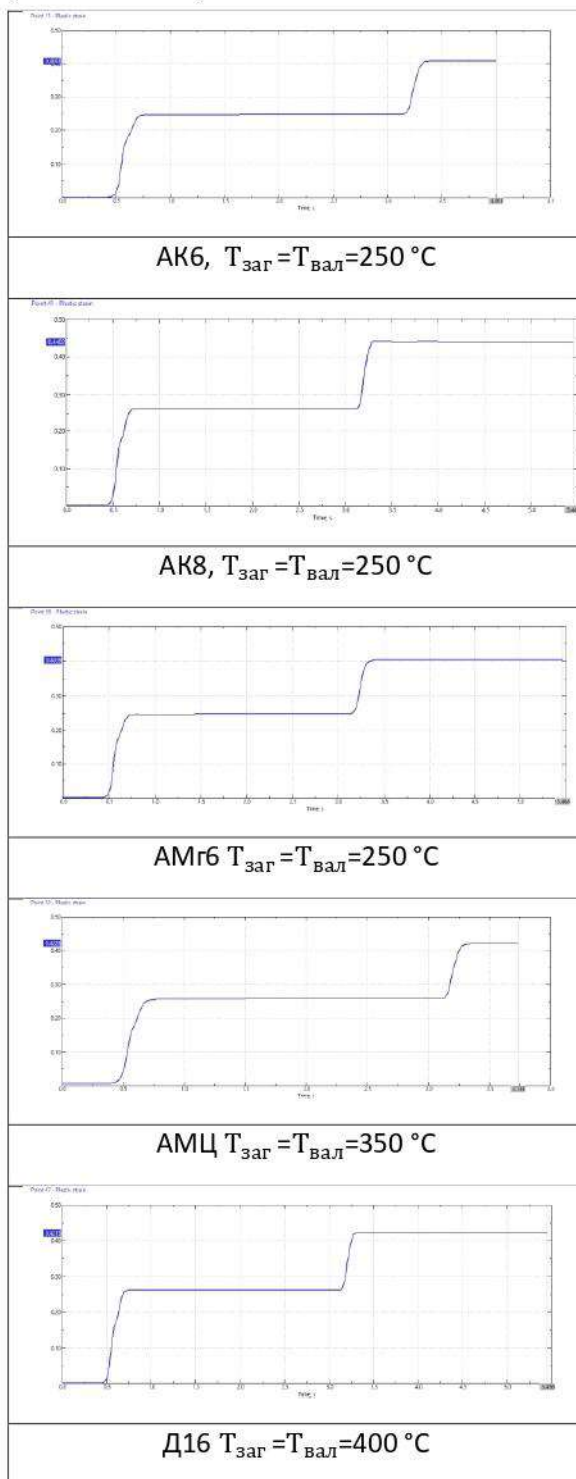
Таблиця 3. Пластична деформація (Plastic strain) в точці 3.



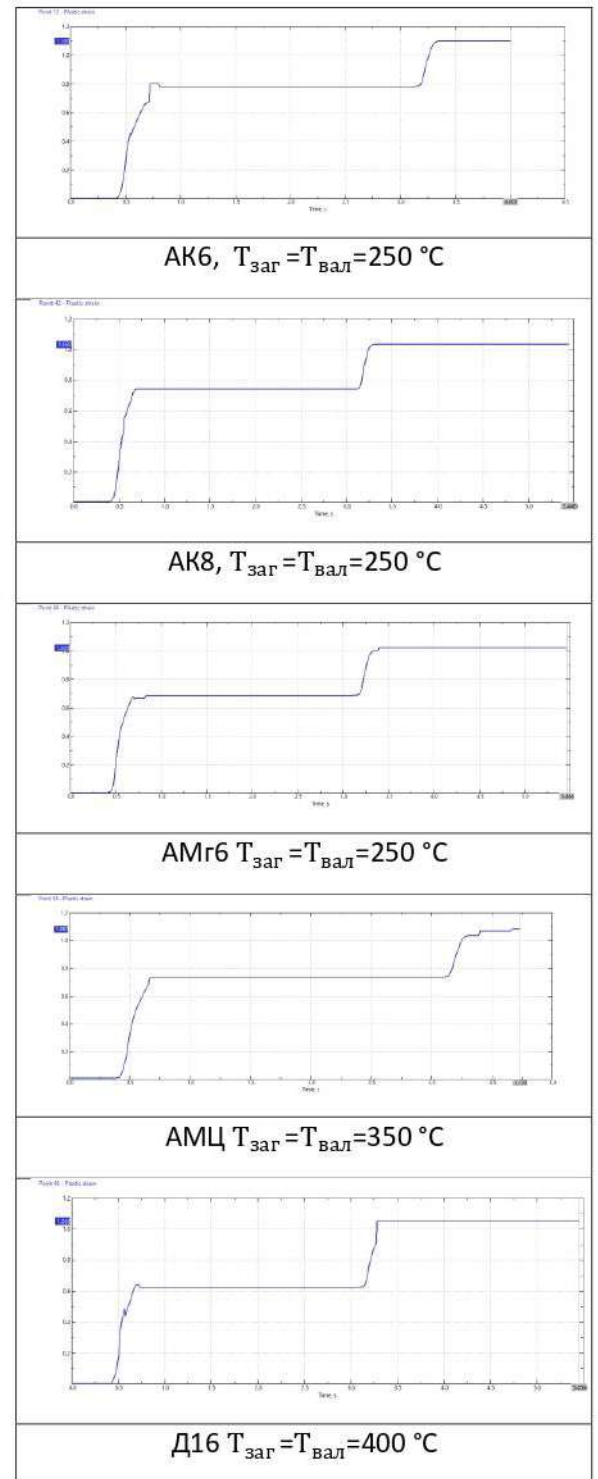
Таблиця 4. Пластична деформація (Plastic strain) в точці 4.



