МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ ТА НАУКИ УКРАЇНИ
НАЦІОНАЛЬНИЙ УНІВЕРСИТЕТ “ЛЬВІВСЬКА ПОЛІТЕХНІКА”

Кваліфікаційна наукова праця
на правах рукопису

Проданчук Олег Олександрович

УДК 658.511.4:621.7

ДИСЕРТАЦІЯ

ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ТЕХНОЛОГІЧНОГО ПРОЦЕСУ МЕХАНІЧНОГО ОБРОБЛЕННЯ ДЕТАЛЕЙ З ХРОМО-НІКЕЛЕВИХ СПЛАВІВ НА ОСНОВІ ІМІТАЦІЙНОГО МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ ФОРМОУТВОРЕННЯ

Галузь знань 13 – “Механічна інженерія”
131 – “Прикладна механіка”

Подається на здобуття освітньо-наукового ступеня доктора філософії

Дисертація містить результати власних наукових досліджень. Використані ідеї та результати інших авторів мають посилання на відповідні джерела.
_____ Проданчук О.О.

Науковий керівник: Ступницький Вадим Володимирович,
доктор технічних наук, професор

Львів 2025

АНОТАЦІЯ

Олег Проданчук. Підвищення ефективності технологічного процесу механічного оброблення деталей з хромо-нікелевих сплавів на основі імітаційного моделювання процесу формоутворення. – Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.

Дисертація на здобуття наукового ступеня доктора філософії за спеціальністю 131 – Прикладна механіка – Національний університет «Львівська політехніка», МОН України, Львів, 2025.

Дисертацію присвячено вирішенню актуальної науково-прикладної задачі, сутність якої полягає у формуванні науково-обгрунтованих рекомендацій щодо вибору структури та параметрів технологічної операції механічного оброблення виробів з хромо-нікелевих сплавів на основі комплексного аналізу силового, напружено-деформованого та термодинамічного стану заготовок, проведеного на основі імітаційного моделювання процесів різання.

У **ВСТУПІ** до дисертаційної роботи обґрунтована актуальність наукової проблеми, сформульовано мету і задачі досліджень, визначені об'єкт та предмет наукових досліджень а також описані основні науково-дослідницькі результати, їхнє практичне та теоретичне занчення для розвитку наукових знань з прикладної механіки і , зокрема, технології машинобудування та теорії різання.

В **ПЕРШОМУ РОЗДІЛІ** дисертації наведено результати грунтовного проблемно-орієнтованого аналізу літературних джерел за станом питання оброблюваності деталей з хромо-нікелевих сплавів. Встановлені особливості структури та параметрів технологічних процесів механічного оброблення виробів з важкооброблюваних метеріалів. Особливу увагу приділено технологічному формуванню таких структурно-параметричних характеристик оброблених поверхонь, які б забезпечували отримання високоякісних функціональних властивостей виробів з цих матеріалів (зносостійкості, втомної міцності тощо). Проаналізовані переваги та недоліки лезового оброблення таких важкооброблюваних матеріалів, як хромо-нікелеві сплави у порівнянні з традиційним абразивним обробленням заготовок на фінішних операціях технологічного процеса.

Встановлені найбільш важливі особливості механічного оброблення деталей з хромо-нікелевих сплавів, які слід приймати до уваги, формуючи структуру технологічної операції з точки зору забезпечення функціональної здатності виробу в потенційних умовах експлуатації. До таких властивостей хромо-нікелевих сплавів можна віднести високу твердість, імовірність впливових структурно-фазових перетворень матеріалу, високу терморезистивність матеріалу, що може призвести до інтенсивного зношування інструменту та появи негативних залишкових напружень розтягу, які погіршують, насамперед, втомну міцність оброблюваного шару заготовки. Крім того, слід відзначити складність формалізації квазі-крихкого руйнування оброблюваного матеріалу через появу мікротріщин, які з'являються перед різальним клином, створюючи цим специфічну картину дуотермічного зсуву матеріалу. Саме ці особливості підтверджують ефективність та доцільність імітаційного моделювання процесу різання в якості ефективного інструментарію дослідження складнопрогнозованого процесу механічного оброблення заготовок з хромо-нікелевого сплаву.

Також на основі аналізу численних літературних джерел за станом питання оброблення виробів з хромо-нікелевих сплавів, зроблено висновок щодо доцільності врахування не лише режимів різання, але й більш складних аспектів, зокрема вплив мікрогеометрії інструменту на термодинамічні та напружено-деформаційні процеси, які відбуваються у зоні формоутворення виробу, що і реалізовано у наведених наукових дослідженнях даної дисертаційної роботи.

ДРУГИЙ РОЗДІЛ дисертації присвячений розробленню методики імітаційних та аналітичних досліджень функціонально-орієнтованого технологічного процесу оброблення важкооброблюваних матеріалів на основі хрому та нікелю. Основний акцент даних досліджень спрямований на визначення доцільності використання жорстко-пластичної або пружно-пластичної моделі різання матеріалів, оскільки використання цих типів імітаційних моделей різання потребує науково-орієнтованого та логічного обґрунтування. З одного боку, застосування пружно-пластичної моделі дозволяє більш точно описати реальні напружено-деформаційні процеси в зоні формоутворення обробленої поверхні. Проте, використання таких моделей замість

класичної пластичної картини деформування значно ускладнює формулювання вхідних параметрів для дослідження, збільшує час розрахунку імітаційної моделі в 8-10 разів і не підтримується всіма сучасними програмами моделювання (тобто потребує додаткового опрацювання існуючого математичного апарату на основі досвіду дослідника). Крім того, тотальне домінування пластичних деформацій безпосередньо в зоні різання дозволяє дійти висновку про недоцільність використання пружно-пластичної скінченоелементної моделі для аналізу силових та термодеформаційних процесів механічного оброблення, зношування інструменту тощо. У багатьох випадках це цілком доцільне судження. Натомість, наприклад, у випадку дослідження залишкових явищ на обробленій поверхні заготовки застосування саме пружно-пластичної моделі є цілком логічним і виправданим. Для вирішення даної проблеми, розроблено комплекс нових методів дослідження, які базуються на роздільному описі тензора Альмансі на тензори пружної (оборотної) деформації та пластичної (необоротної) деформації. Крім того наведені практичні рекомендації щодо зменшення похибки збіжності результатів імітаційних досліджень в меню Simulation Controls/Iteration програми Deform 2/3D.

З метою порівняння впливу механічних властивостей оброблюваного матеріалу на адекватність формування залишкових індукованих різанням напружено-деформаційних процесів, наведені результати порівняння пружно- та жорстко-пластичних імітаційних та експериментальних досліджень для трьох матеріалів, що суттєво відрізняються за своїми властивостями: алюмінієвого сплаву, низьковуглецевої сталі та хромо-нікелевого сплаву. Встановлено, що найбільші різниці у методології жорстко-пластичного та пружно-пластичного оброблення характерні для імітаційних моделей різання заготовки з хромо-нікелевого сплаву Inconel 718. Такі результати мають логічне обґрунтування, враховуючи специфіку саме цього матеріалу та його поведінку під час оброблення.

Для верифікації адекватності реальних даних і результатів імітаційного моделювання було проведено ряд експериментальних досліджень. Залишкові напруження визначалися за допомогою акустопружного методу, який полягає в зміні швидкості ультразвукових хвиль під дією механічних напружень. Результати

проведених експериментальних випробувань дозволили верифікувати проведені імітаційні дослідження Однак доцільність вивчення залишкових напружень за допомогою пружно-пластичної скінченоелементної моделі можна рекомендувати лише для пружних матеріалів, де точність моделювання має суттєвий вплив на результати досліджень.

У **ТРЕТЬОМУ РОЗДІЛІ** дисертаційної роботи наведені результати теоретичних та імітаційних досліджень формування залишкових напружень та деформацій під час оброблювання заготовок з хромо-нікелевих сплавів. Зазначається, що найбільш вагомим показником функціональної якості обробленої поверхні, яка, з одного боку, суттєво залежить від параметрів технологічного процесу, а з іншого, визначатиме її експлуатаційні характеристики, є індуковані процесом різання залишкові напруження. Ефективною методикою для аналізу параметрів термодинамічного, напружено-деформаційного та силового стану заготовок є застосування імітаційного моделювання процесу механічного оброблення в системі AdvantEdge, яка дозволяє отримати точні дані для подальшого оптимального налаштування параметрів обробки.

Аналіз численних результатів дослідження поверхневих залишкових напружень, індукованих під час лезового механічного оброблення заготовок з хромо-нікелевого сплаву Inconel 718 зі зміною глибини та швидкості різання, виявив тенденцію значного впливу цих показників на формування залишкових напружень у поверхневих шарах матеріалу. Наведені також результати кореляційного аналізу результатів імітаційних досліджень. Аналізуючи залежність сили від швидкості різання при обробці заготовки з хромо-нікелевого сплаву, слід зауважити, що при збільшенні швидкості різання до 120 м/хв сила різання інтенсивно зменшується через значний вплив наростаючої пластичної деформації матеріалу; на середніх швидкостях (120 - 180 м/хв) сила різання також зменшується внаслідок скорочення товщини стружки та зниження сил адгезії між стружкою і різальним лезом, але інтенсивність цієї зміни значно падає; на високих швидкостях (більше 180 м/хв) сила різання стабілізується і знову незначно зростає через високе термічне навантаження, як домінуючий чинник, що впливає на розм’якшення оброблюваного матеріалу в зоні

первинної та вторинної деформації.

Наведені також результати дослідження інтегральної залежності залишкових напружень від швидкості та глибини різання. Виявлено, що основною першопричиною різкого зростання залишкових напружень під час різання хромо-нікелевого сплаву особливо залежно від швидкості механічного оброблення є, безумовно, висока температура, що утворюється в зоні різання. Це пояснюється високою терморезистивністю сплавів на основі хрому та нікелю. Причому встановлено, що із збільшенням швидкості різання відбувається інтенсивніше виділення тепла, що призводить до значного підвищення температури у контактній зоні між інструментом і заготівкою. Це підвищення температури спричиняє зміни в структурі матеріалу, підвищує пластичність металу, що в свою чергу, призводить до збільшення залишкових напружень у поверхневих шарах обробленого матеріалу. Висока температура також призводить до термічних деформацій, які залишають після себе додаткові залишкові напруження розтягу, що, в свою чергу, негативно впливатимуть на загальні експлуатаційні властивості готового виробу (насамперед, втомну міцність). Крім того, наведені результати досліджень впливу режимів лезового оброблення виробу (глибини та швидкості різання) на термодинамічний стан заготовки в зоні різання підчас механічного оброблення хромо-нікелевого сплаву IN 718, що, в свою чергу, впливає на механічні властивості цього оброблюваного матеріалу та процес формування залишкових напружень.

ЧЕТВЕРТИЙ РОЗДІЛ дисертаційної роботи містить комплексний аналіз результатів дослідження впливу геометрії різального інструменту на формування силових та термодеформаційних параметрів процесу механічного оброблення хромо-нікелевих сплавів в системі Deform 2D. Саме ці параметри найбільше впливають на зносостійкість різального інструменту, а відтак і на продуктивність механічного оброблення. Показано, що підчас різання заготовок з хромо-нікелевих сплавів, коли твердість заготовки перевищує певний поріг, домінуючим явищем стає утворення тріщин, а не пластична деформація. У цьому випадку пластична деформація поступається крихкому руйнуванню. В результаті цього явища, енергія деформації, яка, в свою чергу, перетворюється в тепло, зменшується і розм'якшення матеріалу,

практично, не відбувається. Вивченню приорітетності цих чинників, аналізу впливу базових технологічних параметрів та геометрії різального інструменту на напружено-деформований та термодинамічний стан заготовки в процесі різання хромо-нікелевих сплавів присвячено дослідження даного розділу дисертаційної роботи.

Аналіз проведених імітаційних досліджень процесу різання заготовок з хромо-нікелевих сплавів дозволяє зробити наступні висновки. По-перше, швидкість потоку матеріалу в третинній зоні зсуву практично не загальмовується і є вищою в 1,3-1,4 рази, ніж у первинній зоні, і у 2,4-2,5 раз є більшою, ніж у вторинній зоні зсуву. Причому, на передній поверхні інструменту візуалізується зона загальмовування стружки (700-900 мм/с), в той час, коли номінальна швидкість матеріалу становить 1850 мм/с (110 м/хв). Це пояснюється специфічною фрикційною контактною взаємодією підсистеми різання «Інструмент-Стружка» саме для механічного оброблення хромо-нікелевих сталей та сплавів. Цей ефект покладено в основу вдосконаленої (у порівнянні з традиційною) розрахункової схеми математичної інтерпретації задачі про лінії загальмовування та проковзування стружки у вторинній та третинній зонах зсуву.

Аналіз експотенційних ліній тренду та апроксимаційних рівнянь залежності кутів деформації на заокругленій частині леза різального інструмента підчас оброблення хромо-нікелевого сплаву - Інконель IN718 та звичайної конструкційної сталі (аналог AISI 1020) (для порівняння) дозволяє зробити висновок про те, що ці співвідношення суттєво залежать як від радіусу при вершині інструменту, так і від механічних властивостей матеріалу (а саме від його пластичності). Зроблено висновок, що на малих радіусах заокруглення (0,1-0,25 мм) значно більший відсоток матеріалу заготовки в заокругленій частині інструменту переходить в стружку, а для великих радіусів (0,6-1,5 мм) навпаки підлягає пружно-пластичній деформації на сформованому шарі обробленої поверхні. У цьому випадку можна стверджувати, що першопричина корисних залишкових напружень стиску на обробленій поверхні безпосередньо залежить від радіусу при вершині різального леза. Причому для хромо-нікелевого сплаву цей параметр є більш важливим, ніж при обробленні звичайної конструкційної сталі. Також наведені результати дослідження, що підтверджує

попередньо висловлену тезу про домінуючий розподіл обсягу деформованого металу в зоні стружкоутворення, який переходить в третинну зону деформації перед обсягом металу у вторинній зоні у випадку великих радіусів заокруглення різального леза.