Таблиця 5. Пластична деформація (Plastic strain) в точці 5.



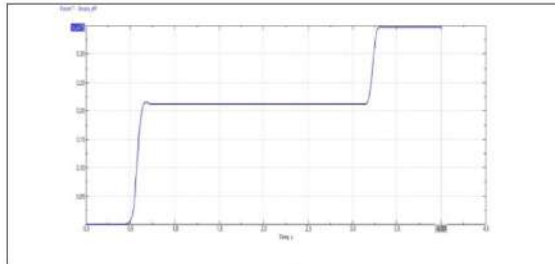
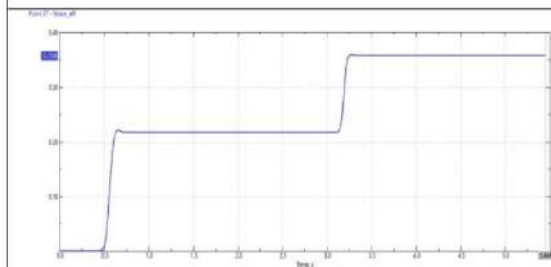
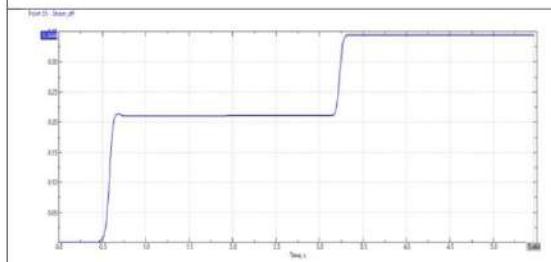
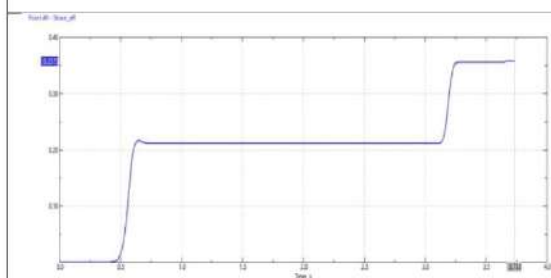
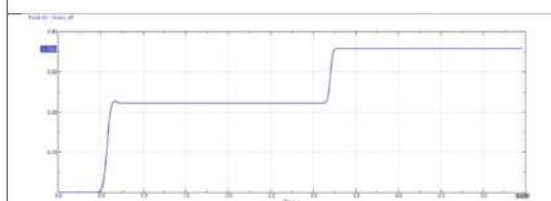
Таблиця 6. Пластична деформація (Plastic strain) в точці 6.



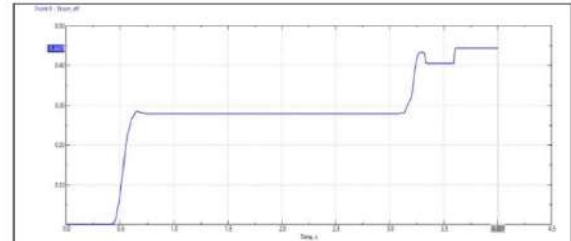
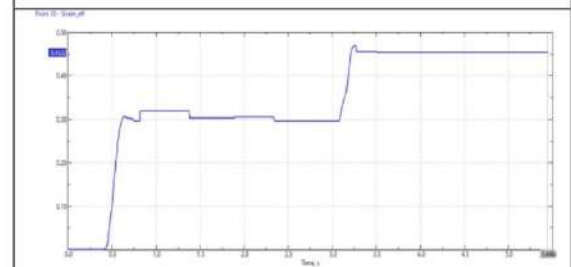
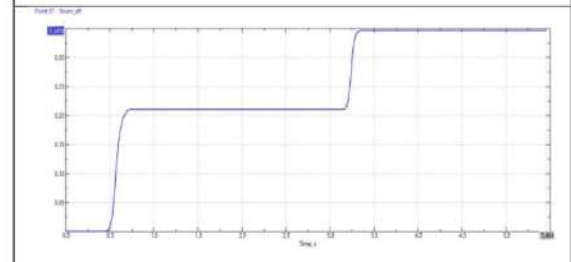
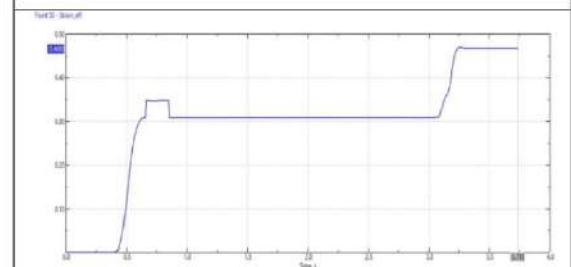
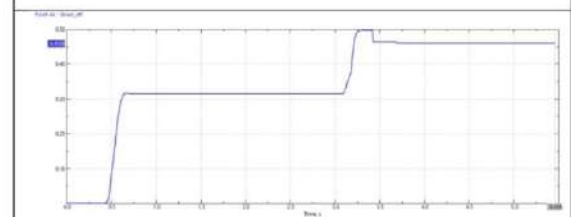
ДОДАТОК Д