Аналіз отриманих в результаті імітаційних досліджень залежностей температури різання від радіусу при вершині інструменту дозволяє зробити висновок про важливість врахування цього чинника на термодинамічний стан у зоні різання хромо-нікелевого сплаву. Слід зазначити, що найбільш інтенсивне зростання температури відбувається для радіусу при вершині до 0,6 мм. Потім зростання практично не спостерігається. Аналіз результатів такого термодинамічного аналізу сприятиме логічному та науково-обгрунтованому вибору мікрогеометрії різального інструменту щодо забезпечення стійкості різального леза а також врахування цього чинника у приорітетному формуванні зони залишкових деформацій розтягу-стиску, які суттєво впливають на експлуатаційні властивості виробу, виготовленого з хромо-нікелевого сплаву або сталі на основі цих легуючих компонентів.

У **П'ЯТОМУ РОЗДІЛІ** дисертаційної роботи наведені результати експериментальних досліджень механічного оброблення виробів з хромо-нікелевих матеріалів а також співставлення їх з навведеними у попередніх розділах результатів теоретичних та імітаційних моделювань.

Перш за все, сформульована мета та методи проведення експериментальних досліджень. Зазначено, що дані, отримані як результат імітаційного моделювання, потребують ретельної верифікації через порівняльний аналіз з реальними експериментальними показниками в аналогічних умовах меїханічного оброблення. Такий підхід дозволяє значно підвищити точність і надійність досліджень, а також розширити можливості прогнозування зміни фізико-механічних властивостей матеріалів під час їх механічного оброблення. Важливим також є корегування моделюючих процедур - зокрема, критерію руйнування. Доведення адекватності імітаційної моделі оброблення важкооброблюваних матеріалів у програмному середовищі, основаному на методі скінченних елементів (DEFORM 2D та AdvantEdge) можна здійснити, відтворивши аналогічні умови оброблення в процесі проведення натурного експерименту з застосуванням дослідних пристоїв, які

забезпечать можливість отримання масиву даних, придатного до порівняння з результатами імітаційної симуляції.

Описана дослідноа установка для вимірювання силових параметрів різання що включає тензометричні давачі; елементи демпфування (пружини); конструктивні рішення системи фіксації дослідного пристрою та заготовки та бзпосередньо досліджуваний взірець з хромо-нікелевого сплаву IN 718. Запропонована модель експериментельної установки силового аналізу даних механічного оброблення хромо-нікелевих сплавів, основою якої є 2 тензометричні давачі стиску YZC-516C, які розташовані у взаємоперпендикулярних площинах. Таким чином, покази вимірювання деформацій, що виникають під впливом осьової та тангенціальної сили різання, дають узагальнену інформацію про силу різання. Запропоновано проводити дослідження на верстаті з ЧПК HAAS VF-5/50. Обгрунтовано вибів типу давача, конструктивні параметри елементів демпфування та закріплення.

Для перевірки результатів, отриманих шляхом імітаційного моделювання та порівняння їх з експериментальними даними, виконано розрахунок планування експерименту. В якості факторів вибрані основні технологічні режими механічного оброблення: швидкість різання V, глибина різання t та конструктивний параметр інструменту – радіус при вершині різального леза r. Вибрані наступні межі зміни факторів: V = 50 ÷ 300 м/хв; t = 0,3 ÷ 2,5 мм; r = 0,1÷1,5 мм. Усі розрахунки щодо планування експериментів, математичного оброблення результатів дослідження із застосуванням методу регресійного аналізу та розрахунку знічущості та адекватності розрахункових процедур виконані за допомогою програмного середовища PTC Mathcad Prime. Результати статистичного опрацювання збіжності всіх факторних показників доводять загальну узгодженість результатів імітаційного моделювання та експериментальних даних. Зокрема доведено, що у якісному сенсі відтворюється споріднена картина динаміки впливу режимів різання на силу різання виробу з хромо-нікелевого сплаву. Відхилення теоретичних та експериментальних даних у кількісному вимірі є допустимим: середньостатистична похибка імітаційних та експериментальних результатів досліджень впливу зміни швидкості, глибини різання та радіусу заокруглення різального леза на силу різання не перевищує 10%. Звідси

можна зробити висновок про загальну адекватність наведених в розділах 2-4 імітаційних та теоретичних досліджень

Проте, зроблено зауваження, що для імітаційних моделей механічного оброблення заготовки з хромо-нікелевого сплаву при малих (до 0,4 мм) та великих (більше 2,5 мм) глибинах різання та малих (до 50 м/хв) швидкостях різання доцільно врахувати порушення відповідності результатів імітаційного дослідження і експериментальних даних шляхом корекції критеріїв руйнування та вдосконалення загальної методики аналізу даних.

Ключові слова: хромо-нікелевий сплав, імітаційна модель, процес різання, напружено-деформований стан, термодинамічний стан, сила різання, залишкове напруження.

СПИСОК ПУБЛІКАЦІЙ ЗДОБУВАЧА ЗА ТЕМОЮ ДИСЕРТАЦІЇ

1. Stupnytskyy, V., Prodanchuk, O., Stupnytska, N. (2022). Simulation Studies of High-Speed Machining. In: Ivanov, V., Trojanowska, J., Pavlenko, I., Rauch, E., Peraković, D. (eds) Advances in Design, Simulation and Manufacturing V. DSMIE 2022. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham, pp. 332–344.

2. Stupnytskyy V., Prodanchuk O., Dyshev O. Analyzing the use of rigid- or elastic-plastic finite models for the simulating of cutting processes. Archive of Mechanical Engineering. 2025. P. 1–22. URL: https://doi.org/10.24425/ame.2025.153733.

3. Stupnytskyy V., Xianning S., Dragašius E., Baskutis S., Prodanchuk O. Simulation and analytical studies of chip formation processes in the cutting zone of titanium alloys // Ukrainian Journal of Mechanical Engineering and Materials Science. – 2023. – Vol. 9, № 1. – С. 1–16.

4. Stupnytskyy V., Pasternak S., Prodanchuk O. Increase productivity of hard-to-machine materials by preventive heating of the workpiece // Ukrainian Journal of Mechanical Engineering and Materials Science. – 2024. – Vol. 10, № 2. – P. 66–80.

5. Stupnytskyy V., Prodanchuk O. Analysis of thermodynamic, stress-strain, and loaded states of chromium-nickel alloy workpieces using machining process simulation in

advantage software // Ukrainian Journal of Mechanical Engineering and Materials Science. – 2024. – Vol. 10, № 1. – P. 45–62.

6. Ступницький В. В., Проданчук О. О. Вплив технологічних чинників та геометрії різального інструменту на оброблюваність хромонікелевих сталей і сплавів на їх основі // Автоматизація виробничих процесів у машинобудуванні та приладобудуванні : український міжвідомчий науково-технічний збірник. – 2024. – Вип. 58. – С. 59–77.

7. Prodanchuk O., Stupnytska N., Olenuk T. A review and analysis of the influence of technological parameters on the efficiency of processing hard-to-machine materials // Ukrainian Journal of Mechanical Engineering and Materials Science. – 2024. – Vol. 10, No. 3. – P. 65–78.

8. Ступницький В. В., Проданчук О. О. Оптимізація часу виготовлення прес-форм для лиття пластикових виробів військового спрямування в умовах воєнного часу // Прогресивні технології в машинобудуванні : збірник наукових праць IX Міжнародної науково-практичної конференції, Львів–Звенів (Карпати), 31 січня – 3 лютого, 2023 року. – 2023. – С. 88–91.

9. Проданчук О. О., Ступницький В. В. Оптимізація виробничих процесів у індустрії лиття пластику шляхом роботизації допоміжних технологічних кроків // Молода наука - роботизація і нано-технології сучасного машинобудування : збірник наукових праць міжнародної молодіжної науково-технічної конференції, 12–14 квітня 2023 р., Краматорськ-Тернопіль. – 2023. – С. 225–230.

10. Проданчук О. О. Удосконалення технологічного процесу виготовлення аеродинамічних хвостовиків для застосування боєприпасу типу «ВОГ» на дистанційно керованих літальних апаратах // Сучасні технології у промисловому виробництві : матеріали та програма X Всеукраїнської науково-технічної конференції (Суми, 18–21 квітня 2023 р.). – 2023. – С. 81–82.

11. Проданчук О. О. Автоматизація процесу вторинної переробки відходів виробництва полімерної продукції шляхом удосконалення комплексу лиття під тиском // 16-й Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові : матеріали симпозіуму, (Львів, 18 травня – 19 травня 2023 р.). – 2023. – С. 66–67.

12. Проданчук О. О. Застосування прогресивних технологій лиття пластику під тиском для забезпечення потреб автомобільної промисловості під впливом тенденцій електрифікації транспорту // Наукові горизонти XXI століття: мультидисциплінарні дослідження : матеріали міжнародної наукової конференції (Ужгород, 16-17 травня, 2024 р.). – 2024. – С. 94–98.

13. Проданчук О. О. Інтегрування наукововмісних технологій машинобудування у підприємницько-волонтерську діяльність в умовах воєнного часу // Перспективи регіонального та місцевого розвитку : матеріали 2-ої Конференції молодих учених, 23 листопада 2023 р., Львів. – 2023. – С. 195–197.

14. Проданчук О. О. Проектування дослідної установки для вимірювання силових параметрів різання важкооброблюваних матеріалів // Актуальні задачі сучасних технологій : збірник тез доповідей XII Міжнародної науково-технічної конференції молодих учених та студентів, Тернопіль, 6–7 грудня 2023 р. – 2024. – С. 37–38.

15. Проданчук О. О. Дослідження силових параметрів процесів металообробки важкооброблюваних матеріалів шляхом створення дослідної установки // Молода наука - роботизація і нано-технології сучасного машинобудування : збірник наукових праць міжнародної молодіжної науково-технічної конференції, 10–12 квітня 2024 р., Краматорськ. – 2024. – С. 312–317.

16. Проданчук О. О. Сучасні методи виготовлення карбононаповнених елементів машин шляхом лиття під тиском // Інноваційні технології розвитку машинобудування та ефективного функціонування транспортних систем : матеріали тез IV Міжнародної науково-технічна інтернет-конференція , 23–24 квітня 2024 року, Рівне. – 2024. – С. 45–48.

17. Проданчук О. О. Проблема виникнення візуального браку при литті поліацеталю та її вирішення в умовах виробництва // Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку : матеріали XXII Міжнародної науково-технічної конференції (Краматорськ – Тернопіль, 28–30 травня 2024 року). – 2024. – С. 160.

18. Проданчук О. О. Застосування роботизованого комплексу при литті під тиском виробів медичного призначення // Комплексне забезпечення якості

технологічних процесів та систем : матеріали XIV Міжнародної науково-практичної конференції (Чернігів, 23–24 травня 2024 р.) : у 2 т. – 2024. – С. 328–329.

19. Проданчук О. О. Виготовлення та застосування блочних прес-форм для лиття під тиском середньосерійної продукції оборонного характеру // Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку : матеріали XXII Міжнародної науково-технічної конференції (Краматорськ – Тернопіль, 28–30 травня 2024 року). – 2024. – С. 158–159.

20. Проданчук О. О. Оптимізація конструкції системи затиску термопластавтомата // Сучасні технології у промисловому виробництві : матеріали та програма IX Всеукраїнської науково-технічної конференції (Суми, 19–22 квітня 2022 р.). – 2022. – С. 44–45.

ABSTRACT

Oleg Prodanchuk. Increasing the efficiency of the technological process of machining parts from chromium-nickel alloys based on simulation modeling of the forming process - Qualification scientific work on the rights of the manuscript.

D. thesis for the degree of Doctor of Philosophy in specialty 131 - Applied Mechanics - Lviv Polytechnic National University, Ministry of Education and Science of Ukraine, Lviv, 2025.

The dissertation is devoted to solving an urgent scientific and applied problem, the essence of which is to formulate scientifically based recommendations for the choice of structure and parameters of the technological operation of machining products from chromium-nickel alloys based on a comprehensive analysis of the force, stress-strain and thermodynamic state of the workpieces, carried out based on simulation modeling of cutting processes.

THE INTRODUCTION to the thesis substantiates the relevance of the scientific problem, formulates the purpose and objectives of the research, defines the object and subject of the study, and describes the main research results, their practical and theoretical significance for the development of scientific knowledge in applied mechanics and, in particular, mechanical engineering technology and cutting theory.

THE FIRST CHAPTER of the thesis presents the results of a thorough problem-oriented analysis of literature sources on the state of the machinability of parts made of chromium-nickel alloys. The peculiarities of the structure and parameters of technological processes of machining products from hard-to-machine materials are established. Particular attention is paid to the technological formation of machined surfaces' structural and parametric characteristics to obtain high-quality functional properties (wear resistance, fatigue strength, etc.). The advantages and disadvantages of edge machining of such difficult-to-machine materials as chromium-nickel alloys in comparison with traditional abrasive machining of workpieces at the finishing operations of the technological process are analyzed.

The essential features of machining parts made of chrome-nickel alloys have been identified, which should be considered when forming the structure of a technological

operation to ensure the product's functionality in potential operating conditions. These parameters include the high hardness of chromium-nickel alloys, the likelihood of influential structural and phase transformations of the material, and the property of high thermal resistance of the material, which can lead to intensive tool wear and the appearance of negative residual tensile stresses, which worsen, first of all, the fatigue strength of the machined layer of the workpiece, as well as the difficulty of formalizing the quasi-brittle fracture of the machined material due to the appearance of microcracks that appear in front of the cutting wedge. These features confirm the effectiveness and feasibility of simulation modeling of the cutting process as an effective tool for studying the difficult-to-predict process of machining chromium-nickel alloy workpieces.

Also, based on the analysis of numerous literature sources on the state of the art of machining chromium-nickel alloy products, it was concluded that it is advisable to take into account not only cutting parameters but also more complex aspects, in particular the influence of tool microgeometry on thermodynamic and stress-strain processes in the cutting zone, which is implemented in the scientific research of this dissertation.

THE SECOND CHAPTER of the thesis is devoted to developing a methodology for simulation and analytical studies of the functionally oriented technological process of machining hard-to-machine materials based on chromium and nickel. The main focus of these studies is to determine the feasibility of using a rigid-plastic or elastic-plastic mode of cutting materials since using these types of simulation modes of cutting requires a scientifically oriented and logical justification. On the one hand, using an elastic-plastic mode allows for a more accurate description of the actual stress-strain processes in the forming zone of the machined surface. However, using such modes instead of the classical plastic deformation picture significantly complicates the formulation of input parameters for the study, increases the calculation time by 8-10 times, and is not supported by all simulation systems. In addition, the total dominance of plastic deformations directly in the cutting zone leads to the conclusion that using an elastic-plastic finite element mode is inappropriate to analyze the force and thermo-deformation processes of machining, tool wear, etc. Instead, in the case of studying residual phenomena on the machined surface, the use of such a mode is quite logical and justified. A set of new research methods has been developed based on a

separate description of the Almansi tensor into elastic (reversible) deformation and plastic (irreversible) deformation tensors. In addition, practical recommendations are given to reduce the convergence error of the results of simulation studies in the Simulation Controls/Iteration menu of the Deform 2/3D program.

The paper presents the results of simulation and experimental studies of residual stresses induced by cutting for three materials that differ significantly in their mechanical properties: aluminum alloy, low-carbon steel, and chromium-nickel alloy. It has been established that the most significant differences in rigid-plastic and elastic-plastic machining methodology are characteristic of simulation modes of cutting a workpiece made of chromium-nickel alloy Inconel 718. These results are logically justified, given the specifics of the material and its behavior during machining.

Some experimental studies were conducted to verify the adequacy of accurate data and simulation modeling results. The residual stresses were determined using the acoustoelastic method, which consists of changing the speed of ultrasonic waves under the influence of mechanical stresses. The results of the experimental tests made it possible to verify the simulation studies. However, the expediency of studying residual stresses using an elastic-plastic finite element mode can be recommended only for elastic materials, where modeling accuracy significantly impacts the research results.

CHAPTER 3 of the thesis presents the results of theoretical and simulation studies of the formation of residual stresses and strains during the machining of chromium-nickel alloy workpieces. It is noted that the most significant indicator of the functional quality of the machined surface, which, on the one hand, significantly depends on the parameters of the technological process and, on the other hand, will determine its performance characteristics, is the residual stresses induced by the cutting process. An effective technique for analyzing the parameters of the thermodynamic, stress-strain, and force state of workpieces is using simulation modeling of the machining process in the AdvantEdge system, which provides accurate data for further optimal adjustment of machining parameters.

The analysis of numerous results of studying surface residual stresses induced during the edge machining of Inconel 718 chromium-nickel alloy workpieces with changes in depth

and cutting speed revealed a tendency for these indicators to have a significant impact on the formation of residual stresses in the surface layers of the material. The results of the correlation analysis of the simulation studies are also presented. Analyzing the dependence of the force on the cutting speed when machining a chromium-nickel alloy workpiece, it should be noted that with an increase in cutting speed to 120 m/min, the cutting force decreases intensively due to the significant influence of the increasing plastic deformation of the material; at medium speeds (120 - 180 m/min), the cutting force also decreases due to a reduction in chip thickness and a decrease in the adhesion forces between the chip and the cutting edge, but the intensity of this change drops significantly; at high speeds (over 180 m/min), the cutting force stabilizes and increases slightly again due to high thermal load as the dominant factor affecting the softening of the material being processed in the zone of primary and secondary deformation.

The integral dependence of residual stresses on cutting speed and depth of cut was investigated. It has been found that the leading root cause of the sharp increase in residual stresses during the cutting of a chromium-nickel alloy, mainly depending on the machining speed, is undoubtedly the high temperature generated in the cutting zone. As the cutting speed increases, more intense heat generation occurs, which leads to a significant temperature increase in the contact zone between the tool and the workpiece. This temperature increase causes changes in the material structure. It increases the plasticity of the metal, increasing residual stresses in the surface layers of the processed material. High temperature also leads to thermal deformation, which leaves behind additional residual tensile stresses that negatively affect the overall mechanical properties of the finished product. In this regard, the paper presents the results of studies of the influence of the parameters of edge processing of the product (depth and cutting speed) on the thermodynamic state of the workpiece in the cutting zone during the machining of chromium-nickel alloy IN 718, which, in turn, affects the mechanical properties of this processed material and the process of residual stress formation.

CHAPTER 4 of the dissertation contains a comprehensive analysis of the results of studying the influence of cutting tool geometry on the formation of force and thermo-deformation parameters of the machining process of chromium-nickel alloys in the Deform

2D system. It is shown that during the machining of chromium-nickel alloy workpieces if the workpiece's hardness exceeds a certain threshold, the dominant phenomenon is the formation of cracks rather than plastic deformation. In this case, plastic deformation is inferior to brittle fracture. As a result of this phenomenon, the strain energy, which, in turn, is converted into heat, decreases, and the material practically does not soften. The study of the priority of these factors and the analysis of the influence of basic technological parameters and cutting tool geometry on the stress-strain and thermodynamic state of the workpiece during the cutting of chromium-nickel alloys is the subject of this dissertation chapter.

The analysis of the simulation studies of the cutting process of chromium-nickel alloy workpieces allows us to draw the following conclusions. Firstly, the material flow rate in the tertiary shear zone is practically not inhibited and is 1.3-1.4 times higher than in the primary zone and 2.4-2.5 times higher than in the secondary shear zone. Moreover, the chip inhibition zone (700-900 mm/s) is visualized on the front surface of the tool, while the nominal material speed is 1850 mm/s (110 m/min). This is due to the specific frictional contact interaction of the Tool-Chip cutting subsystem for machining chrome-nickel steels and alloys. This effect is the basis for an improved (compared to the traditional) calculation scheme for the mathematical interpretation of the problem of the lines of braking and chip slippage in the secondary and tertiary shear zones.

The analysis of exponential trend lines and approximation equations for the dependence of deformation angles on the rounded part of the cutting tool edge when machining a chromium-nickel alloy - Inconel IN718 and ordinary structural steel (analogous to AISI 1020) (for comparison) allows us to conclude that these ratios significantly depend on both the radius at the top of the tool and the mechanical properties of the material (namely, its plasticity). It is concluded that at small radii of rounding (0.1-0.25 mm), a much more significant percentage of the workpiece material in the rounded part of the tool turns into chips, and for large radii (0.6-1.5 mm), on the contrary, it is subject to elastic-plastic deformation on the formed layer of the machined surface. In this case, it can be argued that the nature of the functional residual compressive stresses on the machined surface directly depends on the radius at the top of the cutting edge. Moreover, this parameter is more critical

for chromium-nickel alloy than when machining conventional structural steel. The study also confirms the previously stated thesis about the dominant distribution of the volume of deformed metal in the chip formation zone, which passes into the tertiary deformation zone before the volume of metal in the secondary zone in the case of large radii of curvature.

The analysis of the dependence of the cutting temperature on the radius at the tooltip obtained as a result of simulation studies allows us to conclude that it is essential to consider this factor when considering the thermodynamic state in the cutting zone of a chromium-nickel alloy. It should be noted that the most intense temperature increase occurs for the radius at the tip up to 0.6 mm. After that, there is practically no increase. Analysis of the results of such a thermodynamic analysis will contribute to a logical and scientifically sound choice of the microgeometry of the cutting tool to ensure the stability of the cutting edge, as well as to take this factor into account in the priority formation of the zone of residual tensile deformations that adversely affect the performance properties of a product made of a chromium-nickel alloy or steel based on these alloying components.

CHAPTER 5 of the thesis presents the results of experimental studies of the machining products made of chromium-nickel materials. It compares them with the theoretical and simulation modeling results presented in the previous chapters.

First of all, the purpose and methods of experimental research are formulated. It is noted that the data obtained from simulation modeling require careful verification through comparative analysis with actual experimental data under similar conditions of mechatronic processing. This approach can significantly improve the accuracy and reliability of research and expand the ability to predict changes in the physical and mechanical properties of materials during their machining. Adjusting the modeling procedures, particularly the fracture criterion, is essential. Proving the adequacy of the simulation model for machining hard-to-machine materials in a software environment based on the finite element method (DEFORM 2D and AdvantEdge) can be done by reproducing similar machining conditions in the course of a full-scale experiment using experimental devices that will provide the ability to obtain a data set suitable for comparison with the results of the simulation.

The paper describes an experimental setup for measuring cutting power parameters, including strain gauges, damping elements (springs), design solutions for the fixation system

of the experimental device and the workpiece, and the test sample of chromium-nickel alloy IN 718. A parameter of an experimental setup for force analysis of machining data of chromium-nickel alloys is proposed based on two strain gauges, YZC-516C, which are located in mutually perpendicular planes. Thus, the readings measuring the deformations that occur under the influence of axial and tangential cutting forces provide generalized information about the cutting force. It is proposed to research the HAAS VF-5/50 CNC machine. The choice of the type of sensor and the design parameters of the damping and fixing elements are substantiated.

We calculated the experiment planning to verify the results obtained by simulation modeling and compare them with experimental data. The main technological machining parameters were selected as factors: cutting speed V, depth of cut t, and the tool design parameter - radius at the top of the cutting edge r. The following limits for changing the factors were selected: V = 50…300 m/min; t = 0.3…2.5 mm; r = 0.1…1.5 mm. All calculations for planning experiments, mathematical processing of research results using the regression analysis method, and calculation of the sensitivity and adequacy of calculation procedures were made using the PTC Mathcad Prime software environment. The results of statistical processing of the convergence of all factor indicators prove the overall consistency of simulation modeling and experimental data results. In particular, it is proved that in the qualitative sense, a similar picture of the dynamics of the influence of cutting parameters on the cutting force of a chrome-nickel alloy product is reproduced. The deviation of theoretical and experimental data in quantitative terms is acceptable: the average error of simulation and experimental results of studies of the effect of speed changes, depth of cut, and radius of curvature of the cutting edge on the cutting force does not exceed 10%. Hence, it can be concluded that the overall adequacy of the simulation and theoretical studies presented in Sections 2-4 is

However, it is noted that for simulation models of machining a chromium-nickel alloy workpiece at small (up to 0.4 mm) and large (more than 2.5 mm) cutting depths and low (up to 50 m/min) cutting speeds, it is advisable to take into account the discrepancy between the results of the simulation study and experimental data by correcting the fracture criteria and improving the general methodology for data analysis.

Keywords: chromium-nickel alloy, simulation parameter, cutting process, stress-strain state, thermodynamic state, cutting force, residual stress.

LIST OF PUBLICATIONS

1. Stupnytskyy, V., Prodanchuk, O., Stupnytska, N. (2022). Simulation Studies of High-Speed Machining. In: Ivanov, V., Trojanowska, J., Pavlenko, I., Rauch, E., Peraković, D. (eds) Advances in Design, Simulation and Manufacturing V. DSMIE 2022. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham, pp. 332–344.

2. Stupnytskyy V., Prodanchuk O., Dyshev O. Analyzing the use of rigid- or elastic-plastic finite models for the simulating of cutting processes. Archive of Mechanical Engineering. 2025. P. 1–22. URL: https://doi.org/10.24425/ame.2025.153733.

3. Stupnytskyy V., Xianning S., Dragašius E., Baskutis S., Prodanchuk O. Simulation and analytical studies of chip formation processes in the cutting zone of titanium alloys // Ukrainian Journal of Mechanical Engineering and Materials Science. – 2023. – Vol. 9, № 1. – pp. 1–16.

4. Stupnytskyy V., Pasternak S., Prodanchuk O. Increase productivity of hard-to-machine materials by preventive heating of the workpiece // Ukrainian Journal of Mechanical Engineering and Materials Science. – 2024. – Vol. 10, № 2. – pp. 66–80.

5. Stupnytskyy V., Prodanchuk O. Analysis of thermodynamic, stress-strain, and loaded states of chromium-nickel alloy workpieces using machining process simulation in advantage software // Ukrainian Journal of Mechanical Engineering and Materials Science. – 2024. – Vol. 10, № 1. – pp. 45–62.

6. Stupnytskyy V., Prodanchuk O. Influence of technological factors and cutting tool geometry on the machinability of chromium-nickel steels and alloys based on them // Automation of production processes in mechanical engineering and instrumentation: Ukrainian interdepartmental scientific and technical collection. 2024. - Issue 58. - pp. 59-77. [In Ukrainian]

7. Prodanchuk O., Stupnytska N., Olenuk T. A review and analysis of the influence of technological parameters on the efficiency of processing hard-to-machine

materials // Ukrainian Journal of Mechanical Engineering and Materials Science. – 2024. – Vol. 10, No. 3. – pp. 65–78.

8. Stupnytskyy V., Prodanchuk O. Optimization of mold manufacturing time for molding plastic products for military use in wartime conditions // Progressive technologies in mechanical engineering: a collection of scientific papers of the IX International Scientific and Practical Conference, Lviv-Zveniv (Carpathians), January 31 - February 3, 2023 – pp. 88–91 [In Ukrainian].

9. Prodanchuk O., Stupnytskyy V. Optimization of production processes in the plastic injection molding industry by robotization of auxiliary technological steps // Young Science - Robotization and Nanotechnology of Modern Engineering: collection of scientific papers of the international youth scientific and technical conference, April 12-14, 2023, Kramatorsk-Ternopil. – 2023. – pp. 225–230 [In Ukrainian].

10. Prodanchuk O. Improvement of the technological process of manufacturing aerodynamic shanks for the use of "VOG" type ammunition on remotely piloted aircraft // Modern technologies in industrial production: materials and program of the X All-Ukrainian Scientific and Technical Conference (Sumy, April 18-21, 2023). – 2023. – pp. 81–82 [In Ukrainian].