Ефективна деформація (Strain eff)

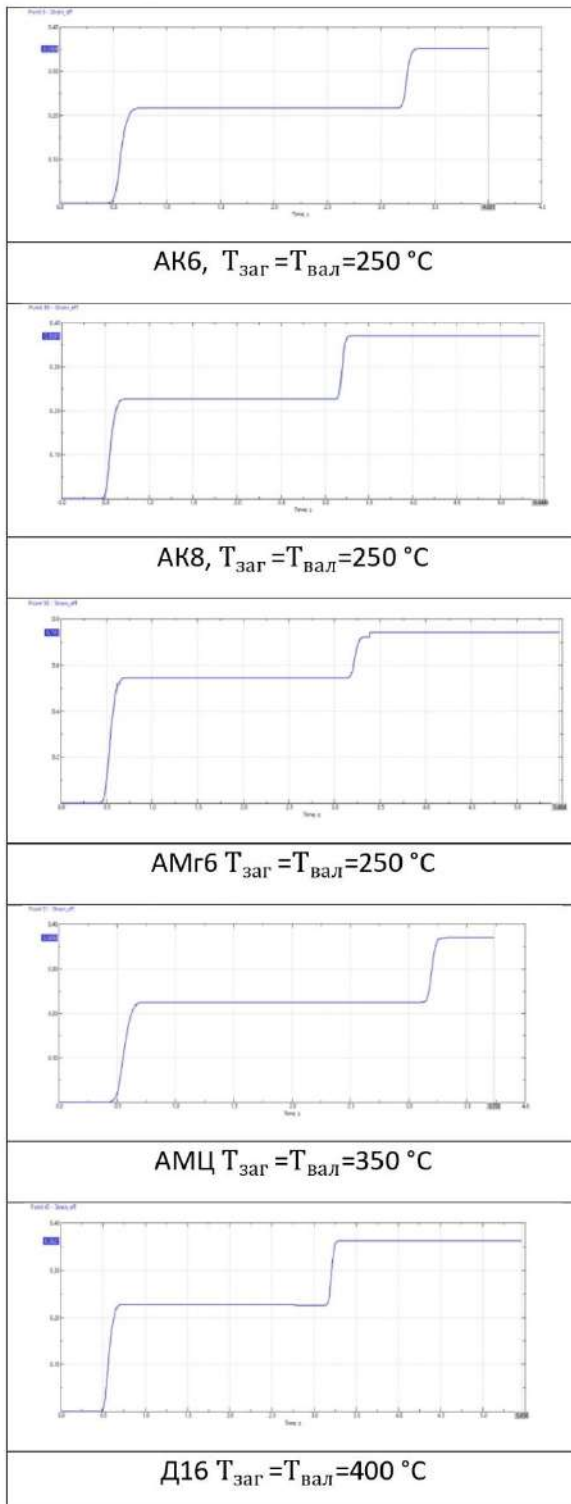
Таблиця 1. Ефективна деформація (Strain eff) в точці 1.

AK6, $T_{заг} = T_{вал} = 250 \text{ } ^\circ\text{C}$ AK8, $T_{заг} = T_{вал} = 250 \text{ } ^\circ\text{C}$ AMr6 $T_{заг} = T_{вал} = 250 \text{ } ^\circ\text{C}$ AMЦ $T_{заг} = T_{вал} = 350 \text{ } ^\circ\text{C}$ Д16 $T_{заг} = T_{вал} = 400 \text{ } ^\circ\text{C}$

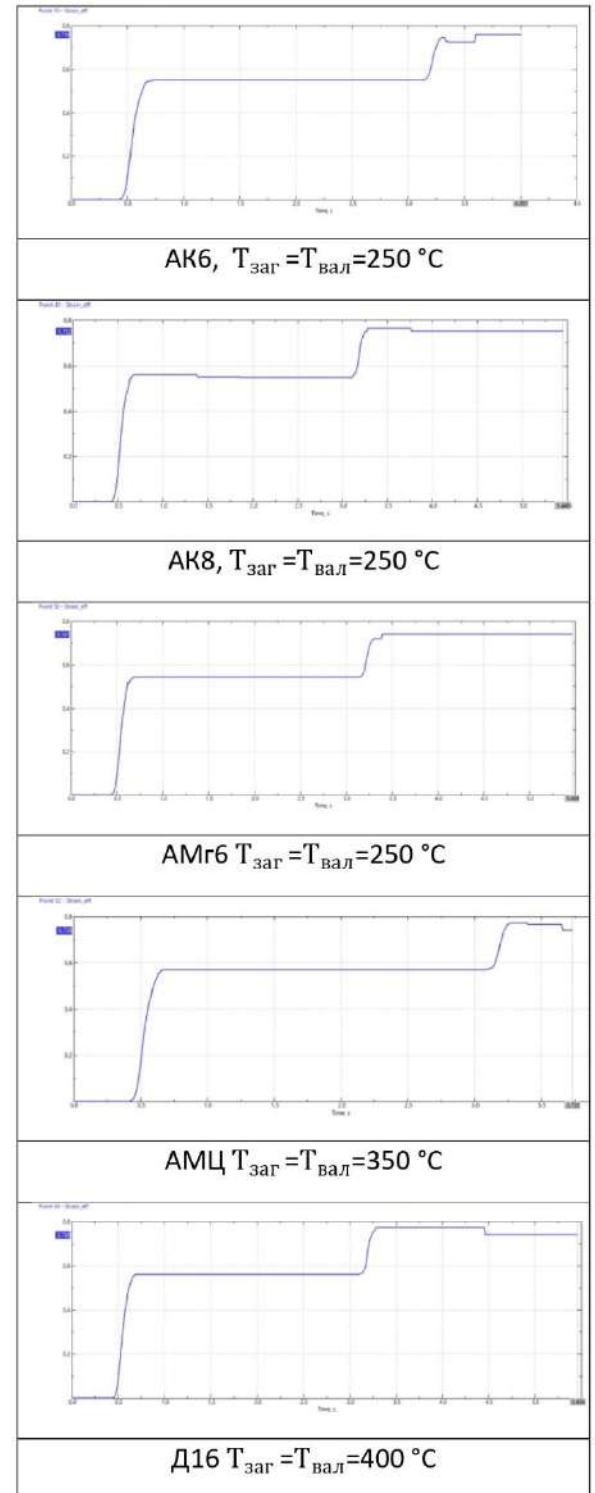
Таблиця 2. Ефективна деформація (Strain eff) в точці 2.