11. Prodanchuk O. Automation of the process of secondary processing of polymer production waste by improving the injection molding complex // 16th International Symposium of Ukrainian Mechanical Engineers in Lviv: materials of the symposium, (Lviv, May 18 - May 19, 2023). – 2023. – pp. 66–67 [In Ukrainian].

12. Prodanchuk O. Application of advanced technologies of plastic injection molding to meet the needs of the automotive industry under the influence of trends in transport electrification // Scientific horizons of the XXI century: multidisciplinary research: materials of the international scientific conference (Uzhhorod, May 16-17, 2024). – 2024. – pp. 94–98 [In Ukrainian].

13. Prodanchuk O. Integrating knowledge-based engineering technologies into entrepreneurial and volunteer activities in wartime // Prospects for regional and local development: materials of the 2nd Conference of Young Scientists, November 23, 2023, Lviv. – 2023. – pp. 195–197 [In Ukrainian].

14. Prodanchuk O. Design of a pilot plant for measuring the power parameters of cutting hard-to-cut materials // Actual problems of modern technologies: a collection of abstracts of the XII International Scientific and Technical Conference of Young Scientists and Students, Ternopil, December 6-7, 2023. – 2024. – pp. 37–38 [In Ukrainian].

15. Prodanchuk O. Study of power parameters of metalworking processes of hard-to-machine materials by creating a pilot plant // Young Science - Robotics and Nanotechnology of Modern Engineering: collection of scientific papers of the international youth scientific and technical conference, April 10-12, 2024, Kramatorsk. – 2024. – pp. 312–317 [In Ukrainian].

16. Prodanchuk O. Modern methods of manufacturing carbon-filled machine elements by injection molding // Innovative technologies for the development of mechanical engineering and the efficient functioning of transport systems: abstracts of the IV International Scientific and Technical Internet Conference, April 23-24, 2024, Rivne. – pp. 45–48 [In Ukrainian].

17. Prodanchuk O. The problem of visual defects in polyacetal casting and its solution in production conditions // Heavy Engineering. Problems and prospects of development: materials of the XXII International Scientific and Technical Conference (Kramatorsk - Ternopil, May 28-30, 2024). – 2024. – pp. 160 [In Ukrainian].

18. Prodanchuk O. Application of a robotic complex in injection molding of medical devices // Integrated quality assurance of technological processes and systems: materials of the XIV International Scientific and Practical Conference (Chernihiv, May 23-24, 2024): in 2 vols. – 2024. – pp. 328–329 [In Ukrainian].

19. Prodanchuk O. Manufacturing and application of block molds for injection molding of medium-sized defense products // Heavy Engineering. Problems and prospects of development: materials of the XXII International Scientific and Technical Conference (Kramatorsk - Ternopil, May 28-30, 2024). – 2024. – pp. 158–159 [In Ukrainian].

20. Prodanchuk O. Optimization of the design of the clamping system of an injection molding machine // Modern technologies in industrial production: materials and program of the IX All-Ukrainian Scientific and Technical Conference (Sumy, April 19-22, 2022). – 2022. – pp. 4–45 [In Ukrainian].

ЗМІСТ

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ, СИМВОЛІВ, ОДИНИЦЬ ВИМІРЮВАННЯ, СКОРОЧЕНЬ ……..…….... 26
ВСТУП…….……. 27
РОЗДІЛ 1. АНАЛІЗ ЛІТЕРАТУРНИХ ДЖЕРЕЛ ЗА СТАНОМ ПИТАННЯ ОБРОБЛЮВАНОСТІ ДЕТАЛЕЙ З ХРОМО-НІКЕЛЕВИХ СПЛАВІВ……... 37
1.1. Особливості структури та параметрів технологічних процесів механічного оброблення деталей з хромо-нікелевих сплавів …..…….…….... 37
1.2. Проблемно-орієнтований аналіз механічних властивостей важкооброблюваних матеріалів ……..…….……..……38
1.3 Особливості технологічного забезпечення механічного оброблення заготовок з важкооброблюваних матеріалів ……..… 42
1.4 Фактори, що впливають на оброблюваність хромо-нікелевих сталей та сплавів на їх основі ……..…….. 53
1.5 Висновки з проведеного літературного огляду наукових досліджень механічного оброблення заготовок з хромо-нікелевих сплавів 65
РОЗДІЛ 2. МЕТОДИКА ІМІТАЦІЙНИХ ТА АНАЛІТИЧНИХ ДОСЛІДЖЕНЬ ФУНКЦІОНАЛЬНО-ОРІЄНТОВАНОГО ТЕХНОЛОГІЧНОГО ПРОЦЕСУ ОБРОБЛЕННЯ ВАЖКООБРОБЛЮВАНИХ МАТЕРІАЛІВ НА ОСНОВІ ХРОМУ ТА НІКЕЛЮ …… 69
2.1. Методика імітаційних досліджень жорстко-пластичної та пружно-пластичної моделі різання матеріалів ……..…… 71
2.2. Особливості формалізації пружної та пружно-пластичної моделі різання в програмі DEFORM……... ……..74
2.3. Особливості інтерпретації результатів імітаційних досліджень пружно- та жорстко-пластичної моделі різання важкооброблюваних матеріалів ……..… 88
2.4. Перевірка теоретичних досліджень на адекватність……... 99
Висновки та результати розділу 2……104

РОЗДІЛ 3. ТЕОРЕТИЧНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ФОРМУВАННЯ ЗАЛИШКОВИХ НАПРУЖЕНЬ ТА ДЕФОРМАЦІЙ ПІД ЧАС ОБРОБЛЮВАННЯ ЗАГОТОВОК З ХРОМО-НІКЕЛЕВИХ СПЛАВІВ ……..... 108
3.1. Аналіз результатів реологічного моделювання напружено-деформованого та термодинамічного стану заготовки в системі AdvantEdge ……... 110
3.1.1. Аналіз силових параметрів підчас лезового механічного оброблення заготовок хромо-нікелевого сплаву Inconel 718 зі зміною глибини різання в діапізоні 0.3-2.5мм 112
3.1.2. Аналіз поверхневих залишкових напружень, індукованих підчас лезового механічного оброблення заготовок хромо-нікелевого сплаву Inconel 718 зі зміною глибини різання в діапізоні 0,3-2,5 мм…… 123
3.1.3. Аналіз поверхневих залишкових напружень, індукованих підчас лезового механічного оброблення заготовок хромо-нікелевого сплаву Inconel 718 зі зміною швидкості різання в діапізоні від 50 м/хв до 300 м/хв …….. 127
3.2. Аналіз термодинамічного стану оброблюваного матеріалу в зоні формоутворення підчас механічного оброблення заготовок з хромо-нікелевого сплаву Inconel 718 зі зміною швидкості різання в діапізоні від 50 м/хв до 300 м/хв…. 134
Висновки до розділу 3. …….. 137
РОЗДІЛ 4. ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ГЕОМЕТРІЇ РІЗАЛЬНОГО ІНСТРУМЕНТУ НА ФОРМУВАННЯ СИЛОВИХ ТА ТЕРМОДЕФОРМАЦІЙНИХ ПАРАМЕТРІВ ПРОЦЕСУ МЕХАНІЧНОГО ОБРОБЛЕННЯ ХРОМО-НІКЕЛЕВИХ СПЛАВІВ …… 141
4.1. Постановка задачі досліджень ……141
4.2. Результати досліджень впливу заокруглення різального леза на напружено-деформаційні параметри різання заготовки з хромо-нікелевого сплаву ……... 145
4.3. Результати імітаційних досліджень впливу геометричних параметрів різального інструменту на термодинамічні показники різання хромо-нікелевого сплаву …… 155
Висновки до розділу 4. …… 157
РОЗДІЛ 5. ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ МЕХАНІЧНОГО ОБРОБЛЕННЯ ВИРОБІВ З ХРОМО-НІКЕЛЕВИХ МАТЕРІАЛІВ …… 160
5.1. Мета та методи проведення експериментальних досліджень …… 160
5.2. Організаційні аспекти планування експерименту ……..…. 162

5.3. Моделювання та обгрунтування вибору структурних компонентів експериментальної установки ……. 164
5.4. Опис дослідної установки для силового аналізу експериментальних даних механічного оброблення хромо-нікелевих сплавів, організація процесу вимірювання. 177
5.5. Математичний та кореляційний аналіз результатів експерименту …….. 182
5.6. Статистичний аналіз збіжності результатів імітаційного моделювання та експериментальних даних ……193
Висновки до розділу 5. …… 197
ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ ТА РЕЗУЛЬТАТИ …… 200
СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ ……209
ДОДАТКИ ……. 223

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ, СИМВОЛІВ, ОДИНИЦЬ ВИМІРЮВАННЯ, СКОРОЧЕНЬ

ВПІЗ	Верстат-Пристрій-Інструмент-Заготовка
САПР	Система автоматизованого проектування
ТП	Технологічний процес
КНБ	Кубічний нітрид бору
ККД	Коефіцієнт корисної дії
ЧПК	Числове програмне керування
ТУ	Технічні умови
RSM	Response surface methodology (Методологія поверхні реагування)
ANOVA	Analysis of variance (Дисперсійний аналіз)
IYV	Initial Yield Value (Початкове значення міцності матеріалу)
ПАХ	Поверхнева акустична хвиля
АЦП	Аналогово-цифровий перетворювач

ВСТУП

Актуальність теми. Хромо-нікелеві сплави є достатньо поширеними конструктивними матеріалами, що використовуються в різноманітних сферах промисловості, зокрема в автомобіле- та авіабудуванні, хімічному виробництві, енергетичному машинобудуванні та інших галузевих підприємствах, які потребують використання термо-, корозійностійкого та високоміцного обладнання. Пріоритет використання таких матеріалів обумовлений поєднанням таких властивостей, як висока твердість та стійкість при високих експлуатаційних температурах, міцність, корозійна інертність, відносно невелика густина тощо.

Проте, аналіз механічних та фізико-хімічних параметрів цих сплавів однозначно підтверджує їх віднесення до класу важкообролюваних матеріалів, перш за все, з точки зору складності різання, значного силового навантаження та високої інтенсивності зношування різального інструменту. Таким чином, механічне оброблення даних матеріалів супроводжується застосуванням високовартісного різального інструменту, великими енергетичними витратами, використанням дорогого технологічного обладнання та оснащення, відносно низькою продуктивністю механічного оброблення і тому потребує детального аналізу та дослідницької практики, щоб, базуючись на науково-обґрунтованих та експериментально підтверджених висновках, вибрати оптимальну структуру та режими оброблення, досягнути високої продуктивності та стійкості інструмента, забезпечивши при цьому задані конструктором параметри якості поверхонь виробу.

Крім того, висока вартість хромо-нікелевих сплавів спричинює використання їх лише для відповідальних конструкціях машин і механізмів, здатних витримувати високі термодинамічні та силові навантаження. Тому, підчас механічного оброблення перед технологами стоїть важливе завдання не лише дотриматись заданої точності та шорсткості оброблених поверхонь, але й забезпечити такі вкрай важливі показники, як залишкові напруження та деформації, мікротопологію поверхонь тощо. Саме ці параметри забезпечать експлуатаційну ефективність виробів – втомну міцність, зносостійкість тощо. Така методологія побудови технологічного процесу вписується в концепцію функціонально-орієнтованого проектування

Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами.

Дисертаційна робота виконувалася відповідно до плану наукових робіт кафедри «Робототехніка та інтегровані технології машинобудування» Національного університету «Львівська політехніка» підчас виконання держбюджетної роботи МОН України «Комплексна система функціонально-орієнтованого проектування механічного оброблення деталей з титанових та хромонікелевих сплавів» (№ держреєстрації 0119U101127), де автор був співвиконавцем проекту. Здобувач також був співвиконавцем НДР «Комплексна система функціонально-орієнтованого проектування механічного оброблення деталей з важкооброблюваних матеріалів для військово-промислового комплексу» згідно з наказом Міністерства освіти і науки України від 20.03.2022 №264 «Про затвердження плану заходів з реалізації міжнародних наукових та науково- технічних програм і проектів за напрямом «Наука» на 2022 рік» та наказом Міністерства освіти і науки України від 14.04.2022 № 335 «Про фінансування спільних українсько-литовських науково-дослідних проектів у 2022 році».

Дисертаційні дослідження узгоджуються з Законом України № 3534-IX13 січня 2024 року «Про пріоритетні напрями розвитку науки і техніки», який актуалізує стратегічні пріоритетні напрями інноваційної діяльності в Україні з урахуванням ключових викликів і потреб економіки, суспільства, а також глобальних тенденцій розвитку високотехнологічних секторів економіки, зокрема автоматизації виробничих процесів в машинобудуванні.

Мета дисертаційної роботи.

В результаті проведеного детального аналізу сучасного рівня технологічного забезпечення процесів механічного оброблення виробів з хромо-нікелевих сплавів встановлено, що на сьогоднішній день питання підвищення ефективності оброблення цих матеріалів залишається важливою науковою і практичною проблемою. Це твердження обумовлюється декількома факторами. По-перше, широким розповсюдженням хромо-нікелевих матеріалів і постійним впровадженням їх нових модифікацій. По-друге, відсутністю єдиної, теоретично і експериментально обґрунтованої методології для визначення структури і параметрів технологічних

операцій з механічного оброблення хромо-нікелевих сплавів. По-третє, можливістю і доцільністю застосування удосконалених методів імітаційного моделювання процесів різання, що значно розширює можливості для прийняття технологічних рішень. І, нарешті, по-четверте, постійним підвищенням вимог до функціонально-орієнтованих технологічних процесів, де критерієм оптимізації виступає не мінімальна собівартість виробу, а досягнення найвищих експлуатаційних характеристик оброблених поверхонь хромо-нікелевих сплавів.