AK6, $T_{заг} = T_{вал} = 250 \text{ } ^\circ\text{C}$ AK8, $T_{заг} = T_{вал} = 250 \text{ } ^\circ\text{C}$ AMr6 $T_{заг} = T_{вал} = 250 \text{ } ^\circ\text{C}$ AMЦ $T_{заг} = T_{вал} = 350 \text{ } ^\circ\text{C}$ Д16 $T_{заг} = T_{вал} = 400 \text{ } ^\circ\text{C}$

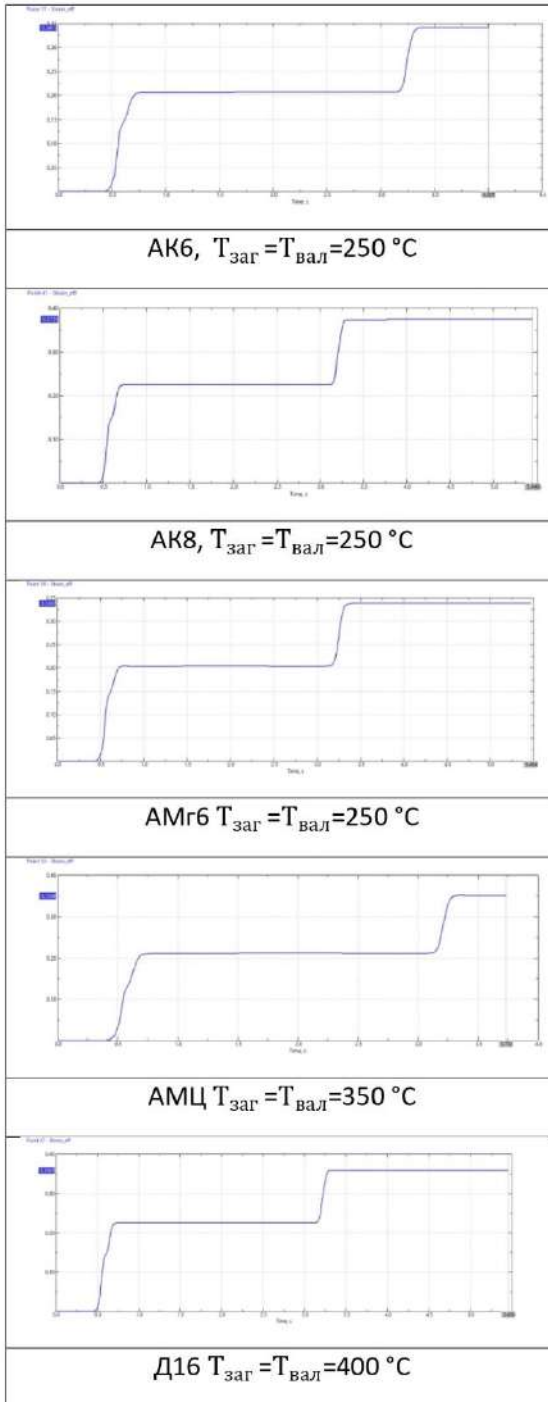
Таблиця 3. Ефективна деформація (Strain eff) в точці 3.