Таким чином, дисертаційна робота спрямована на підвищення ефективності технологічного процесу лезового механічного оброблення заготовок з хромо-нікелевих сплавів шляхом оптимального вибору структури та параметрів технологічних операцій на основі проблемно-орієнтованого аналізу результатів імітаційного реологічного моделювання процесів різання та з урахуванням специфічних напружено-деформаційних і термодинамічних особливостей формоутворення виробів. Під підвищенням ефективності в даному контексті слід розуміти забезпечення високої продуктивності механічного оброблення заготовок, стійкості різального інструмента та забезпечення якості обробленого поверхневого шару з метою покращення експлуатаційних властивостей виробів з хромо-нікелевих матеріалів (насамперед, втомної міцності та зносостійкості).

Для досягнення цієї мети необхідно вирішити наступні **науково-прикладні завдання**:

1. Провести грунтовний проблемно-орієнтований аналіз літературних джерел за станом питання оброблюваності заготовок з хромо-нікелевих сплавів. При цьому важливо проаналізувати особливості формування структури та параметрів технологічних процесів механічного оброблення виробів з цих важкооброблюваних метеріалів для забезпечення високоякісних функціональних властивостей виробів (зносостійкості, втомної міцності тощо).

2. Вдосконалити методику імітаційних та аналітичних досліджень функціонально-орієнтованого технологічного процесу оброблення важкооброблюваних матеріалів на основі хрому та нікелю щодо визначення доцільності використання жорстко-пластичної або пружно-пластичної моделі різання

цих матеріалів. Провести експериментальну верифікацію таких досліджень.

3. Дослідити процес формування індукованих процесом різання залишкових напружень та деформацій під час оброблювання заготовок з хромо-нікелевих сплавів залежно від параметрів технологічного процесу застосування імітаційного моделювання процесу механічного оброблення в системі AdvantEdge.

4. Провести комплексний аналіз результатів дослідження впливу геометрії різального інструменту на формування силових та термодеформаційних параметрів процесу механічного оброблення хромо-нікелевих сплавів в системі Deform 2D з метою аналізу впливу цих параметрів на зносостійкість різального інструменту, а відтак і на продуктивність механічного оброблення.

5. Розробити експериментальну установку та провести на її основі дослідження впливу режимів механічного оброблення виробів з хромо-нікелевих матеріалів на формування силових параметрів різання а також зробити комплексний аналіз співставлення отриманих експериментальних даних з результатами попередньо проведених теоретичних та імітаційних моделювань.

6. Впровадити результати досліджень у виробничі процеси, реалізувавши при цьому наукові напрацювання та представивши отримані результати на міжнародних науково-технічних конференціях, застосувати їх в умовах реального виробництва, забезпечивши оптимізацію технологічного процесу оброблення та поліпшення економічних чинників виготовлення виробів на основі хрому та нікелю.

Об'єкт дослідження – параметри функціонально-орієнтованого технологічного процесу механічного оброблення виробів з хромо-нікелевих сплавів.

Предмет дослідження – напружено-деформаційні та термодинамічні процеси формоутворення виробів з хромо-нікелевих сплавів.

Методи дослідження. В процесі проведення теоретичних та експериментальних досліджень використовувались базові положення технології машинобудування, теорії різання, а також теорії деформованого твердого тіла. Також застосовувались методи математичної статистики, кореляційного аналізу та математичного планування експерименту. Імітаційні дослідження формування напружено-деформованого та термодинамічного стану заготовки з хромо-нікелевого

сплаву забезпечувалось використанням основних положень методу скінченних елементів в системах Deform 2D та AdvantEdge. Опрацювання результатів експериментальних досліджень виконувалось за допомогою програмного середовища PTC Mathcad Prime.

Наукова новизна отриманих результатів.

1. Вдосконалена методика імітаційних та аналітичних досліджень функціонально-орієнтованого технологічного процесу оброблення важкооброблюваних матеріалів на основі хрому та нікелю щодо визначення доцільності використання жорстко-пластичної або пружно-пластичної моделі різання цих матеріалів. Доведено, що застосування пружно-пластичної імітаційної моделі різання замість класичної пластичної моделі для пластичних матеріалів, не є ефективною, оскільки різниця між результатами, отриманими за допомогою таких моделей, є незначною (в межах 8-10%), тоді як збільшення тривалості дослідження в 8-10 разів у цьому випадку є невиправданим. Натомість для імітаційного моделювання механічної оброблення хромо-нікелевих сплавів різниця між результатами, отриманими за методиками пружного або пружно-пластичного дослідження, є суттєвою і становить 60-90%. Тому саме для таких матеріалів слід рекомендувати використання пружно-пластичної імітаційної моделі, але лише в тих випадках, коли об’єктом дослідження є наслідкові показники обробленої поверхні, а не силові або напружено-деформаційні параметри зони різання, зношування інструменту тощо.

2. На основі аналізу складної залежності сили від швидкості різання при обробці заготовки з хромо-нікелевого сплаву, встановлено, що при збільшенні швидкості різання до 120 м/хв сила різання інтенсивно зменшується через значний вплив наростаючої пластичної деформації матеріалу; на середніх швидкостях (120 - 180 м/хв) сила різання також зменшується внаслідок скорочення товщини стружки та зниження сил адгезії між стружкою і різальним лезом, але інтенсивність цієї зміни значно падає; на високих швидкостях (більше 180 м/хв) сила різання стабілізується і знову незначно зростає через високе термічне навантаження, як домінуючий чинник, що впливає на розм’якшення оброблюваного матеріалу в зоні первинної та вторинної

деформації.

3. В результаті імітаційних та експериментальних досліджень доведено, що формування зони індукованих різанням залишкових напружень суттєво залежить від режимів механічного оброблення. Причому саме глибина різання є приорітетною у порівнянні з швидкістю та подачею у формуванні заме залишкових напружень стиску, які позитивно впливають на функціональні властивості виробу (передусім – втомну міцність). Натомість збільшення швидкості різання спричинює домінуюче формування залишкових напружень розтягу як результат переважання термодинамічного чинника (зростання температури різання) над силовим.

4. Встановлено, що підчас різання заготовок з хромонікелевих сталей та сплавів, спостерігається явище, що у випадку перевищення твердості заготовки певного порогового значення, домінуючим явищем руйнування матеріалу заготовки стає утворення тріщин, а не пластична деформація. В результаті цього явища енергія деформації, яка, в свою чергу, перетворюється в тепло, зменшується і розм'якшення матеріалу, практично, не відбувається. При цьому визначено, що швидкість потоку матеріалу в третинній зоні зсуву практично не загальмовується і є вищою в 1,3-1,4 рази, ніж у первинній зоні, і у 2,4-2,5 раз є більшою, ніж у вторинній зоні зсуву. Причому, на передній поверхні інструменту візуалізується зона загальмовування стружки (700-900 мм/с), в той час, коли номінальна швидкість матеріалу становить 1850 мм/с (110 м/хв).

5. Аналіз експотенційних ліній тренду та апроксимаційних рівнянь залежності співвідношень кутів деформації на заокругленій частині леза різального інструмента підчас оброблення хромо-нікелевого сплаву та звичайної конструкційної сталі (аналог AISI 1020) (для порівняння) дозволяє зробити висновок про те, що ці співвідношення суттєво залежать як від радіусу при вершині інструменту, так і від механічних властивостей матеріалу (а саме від його пластичності). Причому, виявлено, що на малих радіусах заокруглення (0,1-0,25 мм) значно більший відсоток матеріалу заготовки в заокругленій частині інструменту переходить в стружку, а для великих радіусів (0,6-1,5 мм) навпаки підлягає пружно-пластичній деформації на сформованому шарі обробленої поверхні. У цьому випадку можна стверджувати, що

природа користих залишкових напружень стиску на обробленій поверхні безпосередньо залежить від радіусу при вершині різального леза. Причому стрімке зростання середньостатистичної сили різання характерне для радіусу при вершині в межах 0,1-0,8 мм. Потім зростання сповільнюється і після 1,5 мм стає практично сталим. Це підтверджує попередньо висловлену тезу про домінуючий розподіл обсягу деформованого металу в зоні стружкоутворення, який переходить в третинну зону деформації перед обсягом металу у вторинній зоні у випадку великих радіусів заокруглення.

6. Аналіз отриманих в результаті імітаційних досліджень залежностей температури різання від радіусу при вершині інструменту дозволяє зробити висновок про важливість врахування цього чинника на термодинамічний стан у зоні різання хромо-нікелевого сплаву. Слід зазначити, що найбільш інтенсивне зростання температури відбувається для радіусу при вершині до 0,6 мм. Потім зростання практично не спостерігається.

7. Результати статистичного опрацювання збіжності всіх факторних показників доводять загальну узгодженість результатів імітаційного моделювання та експериментальних даних. Проте, слід відзначити загальну тенденцію відносного порушення збіжності результатів для початкових та заключних показників у прийнятих інтервалах зміни даних. Тому для імітаційних моделей механічного оброблення заготовки з хромо-нікелевого сплаву при малих (до 0,4 мм) та великих (більше 2,5 мм) глибинах різання та малих (до 50 м/хв) швидкостях різання доцільно врахувати порушення відповідності результатів імітаційного дослідження і експериментальних даних шляхом корекції критеріїв руйнування та вдосконалення загальної методики аналізу даних.

Впровадження наведених в дисертаційній роботі методик аналізу результатів теоретичних та експериментальних досліджень силових, термодинамічних та напружено-деформаційних процесів, що супроводжують лезове оброблення заготовок з хромо-нікелевих сплавів дозволяє реалізовувати процес логічного науково-обґрунтованого вибору режимів механічного оброблення виробів з хромо-нікелевих сплавів на основі аналізу результатів імітаційного моделювання процесу

формоутворення виробу.

Практичне значення отриманих результатів:

1. Наведено особливості особливості механічного оброблення заготовок з хромо-нікелевих сплавів, які слід приймати до уваги, які приорітетно слід приймати до уваги структуру технологічної операції з точки зору забезпечення функціональної здатності виробу в потенційних умовах експлуатації. При цьому зроблено висновок щодо доцільності врахування не лише режимів різання, але й більш складних аспектів, зокрема вплив мікрогеометрії інструменту на термодинамічні та напружено-деформаційні процеси, які відбуваються у зоні формоутворення виробу.

2. Для підвищення адекватності результатів імітаційного моделювання процесів різання, як одного з найбільш ефективних сучасних методологій системного дослідження процесів механічного ороблення, надані науково-орієнтовані логічні обґрунтування та рекомендації щодо доцільності використання жорстко-пластичної або пружно-пластичної моделі різання різних за своїми механічними властивостями матеріалів.

3. Наведені імітаційні та експериментальні результати формування індукованих процесом різання залишкових напружень та деформацій під час оброблювання заготовок з хромо-нікелевих сплавів, що дозволяє враховувати призначення режимів різанння для забезпечення заданих конструктором експлуатаційних характеристик виробу.

4. Встановлені теоретично та підтверджені експериментально вплив режимів різання (швидкості та подачі) та геометрії різального леза (зокрема, радіусу при вершині інструменту) на формування силових та термодинамічних процесів, що відбуваються підчас механічного оброблення виробів з хромо-нікелевих сплавів. Саме ці параметри є визначальними для забезпечення стійкості різального інструмента.

5. Результати дисертаційної роботи впроваджені у виробництво ТОВ «СТАНКОПЛАСТ», що дозволило підвищити продуктивність оброблення прес-форм, виготовлених з важкооброблюваних матеріалів, орієнтовано на 10-12%. Крім цього, результати досліджень використовуються в навчальному процесі кафедри

«Робототехніка та інтегровані технології машинобудування» Національного університету «Львівська політехніка» при підготовці магістрівза спеціальністю G9 «Прикладна механіка».

Особистий внесок здобувача. Всі наведені в дисертаційній роботі наукові положення, висновки та результати, отримані автором самостійно. До цих результатів слід віднести: розробка методик; проектування та виготовлення дослідної установки, планування, та виконання та експериментальних досліджень; опрацювання статистичних результатів імітаційних та експериментальних даних їх аналіз; впровадження практичних рекомендацій у виробництво. Всі основні результати дисертаційної роботи опубліковані у наукових статтях (в т.ч. у співавторстві) та оприлюднені підчас виступах на міжнародних та державних науково-технічних конференціях і симпозіумах.

Апробація результатів дисертації. Основні результати роботи докладались і обговорювались на 14 Міжнарожних та Всеукраїнських науково-технічних конференціях та симпозіумах, а саме: «Advances in Design, Simulation and Manufacturing - DSMIE 2022», червень 7-10, 2022, Познань, Польща; «Прогресивні технології в машинобудуванні» IX Міжнародна науково-практичної конференція, Львів–Звенів (Карпати), 31 січня – 3 лютого, 2023 року; «Молода наука - роботизація і нано-технології сучасного машинобудування» Міжнародна молодіжна науково-технічна конференція, 12–14 квітня 2023 р., Краматорськ-Тернопіль; «Сучасні технології у промисловому виробництві» X Всеукраїнська науково-технічна конференція (Суми, 18–21 квітня 2023 р.); 16-й Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові (Львів, 18 травня – 19 травня 2023 р.); «Наукові горизонти XXI століття: мультидисциплінарні дослідження» Міжнародна наукова конференція (Ужгород, 16-17 травня, 2024 р.); «Перспективи регіонального та місцевого розвитку» II Конференція молодих учених, 23 листопада 2023 р., Львів; «Актуальні задачі сучасних технологій» XII Міжнародна науково-технічна конференція молодих учених та студентів, Тернопіль, 6–7 грудня 2023 р.; «Молода наука - роботизація і нано-технології сучасного машинобудування» Міжнародна молодіжна науково-технічна конференція, 10–12 квітня 2024 р., Краматорськ-

2024 року, Рівне; «Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку» XXII Міжнародна науково-технічна конференція (Краматорськ – Тернопіль, 28–30 травня 2024 року); «Комплексне забезпечення якості технологічних процесів та систем» XIV Міжнародна науково-практична конференція (Чернігів, 23–24 травня 2024 р.); «Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку» XXII Міжнародна науково-технічна конференція (Краматорськ – Тернопіль, 28–30 травня 2024 року; «Сучасні технології у промисловому виробництві» IX Всеукраїнська науково-технічна конференція (Суми, 19–22 квітня 2022 р.).