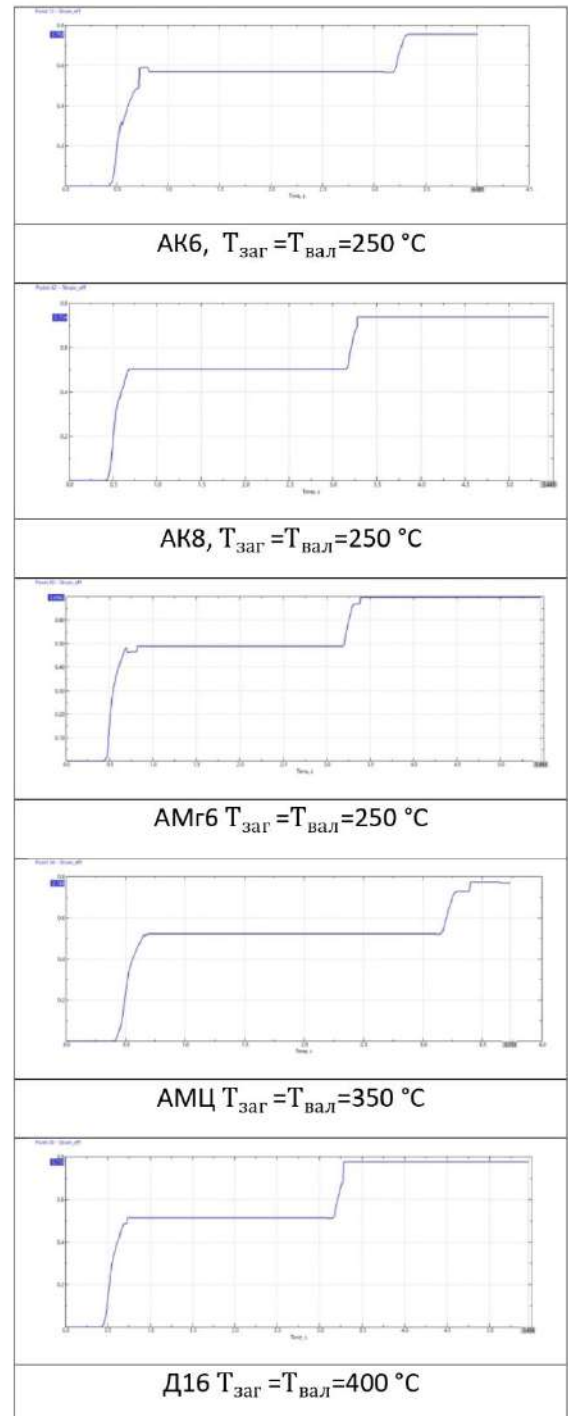
Таблиця 4. Ефективна деформація (Strain eff) в точці 4.



Таблиця 5. Ефективна деформація (Strain eff) в точці 5.



Таблиця 6. Ефективна деформація (Strain eff) в точці 6.



ДОДАТОК Е

License Info X

HASP key is plugged locally
id:1243889615 OK

Viewer Mode
 Initial data preparation mode
 Simulation mode

Feature	State	Time (days)	Info
2D simulation	<input checked="" type="checkbox"/>	133	1/10
3D simulation	<input checked="" type="checkbox"/>	133	1/10
General forming	<input checked="" type="checkbox"/>	133	1/10
Ring/wheel rolling	<input checked="" type="checkbox"/>	133	1/10
Longitudinal rolling	<input checked="" type="checkbox"/>	133	1/10
Cross rolling	<input checked="" type="checkbox"/>	Expired	
Extrusion	<input checked="" type="checkbox"/>	133	1/10
Sheet-bulk forming	<input checked="" type="checkbox"/>	133	1/10
Elastic-plastic deformation		133	0/10
Advanced data import		133	0/10
Grain size evolution		133	0/10
Phase transformation		133	0/10
HT of extruded profiles	<input checked="" type="checkbox"/>	133	1/10
Workpiece rotation		133	0/10
Forming of porous material		133	0/10
Tool rotation		133	0/10
Tool simulation		133	0/10
Extra package of subroutines		Expired	
User subroutines		133	0/10
Client-server		Expired	
Initial data preparation		Expired	
API initial data access		133	0/10
API simulation data access		Expired	
Limit of cores number		133	Unlimited
Limit of tasks number		133	Unlimited
Technical support		133	0/1
Additional licenses:			
QExDD		Expired	
Direct		Expired	
QKaliber		Expired	

Save license file (Save file *.c2v)

Renew the license (Load file *.v2c)

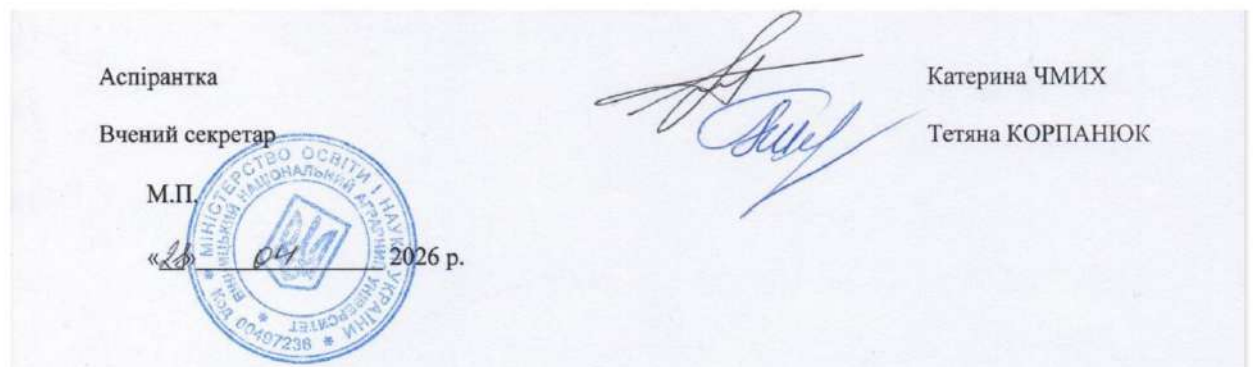
ДОДАТОК Є

СПИСОК НАУКОВИХ ПРАЦЬ
за спеціальність 132 Матеріалознавство
Чмих Катерини В'ячеславівни