Публікації за матеріалами дисертації. Основний зміст дисертації відображено у 20 наукових публікаціях, серед яких: 2 статті включено до міжнародної наукометричної бази Scopus, 5 статей у наукових фахових виданнях України і 13 тез доповідей.

Структура й обсяг дисертації. Дисертаційна робота складається з анотації двома мовами, переліку умовних позначень, символів, одиниць вимірювання, скорочень, вступу, п’яти розділів, висновків, списку використаних джерел, додатків. Загальний обсяг дисертації становить 222 сторінки, з них 88 рисунків по тексту; 2 таблиці по тексту; списку використаних джерел з 120 найменувань на 15 сторінках, 3 додатків на 3 сторінках.

РОЗДІЛ 1. АНАЛІЗ ЛІТЕРАТУРНИХ ДЖЕРЕЛ ЗА СТАНОМ ПИТАННЯ ОБРОБЛЮВАНОСТІ ДЕТАЛЕЙ З ХРОМО-НІКЕЛЕВИХ СПЛАВІВ

1.1. Особливості структури та параметрів технологічних процесів механічного оброблення деталей з хромо-нікелевих сплавів.

Ефективний розвиток сучасного машинобудування вимагає впровадження новітніх матеріалів, які суттєво перевершують традиційні за експлуатаційними характеристиками, здатністю витримувати більші навантаження та підвищувати експлуатаційні властивості виробів. Проте, попри всі їхні переваги, використання таких матеріалів також супроводжується новими проблемами. По-перше, ці матеріали з покращеними властивостями зазвичай дуже дорогі. По-друге, складність їх механічного оброблення підвищує собівартість продукції, знижує ефективність виробництва і може призвести до збитковості. До того ж, через такі властивості, як висока міцність, жорсткість і твердість, стандартні виробничі методи можуть бути недостатньо ефективними для нових матеріалів [60]. Серед найбільш поширених проблем оброблення таких матеріалів – інтенсивне зношування інструментів, обмежені режими різання, що спричинює зменшення продуктивності роботи технологічного обладнання тощо. Наприклад, швидке зношування інструментів зумовлене високими температурами та напруженнями, абразивністю матеріалів, їхньою високою твердістю та необхідністю боротися з вібраціями у технологічній системі «Верстат-Пристрій-Інструмент-Деталь» [69].

Під час механічного оброблення основна частина енергії різання генерується в двох ключових зонах: первинного та вторинного зсуву. Незважаючи на те, що базові аспекти операцій механічного оброблення залишаються схожими, властивості

матеріалів значно впливають на механіку формування стружки та процес тепловиділення, що призводить до вже згаданих проблем [60]. Отже, оптимізація технологічних параметрів оброблення важкооброблюваних матеріалів (такі як швидкість різання, подача, глибина різання), правильний вибір геометрії різального інструменту, матеріалу інструменту та його покриття, мастильно-охолоджувальних рідин та умов оброблення є ключовими завданнями для дослідників у цій галузі. Проведення виробничих випробувань потребує тривалих і дорогих досліджень, спрямованих на вивчення режимів оброблення та оброблюваності. Крім того, навіть незначні зміни в оброблюваному матеріалі можуть призвести до значних похибок і нівелювати тривалі експериментальні зусилля. Накопичені наукові знання дають можливість виробникам інструментів створювати матеріали та покриття, здатні витримувати надскладні термічні та силові умови різання. Хоча у вирішенні багатьох питань оброблюваності досягнуто значного прогресу, дослідження в галузі різання металів продовжуються і, безумовно, триватимуть постійно по мірі того, як будуть з’являтись нові інструментальні матеріали та технології. Тому актуальність вдосконалених досліджень термодинамічної та напружено-деформованої картини різання важкооброблюваних матеріалів, до яких належать хромо-нікелеві сплави, є актуальною та важливою, як для наукової складової технології машинобудування, так і для практичного його застосування [60].

1.2. Проблемно-орієнтований аналіз механічних властивостей важкооброблюваних матеріалів

Механічна оброблення матеріалів із твердістю, що перевищує 45 HRC (за шкалою твердості Роквелла), підпорядковується специфічним закономірностям теорії

різання, які суттєво відрізняються від процесів оброблення традиційних машинобудівних матеріалів [25, 56, 69, 70, 106, 116]. Зазначений показник 45 HRC є лише нижньою межею для категорії важкооброблюваних матеріалів, оскільки на практиці технологам часто доводиться розробляти технологічні процеси для оброблення виробів із твердістю в діапазоні 58-68 HRC [69].

До категорії таких важкооброблюваних матеріалів належить група жаростійких сплавів, які здатні зберігати свої основні механічні властивості, такі як міцність, жорсткість і в'язкість, навіть за умов дуже високих експлуатаційних і технологічних температур. Вони характеризуються підвищеною стійкістю до окислення та корозії, що робить їх особливо привабливими для застосувань у важких умовах. До таких матеріалів належать високолеговані сталі та сплави на основі нікелю, кобальту, вольфраму та молібдену [60, 69]. Типовими представниками цієї групи є такі матеріали, як Inconel 600, AISI 600, EN 2.4816, DIN NiCr15Fe, ХН60ВТ, ХН78Т.

Ці сплави також вирізняються іншими важливими технологічними характеристиками: високою зварюваністю, стійкістю до хімічно агресивних середовищ, інертністю до хлоридних іонів, що зумовлює уникнення корозійного пошкодження під напругою, практичною відсутністю намагнічування, пасивністю щодо процесів вуглецювання та азотування, а також високою стійкістю до корозійного розтріскування при підвищеній експлуатаційній температурі.

Найбільш поширеним представником матеріалів цього типу є аустенітні нержавіючі сталі. Очевидно, що леговані сталі значно дешевші, ніж сплави з високим вмістом кобальту, вольфраму або нікелю. Більшість нержавіючих сталей зміцнюються завдяки мартенситному перетворенню, що робить їх придатними для

експлуатації при температурах не вище 760 °C (1400 °F) [72]. Досягнення стійкості до корозії та окислення, як правило, забезпечується додаванням понад 10% хрому. Для стабілізації аустенітної структури такі сплави на основі заліза легують нікелем, що входить до складу у кількості від 25% до 60% [66, 99]. Додавання молібдену (Mo) і хрому (Cr) сприяє утворенню твердих розчинів, що підвищують міцність матеріалу. Хром, у свою чергу, ефективно покращує стійкість до окислення та сульфідування у межах експлуатаційних температур [108]. Цей ефект обумовлений створенням на поверхні матеріалу тонкого, міцного оксидного шару, збагаченого хромом (з масовим вмістом понад 9%), який утворює бар'єр для захисту нержавіючої сталі в агресивних середовищах. Для забезпечення високої твердості легованим нержавіючим сталям аустенітного типу додають легуючі елементи з малим атомним розміром, такі як вуглець (C), азот (N) і бор (B). Однак високий вміст заліза негативно впливає на корозійну стійкість цих матеріалів.

Іншим типовим представником важкооброблюваних матеріалів є сплави на основі нікелю. Завдяки видатним антикорозійним властивостям нікелю, зокрема в агресивних середовищах [88], у поєднанні з достатньо високою міцністю, цей легуючий елемент ефективно взаємодіє із залізом, молібденом та міддю. Нікелеві сплави здатні витримувати значно вищі температури, ніж нержавіючі сталі, у діапазоні від 1050 до 1200 °C, що становить 70-90% від температури плавлення нікелю, яка дорівнює приблизно 1455 °C [88]. Це пояснює широке використання нікелевих сплавів у виробництві високопродуктивних газових турбін. Більшість нікелевих сплавів мають фазову діаграму стану нікель-хром-алюміній. В однофазній

гамма-матриці нікелевих сплавів переважають карбідні осади, які значно впливають на технології термічної та механічного оброблення.

Найбільш поширеними нікелевими сплавами є Inconel 600 і Inconel 718. Проте обидва ці сплави мають відносно низьку твердість при підвищених температурах (650-815 °C). На відміну від цих сплавів, Inconel X-750 відзначається втричі вищою міцністю при температурі 540 °C у порівнянні з Inconel 650 [8]. Важливими експлуатаційними характеристиками нікелевих сплавів є їхня низькотемпературна в'язкість та високий рівень корозійної стійкості в агресивних середовищах. Важливо зазначити, що питома теплопровідність нікелевих сплавів є відносно низькою, хоча коефіцієнти теплопровідності приблизно відповідають показникам низьколегованих сталей. Це може створювати проблеми значної деформації під час зварювання, оскільки тепло затримується, замість того, щоб швидко розсіюватися в глибину зварюваних деталей [77].

Ще однією групою важкооброблюваних матеріалів, поширених у машинобудуванні, є сплави на основі кобальту. Вартість цих сплавів значно перевищує ціну нікелевих сплавів, а тим більше високолегованих нержавіючих сталей. Сплави на основі кобальту, подібно до нікелевих, зміцнюються за рахунок утворення карбідів та твердих розчинів [108]. Основними поширеними карбідними включеннями у кобальтових сплавах є типи M6C, M7C3 та M23C6. Карбід типу MC не може утворюватися в суперсплавах на основі кобальту, оскільки вони не містять елементів, таких як тантал (Ta), титан (Ti), цирконій (Zr) або гафній (Hf). Експлуатаційні характеристики кобальтових сплавів включають високу зносостійкість, жароміцність та корозійну стійкість. Хоча ці характеристики також

присутні у нікелевих сплавах, саме кобальтові сплави демонструють більшу міцність при відносно вищих експлуатаційних температурах, які можуть сягати 650-1150°C [42]. Ці властивості роблять їх ефективними з точки зору експлуатації, але одночасно створюють значні проблеми під час механічного оброблення. Це зумовлено високою концентрацією тепла на передній поверхні різального інструменту, що призводить до його швидкого зношування та виникнення значних сил різання. Шляхи вирішення цих проблем і пропозиції щодо підвищення ефективності процесів різання будуть розглянуті нижче.

1.3. Особливості технологічного забезпечення механічного оброблення заготовок з важкооброблюваних матеріалів

Досягнення високої продуктивності механічного оброблення важкооброблюваних матеріалів є одним із ключових напрямків наукових досліджень у галузі технології машинобудування. Для розв’язання цієї проблеми необхідно забезпечити технологічні операції інструментами, здатними витримувати високі температури різання, що характерно для оброблення більшості важкооброблюваних матеріалів, а також забезпечити застосування високоефективних мастильно-охолоджувальних рідин. Крім того, важливо врахувати результати комплексних досліджень впливу технологічних параметрів різання на напружено-деформований стан та мікрогеометрію оброблених поверхонь. Це спонукає виробників до проведення великої кількості експериментальних досліджень, спрямованих на адаптацію структури та параметрів технологічних процесів до реальних потреб конкретного виробника. Однак постійна поява нових матеріалів і різальних інструментів на ринку ускладнює цю роботу, роблячи її недостатньо ефективною. Як

правило, нові матеріали створюються шляхом додавання легуючих елементів до вже існуючих, з метою покращення специфічних властивостей, таких як зносостійкість, втомна міцність, корозійна стійкість тощо. Такі нові матеріали мають специфічні фізико-хімічні властивості, що створює нові проблеми для інтенсифікації процесу механічного оброблення. Як зазначається у, основні труднощі, пов'язані з високопродуктивним обробленням високолегованих сталей та сплавів, зокрема хромо-нікелевої групи, зумовлені наявністю в їх складі твердих абразивних компонентів в поєднанні з високою міцністю, в'язкістю, стійкістю до корозії а також достатньо великою терморезистивністю.

Таким чином, проведення системних наукових досліджень і надання обґрунтованих практичних рекомендацій щодо вибору конструкторсько-технологічного забезпечення операцій механічного оброблення набуває особливої актуальності. Наприклад, компанія Sandvik Coromant реалізує інструменти разом з рекомендаціями щодо оптимальних режимів різання, матеріалу та геометрії твердосплавних пластин стосовно цілої гами оброблюваних матеріалів, серед яких є і сплави на основі хрому та нікелю [94]. Проте, ця компанія, перш за все, переслідує власні комерційні інтереси, просуваючи свою продукцію на ринку машинобудування. Варто зазначити, що у каталогах Sandvik Coromant відсутні обґрунтовані пояснення доцільності пропонованих технологічних рішень для конкретних матеріалів, а містяться лише загальні рекомендації.

Часто альтернативою лезовому різанню хромо-нікелевих, кобальтових сплавів і жароміцних та нержавіючих сталей є абразивні методи оброблення. Кожен з цих технологічних методів має свої переваги та недоліки. Загальновідомим є той факт, що

вартість лезових інструментів, оснащених пластинками з надтвердих матеріалів є значно вищою за вартість шліфувальних кругів [17]. Проте доведено, що завдяки гнучкості процесу та високій якості, лезова оброблення значно скорочує час оброблення і може розглядатися як економічно вигідна альтернатива шліфуванню. Крім того, лезове оброблення забезпечує більші можливості для корекції мікрогеометричного профілю обробленої поверхні, циклічності та цілісності опорних поверхонь параметрів шорсткості порівняно зі шліфуванням. Вибираючи між лезовим обробленням та шліфуванням, слід враховувати як їхні подібності, так і відмінності, щоб прийняте рішення щодо структури технологічної операції було технічно та економічно обґрунтованим:

- Кругле шліфування зазвичай використовується лише на стадії фінішного або суперфінішного механічного оброблення загартованої заготовки, тоді як т. зв. «тверде точіння» (hard turning) може ефективно застосовуватись як на чорнових, так і на чистових операціях.
- Від’ємний передній кут інструменту при точінні створює зону залишкових напружень стиску, на відміну від шліфування, яке, через переважаючий температурний вплив над силовим чинником, зазвичай генерує зону залишкових напружень розтягу на обробленій поверхні заготовки. Це суттєво знижує втомну міцність обробленої деталі.
- Структурно-фазові зміни обробленої поверхні, як правило, виникають під час лезового оброблення (наприклад, точіння), є значно менш впливовими на структуру матеріалу, ніж під час шліфування. Це є наслідком меншого температурного впливу різання у порівнянні з абразивним обробленням.