№ п/п	Назва	Назва видання та його вихідні відомості, що дозволяють ідентифікувати та відрізнити це видання від інших	Кількість друкованих сторінок / др. арк.	Співавтори
1	2	3	4	5
Статті у періодичних наукових виданнях, проіндексованих у баз даних Web of Science Core Collection та/або Scopus				
1.	Technology for Manufacturing Parts from Aluminium Alloys Using Hot Deformation	<i>Metallophysics and Advanced Technologies.</i> 2026. Vol. 48, No. 1. DOI: 10.15407/mfint.48.01.0035 URL: https://mfint.imp.kiev.ua/en/abstract/v48/i01/0035.html	P. 35–50 0,71 (0,24)	Shvets L. V., Trukhanska O. O., Shtuts A. A., Kolisnyk M. A.
Статті у наукових фахових виданнях України категорії «Б», включених до міжнародної наукометричної бази даних (Index Copernicus)				
2.	Аналітичні дослідження методів гарячого деформування металів	<i>Техніка, енергетика, транспорт АПК.</i> 2022. № 3 (118). DOI: 10.37128/2520-6168-2022-3-12 URL: http://tetapk.vsau.org/storage/articles/January2023/pvRpO7A5YDgQbzIKau7S.pdf	C. 95-100 0,47 (0,23)	Швець Л.В.
3.	Моделювання процесу формування структури алюмінієвих сплавів під час гарячої прокатки з використанням програмного комплексу DEFORM.	<i>Вібрації в техніці та технологіях.</i> 2023. № 2 (109). DOI: 10.37128/2306-8744-2023-2-12 URL: http://vibrojournal.vsau.org/storage/articles/October2023/2EBAxbvbgewu7ADgb50S.pdf	C. 104-110 0,6 (0,5)	Волковський І.В.
4.	Investigation of metal flow from AK6 aluminum alloy on a modernized hot rolling installation.	<i>Техніка, енергетика, транспорт АПК.</i> 2024. № 3 (126). DOI: 10.37128/2520-6168-2024-3-3 URL: http://tetapk.vsau.org/storage/articles/December2024/gd7sWIGCFBlvckVhuoZh.pdf	C. 23-35 1,16 (0,58)	Швець Л.В.
5.	Дослідження розширення для алюмінієвого сплаву АК6 при гарячому прокатуванні	<i>Вібрації в техніці та технологіях.</i> 2025. № 4 (119). DOI: 10.37128/2306-8744-2025-4-12 URL: http://vibrojournal.vsau.org/storage/articles/March2026/hUhZ4Hmc2BI2vcVJtF6r.pdf	C. 96–101 0,44	–
6.	Investigation of forward slip during hot rolling of the AK6 aluminum alloy	<i>Техніка, енергетика, транспорт АПК.</i> 2025. № 3 (130). DOI: 10.37128/2520-6168-2025-3-5 URL: http://tetapk.vsau.org/storage/articles/January2026/6M7FdJQoxZMkCNhUlvIC.pdf	P. 53–58 0,49	–

1	2	3	4	5
Інші видання (тези доповідей)				
7.	Алюмінієві сплави та технологія їх переробки	Перспективи розвитку машинобудування та транспорту: матеріали конференції (тези) ІІІ міжнародної науково-технічної конференції 01 – 03 червня 2023 р. Вінниця: ВНТУ. 2023. URL: https://conferences.vntu.edu.ua/index.php/prmt/pmrt2023/paper/view/18243	0,18	–
8.	Моделювання процесу загартування алюмінієвих сплавів.	V Міжнародної науково-практичної конференції «Авіація, промисловість, суспільство». Кременчук. 16 травня 2024 р. URL: https://klk.univd.edu.ua/files/articles/297/zbirnik_materialiv_klk_hnuvs_2024.pdf	0,2	–
9.	Вдосконалення методів гарячого деформування алюмінієвих сплавів для підвищення якості виробів	Modern Movement of Science: Proceedings of the 16th International Scientific and Practical Internet Conference, October 14-15, 2024. URL: http://www.wayscience.com/wp-content/uploads/2024/10/Conference-Proceedings-October-14-15-2024.pdf	0,11	–
Патенти та авторські свідоцтва				
10.	Принципова схема установки для прокатування в гарячих умовах	Свідоцтво про реєстрацію авторського права на твір № 142125. Літературний письмовий твір наукового характеру з ескізом. Дата реєстрації: 29 січня 2026 р. Бюл. № 98 від 28.02.2026.	–	Полева Ю.А. Швець Л.В.

Усього за темою дисертаційної роботи «Удосконалення процесу прокатування виробів із алюмінієвих сплавів з підігрівом робочого інструменту» опубліковано 10 наукових праць загальним обсягом 3,65 умовн. друк. арк. (власний доробок автора 2,97 умовн. друк. арк.) у тому числі 0,24 умовн. друк. арк. у наукометричній базі Scopus; 2,24 умовн. друк. арк. у наукових фахових виданнях категорії «Б» та 0,49 умовн. друк. арк. у збірниках тез доповідей.