- Довжина контакту між інструментом і заготовкою при лезовому обробленню є значно меншою, ніж при шліфуванні, що призводить до виникнення вищого середнього напруження під час точіння порівняно з круглим шліфуванням.

У дослідженні представлені порівняльні круглограми точіння та шліфування як альтернативні методи для фінішної оброблення важкооброблюваних матеріалів (Рис. 1). Статистичні дані для цього порівняння були надані компанією Sandvik Coromant [115]. Ретельний аналіз цих показників свідчить про значну перевагу «твердого точіння» у зв'язку з його універсальністю та здатністю забезпечити стабільний мікропрофіль оброблюваної поверхні з усталеним мікрорельєфом. Водночас шліфування має перевагу перед точінням важкооброблюваних матеріалів інструментами з надтвердих матеріалів з точки зору технологічної собівартості.

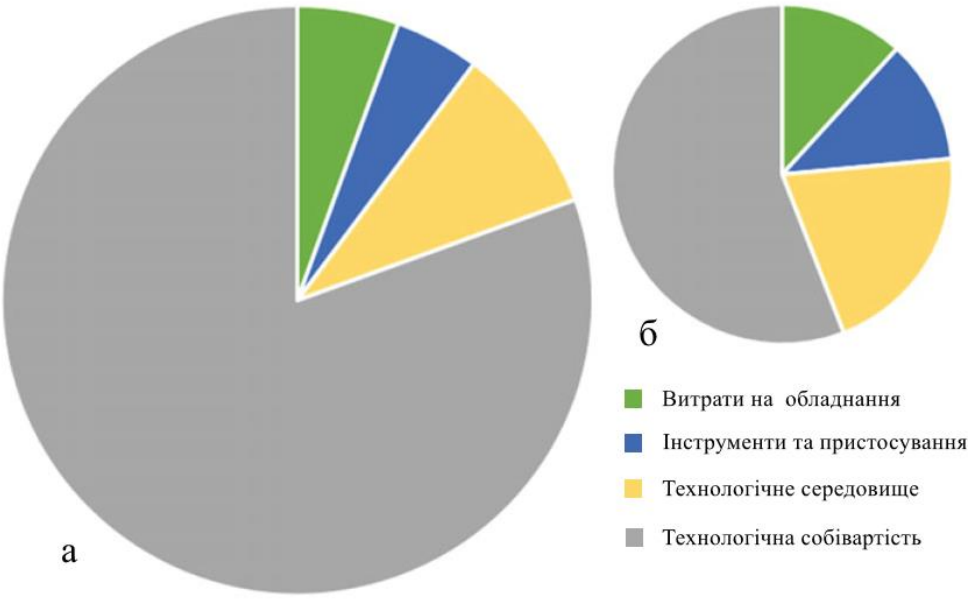


Рис. 1.1. Порівняння собівартості точіння та шліфування, як альтернативних методів у реалізації фінішного оброблення важкооброблюваних матеріалів.

У працях [5, 39, 43, 73, 76] підкреслюється, що лезове оброблення основних важкооброблюваних матеріалів, зокрема хромо-нікелевих сплавів, має низку особливостей, які суттєво відрізняються від процесів механічного оброблення традиційних конструкційних матеріалів. Ці відмінності впливають на формування напружено-деформованого стану заготовки в зоні різання, а також на залишкові напруження, деформації та мікрогеометричні характеристики обробленої поверхні, такі як шорсткість та хвилястість. До найбільш характерних особливостей можна віднести наступне:

- Формування так званої «пилоподібної» стружки, що є результатом специфічних термодинамічних та напружено-деформаційних процесів у первинній зоні деформації, характерних для оброблення хромо-нікелевих сплавів.
- Геометрія різальних інструментів включає наявність від’ємного переднього кута і заокруглених різальних лез, які переважають над фасковими переходами.
- Співвідношення між поздовжніми та поперечними силами різання становить 1 до 5-7, що зумовлено фрикційними особливостями процесу різання у зонах первинної, вторинної та третинної деформації.
- Питома енергія, що витрачається при токарному обробленні заготовок з хромо-нікелевого сплаву, є значно нижчою, ніж при шліфуванні того ж матеріалу.
- Можливість «сухого» точіння пропонує екологічно чистий технологічний метод, який дозволяє уникнути використання мастильно-охолоджувальних рідин (МОР).

- Точіння вважається економічно ефективнішим методом оброблення, оскільки воно скорочує час оброблення та дозволяє виконувати різні технологічні операції на одному верстаті з ЧПК.

На рис. 2 наведено порівняння традиційної фінішної оброблення загартованого сталевого кільця методом шліфування з оптимізованою фінішною обробленням тієї ж деталі, здійсненою за допомогою процесу точіння з використанням пластинки з кубічного нітриду бору (КНБ). Як видно з рисунка, оптимізований процес не лише забезпечує вищу продуктивність, але й усуває деякі етапи термічного оброблення та зменшує наслідки негативного екологічного впливу щодо проблеми використання та утилізації МОР [97].

Основним інструментом для токарного оброблення заготовок із важкооброблюваних матеріалів, які мають твердість у діапазоні 45-70 HRC, є збірні різці, оснащені пластинками з полікристалічного надтвердого матеріалу на основі кубічного нітриду бору (КНБ) [52, 61, 63, 64, 70, 113]. Дослідження, що вивчали вплив механізму та геометричних параметрів утворення зубчастої стружки, показали, що ці чинники мають значний вплив на стабільність процесу різання та фрикційні складові сил різання [15, 33, 39. 89].

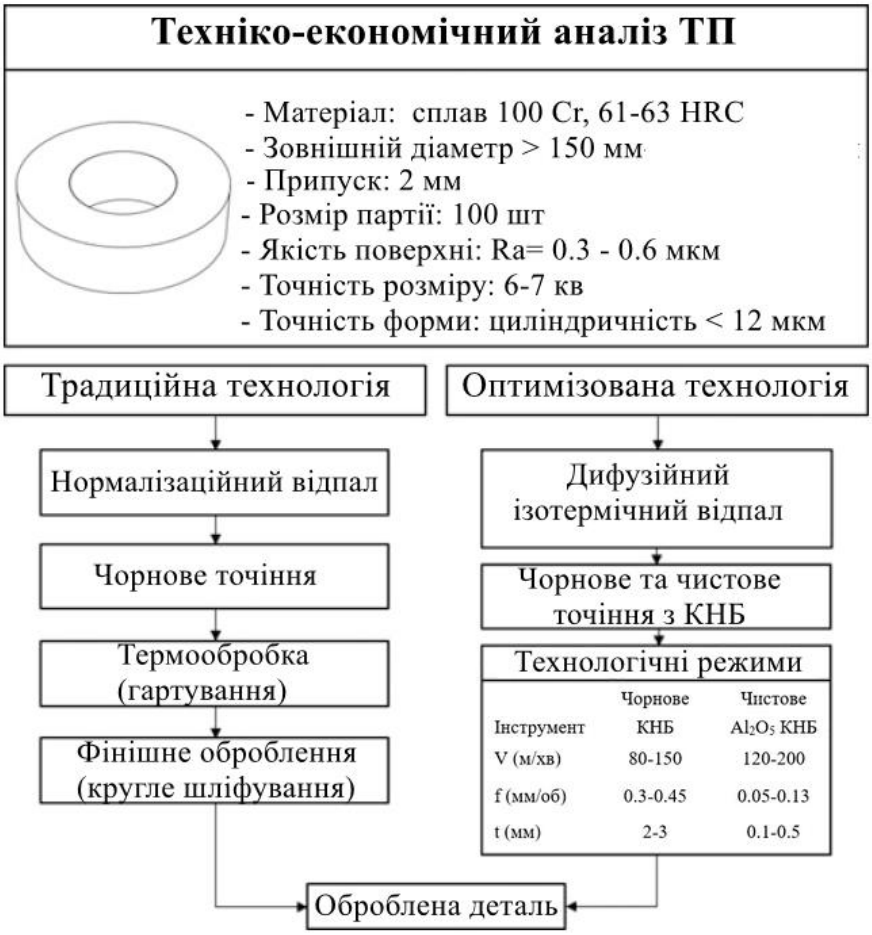


Рис. 1.2. Порівняння традиційної та оптимізованої технології чистової обробления загартованого сталевого кільця [97]

Важливі дослідження також були спрямовані на підвищення зносостійкості інструментів під час оброблення важкооброблюваних високолегованих сталей, а також хромо-нікелевих та кобальтових сплавів [18, 29, 110]. Крім того, значна увага приділялася впливу властивостей оброблюваного матеріалу, геометрії інструменту та умов різання на функціональні властивості оброблених поверхонь [74, 36, 112, 82, 49]. Однак багато дослідників відзначають складність формалізації взаємодії технологічних та конструктивних чинників, що впливають на вихідні параметри процесу різання таких важкооброблюваних матеріалів, як мікрогеометрія оброблених

поверхонь, залишкові напруження та деформації. На рис. 4 представлено основні параметри, що визначають взаємозв’язок технологічних чинників. Параметри, розташовані над горизонтальними пунктирними лініями, вважаються вхідними даними для процесу точіння. Інші параметри, розташовані нижче цих ліній, розглядаються як показники продуктивності або результати процесу точіння з використанням різальних пластин з надтвердих матеріалів. У дослідженні [81] було доведено, що майже всі параметри, наведені на цій діаграмі, суттєво впливають як на продуктивність процесу твердого точіння, так і на якість обробленого шару, зокрема на шорсткість, точність, твердість і залишкові напруження.

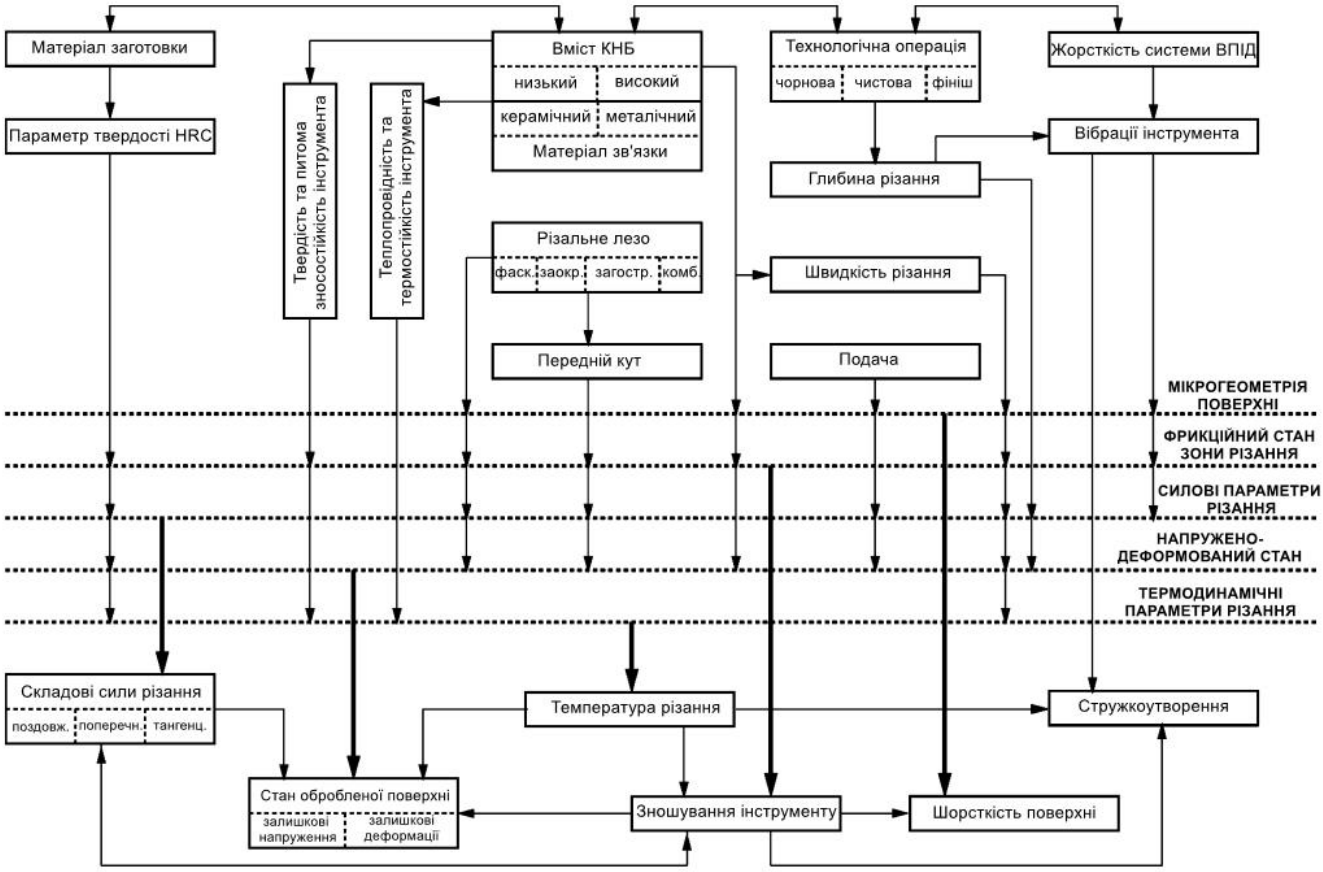


Рис. 1.3. Діаграма взаємного впливу технологічних параметрів механічного оброблення важкооброблюваних матеріалів інструментом з КНБ [81].