ДОДАТОК Ж

АПРОБАЦІЯ РЕЗУЛЬТАТІВ ДИСЕРТАЦІЇ НА НАУКОВО-ПРАКТИЧНИХ
КОНФЕРЕНЦІЯХ

за спеціальністю 132 Матеріалознавство

Чмих Катерини В'ячеславівни

№ п/п	Тема доповіді	Назва конференції, місце, дата проведення
Апробація результатів дисертації на науково-практичних конференціях		
1.	Аналітичні дослідження методів гарячого деформування металів	Всеукраїнська науково-практична конференція «Інноваційні процеси агропромислової інженерії в умовах сталого розвитку: проблеми та перспективи». Вінниця. 20 – 21 жовтня 2022 року
2.	Алюмінієві сплави та технологія їх переробки	III Міжнародна науково-технічна конференція «Перспективи розвитку машинобудування та транспорту». Вінниця. 01 – 03 червня 2023 р.
3.	Моделювання процесу формування структури алюмінієвих сплавів під час гарячої прокатки з використанням програмного комплексу DEFORM	Всеукраїнська науково-практична конференція «Інноваційні підходи агропромислової інженерії у контексті євроінтеграції». Вінниця. 19 – 20 жовтня 2023 року
4.	Моделювання процесу загартування алюмінієвих сплавів.	V Міжнародної науково-практичної конференції «Авіація, промисловість, суспільство». Кременчук. 16 травня 2024 року
5.	Вдосконалення методів гарячого деформування алюмінієвих сплавів для підвищення якості виробів	XVI International Scientific and Practical Internet Conference «Modern Movement of Science». Dnipro. October 14 – 15, 2024
6.	Теоретичні дослідження перебігу металу при гарячому деформуванні	Всеукраїнська науково-практична конференція «Інноваційні підходи агропромислової інженерії в контексті глобальних викликів». Вінниця. 17-18 жовтня 2024 р.
7.	Інноваційні підходи покращення процесу перебігу металу при гарячому деформуванні	Всеукраїнська науково-практична конференція «Сталий розвиток України в умовах європейської інтеграції: сучасний стан, шлях відновлення та перспективи». Вінниця, 15–16 травня 2025 року
8.	Дослідження процесу протягування заготовок при гарячому деформуванні	Всеукраїнська науково-практична конференція «Інноваційні підходи агропромислової інженерії: проблеми та перспективи». Вінниця, 30–31 жовтня 2025 року

Аспірантка

Вчений секретар

М.П.

«26» 04 2026 р.



Катерина ЧМИХ

Тетяна КОРПАНИЮК

ДОДАТОК 3

**МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
ВІННИЦЬКИЙ НАЦІОНАЛЬНИЙ АГРАРНИЙ УНІВЕРСИТЕТ**

вул. Сонячна, 3, м. Вінниця, 21008, (0432) 46-00-03
e-mail: office@vsau.org, rector@vsau.org, web: vsau.org
Код ЄДРПОУ 00497236

09 04. 2026р. № Д1.1-39-385

На № _____ від _____

ДОВІДКА

про впровадження результатів наукових досліджень
дисертаційної роботи **Чмих Катерина В'ячеславівни**
на тему: «Удосконалення процесу прокатування виробів із алюмінієвих сплавів
з підігрівом робочого інструменту»

Повідомляємо, що наукові розробки Чмих Катерини В'ячеславівни за вказаною темою дисертації мають практичну цінність, що зумовлено їх впровадження у навчально-методичний процес та наукову роботу кафедри агроінженерії та технічного сервісу.

Положення дисертаційної роботи використовуються при викладанні навчальних дисциплін: «Матеріалознавство і ТКМ», «Електротехнології в біоенергетичних системах», «Надійність та ремонт машин».

Довідка видана Чмих К.В. для представлення у спеціалізовану вчену раду за місцем захисту її дисертації на здобуття наукового ступеня доктора філософії.

Розглянуто та затверджено на засіданні науково-методичної комісії Вінницького національного аграрного університету від 23 березня 2026 року, протокол №7.

Перший проректор



Світлана ЛУТКОВСЬКА

№ 01298

ДОДАТОК И

ЗАТВЕРДЖУЮ

Ректор Вінницького
національного аграрного
університету

Григорій КАЛЕТНИК

19 лютого 2026 р.

ЗАТВЕРДЖУЮ

Генеральний директор
ТОВ «КРАСНЯНСЬКЕ СП «АГРОМАШ»
Юрій ПОНОМАР

19 лютого 2026 р.

АКТ

**впровадження результатів дисертаційної роботи на здобуття наукового
ступеня доктора філософії**

Чмик К.В. на тему: «Удосконалення процесу прокатування виробів із алюмінієвих сплавів з підгрівом робочого інструменту» на ТОВ «КРАСНЯНСЬКЕ СП «АГРОМАШ» (Україна, 23342, Вінницька обл., Вінницький р-н, с. Красне, вул. Данила Нечая, 2.).

Ми, що нижче підписалися, представники ТОВ «КРАСНЯНСЬКЕ СП «АГРОМАШ» генеральний директор Пономар Ю.В. та представники Вінницького національного аграрного університету (ВНАУ) к.т.н., доцент Швець Л.В., к.т.н., доц. Труханська О.М., к.т.н., доц. Кушук І.М. і PhD. стар. викл. Колісник М. А., склали цей акт про впровадження результатів дисертаційної роботи Чмик К.В.

Метою дисертаційної роботи Чмик К.В. є розробка та наукове обґрунтування високоефективного, ресурсозберігаючого процесу та спеціалізованого обладнання для гарячого прокатування заготовок із алюмінієвих сплавів.

Проведені дослідження довели, що ефективним процесом виготовлення алюмінієвих виробів є гаряча прокатка, при якій виникають високі сили деформування, а умови течії металу в зоні контакту інструмента із заготовкою сприяють формуванню дрібнозернистої структури та отриманню якісних виробів складної форми.

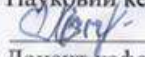
У дисертаційній роботі Чмик К.В. одержано результати досліджень, теоретичних узагальнень та інженерних розробок, що дозволяють у вирішенні науково-прикладних задач оптимізації режимів гарячої прокатки алюмінієвих сплавів для отримання якісних виробів на підприємстві ТОВ «КРАСНЯНСЬКЕ СП «АГРОМАШ».

Технічна документація з удосконалення процесів гарячої прокатки алюмінієвих сплавів на основі аналізу напружено-деформованого стану та результатів комп'ютерного моделювання прийнята на ТОВ «КРАСНЯНСЬКЕ СП «АГРОМАШ» для використання у проектуванні та впровадженні технологічних процесів виготовлення алюмінієвих заготовок.

Дисертаційна робота Чимк К.В. спрямована на вирішення актуальної науково-технічної проблеми розробки та впровадження ресурсозберігаючих технологічних процесів гарячої прокатки алюмінієвих сплавів та підвищення на їх основі ефективності виробництва, і тому є одним із найважливіших завдань сучасного машинобудування.

Представники ВНАУ:

Науковий керівник, к.т.н., доцент

 Людмила ШВЕЦЬ

Доцент кафедри АГ та ТС, к.т.н.

 Олена ТРУХАНСЬКА

Доцент кафедри ІМ та ТП в АПК, к.т.н.

 Ігор КУШНУК

Старший викладач кафедри ЕЕЕ, PhD

 Микола КОЛІСНИК

Аспірантка кафедри АІ та ТС

 Катерина ЧМИХ



Генеральному директору ТОВ

«КРАСНЯНСЬКЕ СП «АГРОМАШ»

Юрій ПОНОМАР

ДОДАТОК І

ЗАТВЕРДЖУЮ

Ректор Вінницького
національного аграрного
університету

Григорій КАЛЕТНИК

28 лютого 2026 р.

ЗАТВЕРДЖУЮ

Генеральний директор
ТОВ «КРАСНЯНСЬКЕ СП «АГРОМАШ»

Юрій ПОНОМАР

28 лютого 2026 р.

АКТ

**впровадження результатів дисертаційної роботи на здобуття наукового
ступеня доктора філософії**

Чмих К.В. на тему: «Удосконалення процесу проектування виробів із алюмінієвих сплавів з підгрівом робочою інструменту» на ТОВ «КРАСНЯНСЬКЕ СП «АГРОМАШ» (Україна, 23342, Вінницька обл., Вінницький р-н, с. Красне, вул. Дашна Немає, 2.).

Ми, що нижче підписалися, представники ТОВ «КРАСНЯНСЬКЕ СП «АГРОМАШ» генеральний директор Пономар Ю.В. та представники Вінницького національного аграрного університету (ВНАУ) к.т.н., доцент Швець Л.В., к.т.н., доц. Труханська О.М., к.т.н., доц. Купчук І.М. і PhD. стар. викл. Колісник М. А., склали цей акт про впровадження результатів дисертаційної роботи Чмих К.В.

Метод модернізаційної робочої Чашки К.В. є розробка та наукове обґрунтування високоефективного, ресурсозберігаючого процесу та спеціалізованого обладнання для гарячого прокатування заготовок із алюмінієвих сплавів.

Проведені дослідження довели, що ефективним процесом виготовлення алюмінієвих виробів є гаряча прокатка, при якій виникають відносно знижені сили деформування, а умови течії металу в зоні контакту інструмента із заготовкою сприяють формуванню дрібнозернистої структури та отриманню якісних виробів складної форми.

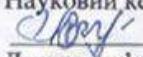
У дисертаційній роботі Чмих К.В. одержано результати досліджень, теоретичних узагальнень та інженерних розробок, що дозволяють у вирішенні науково-прикладних задач оптимізації режимів гарячої прокатки алюмінієвих сплавів для отримання якісних виробів на підприємстві ТОВ «КРАСНЯНСЬКЕ СП «АГРОМАШ».

Технічна документація з удосконалення процесів гарячої прокатки алюмінієвих сплавів на основі аналізу напружено-деформованого стану та результатів комп'ютерного моделювання прийнята на ТОВ «КРАСНЯНСЬКЕ СП «АГРОМАШ» для використання у проектуванні та впровадженні технологічних процесів виготовлення алюмінієвих заготовок.

Дисертаційна робота Чмих К.В. спрямована на вирішення актуальної науково-технічної проблеми розробки та впровадження ресурсозберігаючих технологічних процесів гарячої прокатки алюмінієвих сплавів та підвищення їх їх основі ефективності виробництва, і тому є одним із найважливіших завдань сучасного машинобудування.

Представники ВНАУ:

Науковий керівник, к.т.н., доцент

 Людмила ШВЕЦЬ

Доцент кафедри АІ та ТС, к.т.н.

 Ольга ТРУХАНСЬКА

Доцент кафедри ІМ та ПТ в АПК, к.т.н.

 Ігор КУПЧУК

Старший викладач кафедри ЕЕЕ, PhD

 Микола КОЛІСНИК

Аспірантка кафедри АІ та ТС

 Катерина ЧМИХ



Представник директору ТОВ

«КРАСНЯНСЬКЕ СП «АГРОМАШ»

Юрій ПОНОМАР