У дослідженні підкреслюється, що механічна оброблення нежорстких деталей, виготовлених з важкооброблюваних матеріалів, є надзвичайно складною через їхню неспроможність ефективно протидіяти силам різання під час процесу. Це вимагає від конструкторів приділяти особливу увагу технологічності виробів, забезпечуючи відповідність габаритних розмірів допустимим межам. Аналогічні вимоги висуваються також до верстатних пристроїв і самих верстатів. Зокрема, для забезпечення максимальної продуктивності, верстат, що використовується для точіння заготовок із важкооброблюваних матеріалів за допомогою інструментів з КНБ, має бути оснащений жорсткою конструкцією станини, шпинделями з цанговими з'єднаннями для розміщення підшипника шпинделя максимально близько до заготовки тощо. Автори роботи [44] також рекомендують використовувати кулькові гвинтові пари з малим кроком для ефективного зменшення вібрацій.

Ще одним важливим чинником, який впливає на ефективність функціонально-орієнтованого технологічного процесу оброблення виробів із важкооброблюваних матеріалів, є забезпечення якісних мікроструктурних змін обробленого поверхневого шару заготовки, які мають експлуатаційне значення [76]. Зазвичай, ці зміни пов'язані з аустенітно-мартенситними перетвореннями, які є наслідком високотемпературних умов формоутворення. Результатом такого явища є утворення так званого «білого шару». Глибина цього шару може варіюватися в широких межах, від кількох мікрон до кількох десятків мікрон. Утворення «білого шару» не завжди є негативним з експлуатаційної точки зору, особливо в умовах високих функціональних контактних напружень або втомних навантажень. На рис. 5 показано збільшене зображення мікроструктури заготовки зхромованої сталі 52100 (аналог ШХ15), отримане за

допомогою електронного мікроскопа. Ця мікроструктура є наслідком значної пластичної деформації, яка призводить до швидкого відновлення зерна, особливо коли формується зона зношування вздовж передньої поверхні інструменту. Крім того, залишкові напруження 2-го роду в мікроструктурі, які виникають внаслідок структурно-фазових перетворень, спричинених швидким нагріванням та охолодженням обробленого поверхневого шару є також наслідком хімічної взаємодії матеріалу заготовки з інструментом або навколишнім середовищем.

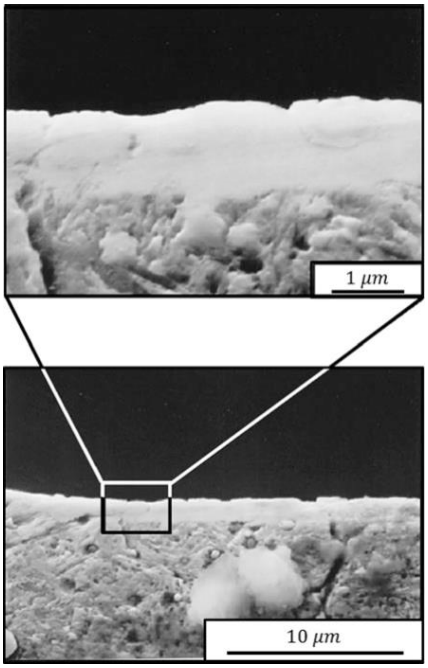


Рис. 1.4. Приклад мікроструктурних змін в результаті механічного оброблення загартованої поверхні сталі 52100 [30]

Ще одним важливим експлуатаційним чинником, який виникає внаслідок високих механічних і теплових навантажень під час процесу різання заготовок з хромо-нікелевих сплавів, є залишкові напруження 1-го роду. Аналізуючи різні типи таких напружень, слід зазначити, що найбільш небезпечними є залишкові розтягувальні напруження, оскільки вони негативно впливають на втомні характеристики виробів та знижують термін служби обробленої деталі. Як показано

на рис. 3, швидкість різання має домінуючий вплив на розподіл залишкових напружень. Висока швидкість різання не лише збільшує залишкові розтягуючі напруження через підвищення температури різання, але й збільшує товщину шару, у якому ці напруження концентруються.

Важливим параметром, що суттєво впливає на комплекс функціонально-залежних характеристик обробленого поверхневого шару заготовки, є вібрація інструменту. Відомо, що вібрація та макроколивання різального інструменту є ключовими чинниками, які погіршують стабільність процесу різання і значно впливають на якість деталі та продуктивність технологічної операції [104]. Загальноприйнятою є думка, що основним шляхом зменшення вібрацій інструменту та заготовки є забезпечення високої жорсткості системи «Верстат-Пристрій-Інструмент-Заготовка» (ВПІЗ). Серед сил, що діють під час лезового механічного оброблення важкооброблюваних матеріалів, радіальна складова сили різання є найбільш значущою, оскільки вона формує напружено-деформаційні параметри процесу [96].

Традиційна теорія оптимальної жорсткості технологічної системи ВПІЗ акцентує увагу на доцільності гасіння вібрацій шляхом впровадження елементів зі адаптивними динамічними характеристиками. Важливе значення має розробка динамічних моделей процесу різання інструментом зі змінними жорсткісними параметрами [98], а також отримання на їх основі аналітичних залежностей для розрахунку точності оброблення. У таких моделях враховується вплив відхилення жорсткості інструмента від середнього значення, встановлюються залежності для визначення зони стабільної роботи різця, а також залежності між амплітудою

коливань інструмента та режимами різання. У роботі [37] обґрунтовано взаємозв’язок між режимами різання та конструктивними параметрами поверхонь складових державок. Було визначено технологічні обмеження режимів, зумовлені конструктивними особливостями інструмента.

1.4. Фактори, що впливають на оброблюваність хромо-нікелевих сталей та сплавів на їх основі

Вважається, що ключовим фактором у силовому аналізі процесу лезового оброблення є твердість оброблюваного матеріалу. Однак у дослідженнях [78] зазначається, що величина сил різання при обробленню важкооброблюваних матеріалів, зокрема хромо-нікелевих сплавів, не обов’язково є дуже високою з кількох причин:

- Особливості механічних характеристик цих матеріалів, зокрема їх відносно низька пластичність, сприяють тому, що процес стружкоутворення здійснюється шляхом утворення тріщин, а не через пластичну деформацію.
- Сила тертя під час лезового оброблення більшості хромо-нікелевих сплавів є значно меншою, ніж при обробленні інших конструкційних матеріалів. Це зумовлено відносно малою площею контакту між інструментом і стружкою.

Деякі автори стверджують, що твердість оброблюваного матеріалу не є найважливішим чинником, що впливає на зміну сили різання. Вони зазначають, що силу різання можна зменшити за рахунок підвищення твердості. Натомість, важливішим показником є терморезистивність матеріалу, зокрема його здатність до температурного розм’якшення. Пластичність оброблюваного матеріалу також є значущим фактором у формуванні силових параметрів різання. Відомо [39], що сила

різання різко зростає, коли твердість матеріалу перевищує 50 HRC, що відповідає початку утворення зубчастої стружки. Це явище пов’язане з дисбалансом між поздовжньою та поперечною силою різання. Іншими словами, процеси стискання і зсуву в даному випадку розділені в часі.

У такій ситуації на процес впливають два протилежні фактори. З одного боку, межа текучості матеріалу заготовки підвищується разом із твердістю, що вимагає більших зусиль для ініціювання деформації і формування стружки. З іншого боку, матеріал заготовки розм’якшується через надмірне нагрівання під час оброблення, що призводить до зниження межі текучості. При обробленні важкооброблюваних матеріалів, таких як хромо-нікелеві сталі, якщо твердість заготовки перевищує певний поріг, то в процесі стружкоутворення домінує механізм утворення передуючих процесу руйнування мікротріщин, а не пластична деформація. Це означає, що пластична деформація поступається місцем крихкому руйнуванню, подібно до того, як це відбувається при обробленню чавунів. У результаті такої поведінки енергія деформації, яка зазвичай перетворюється в тепло, зменшується, і розм’якшення матеріалу практично не відбувається. Це явище слід враховувати як при виборі режимів оброблення, так і при підборі інструментального матеріалу або його покриття. Також це необхідно взяти до уваги, призначаючи критерій руйнування в імітаційних моделях різання (таких як Deform 2/3D, LSDyna, Abaqus).

Технологія механічного оброблення високолегованих сталей та сплавів на основі хрому та нікелю, пропонує ряд суттєвих переваг порівняно з традиційними абразивними методами оброблення, зокрема кругло- та плоскошліфувальними операціями для фінішної оброблення. Серед найбільш значущих переваг дослідники

відзначають вищу гнучкість процесу, що дозволяє легко адаптуватися до оброблення складнопрофільних виробів; швидке переналагодження на обробку інших типів деталей; можливість об’єднання кількох операцій в одну завдяки універсальності формоутворюючого руху лезового інструменту порівняно з абразивним; підвищену продуктивність та відносно низьку технологічну собівартість [36, 37, 81, 113].

Значна кількість досліджень присвячена використанню різних обчислювальних методів для моделювання та оптимізації процесу «твердого» точіння. Загальновідомо, що геометрія різального леза значною мірою впливає на термічний режим у зоні стружкоутворення. Tugrul Ozel та інші автори [37, 81] досліджували вплив геометрії різальної кромки на шорсткість поверхні та сили різання при токарному обробленню різних важкооброблюваних матеріалів. Автори дійшли висновку, що геометрія різальної кромки відіграє ключову роль у формуванні шорсткості поверхні та сил різання при обробленні сталей на основі хрому, нікелю, кобальту та ванадію. Крім того, геометрія різального інструменту суттєво впливає на зношування інструменту, форму стружки, залишкове напруження, тепловиділення, утворення білого шару та параметри залишкової деформації обробленого шару, як це показано на рис. 5.

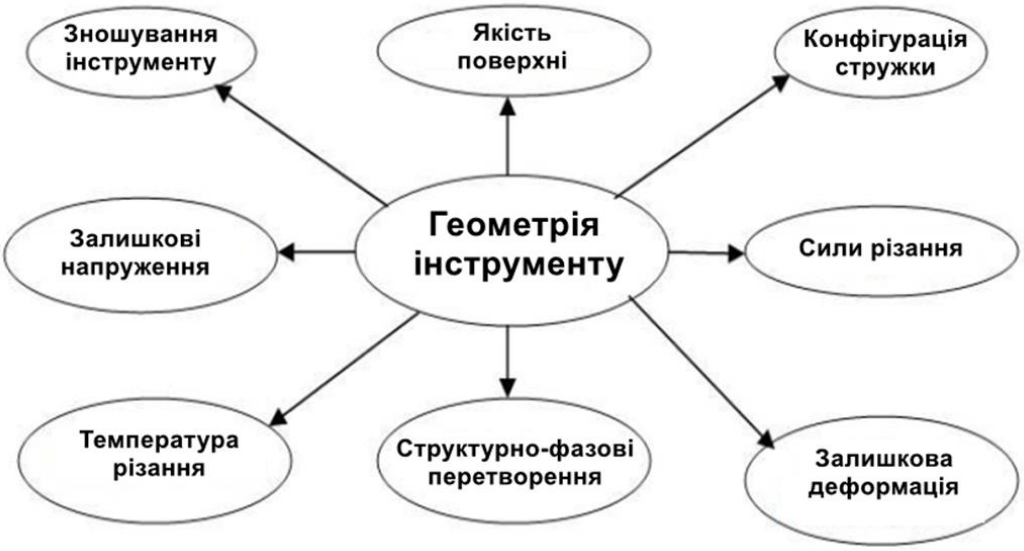


Рис. 1.5. Фактори впливу геометрії різального інструменту на оброблюваність важкооброблюваного матеріалу

Важливим аспектом формування силового та термодинамічного поля має геометрія різального інструмента, а саме: радіус при вершині різця, передній та задній кут, радіус заокруглення різального леза тощо. Серед всіх цих параметрів домінуюче значення має радіус передньої частини різального інструменту. Він суттєво змінює морфологію стружки. На збільшених в 100 разів зображеннях стружки (рис. 6), зібраної після ортогонального точіння загартованої сталі AISI 1550 (58-60 HRC), не спостерігаються зазубрини на поперечному перерізі стружки. Однак, на аналогічних зображеннях стружки, отриманої при обробці інструментом з радіусом загострення 0,1 мм або круглою пластиною, спостерігається зовсім інша картина. У випадку значного радіусного заокруглення інструменту або застосуванням круглої пластини можна вже констатувати наявність значної зазубреності вздовж задньої кромки стружки.

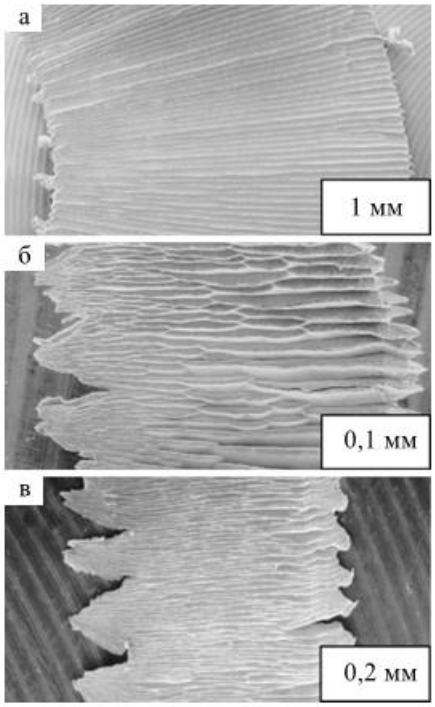


Рис. 1.6. Збільшене (×100) зображення стружки , отриманої різальними інструментами з різною геометрією: а - ортогональне різання з переднім кутом γ = 6°, б - косокутне зрізання з переднім кутом γ = 6° і радіусом вершини r = 1,2 мм, в - ортогональне різання з переднім кутом кутом γ = 6° за допомогою круглої пластини.

Особливі вимоги до вибору мікрогеометрії різального інструменту при обробленню хромо-нікелевих сплавів виникають у разі використання інструментів з пластинами з кубічного нітриду бору (КНБ). Ці інструменти характеризуються значно нижчою в’язкістю, що необхідно для запобігання сколів на ріжучих кромках. Специфіка геометрії таких інструментів полягає в пріоритетному використанні пластин з негативним переднім кутом та заокругленою або Wiper-конструкцією різального леза [54].

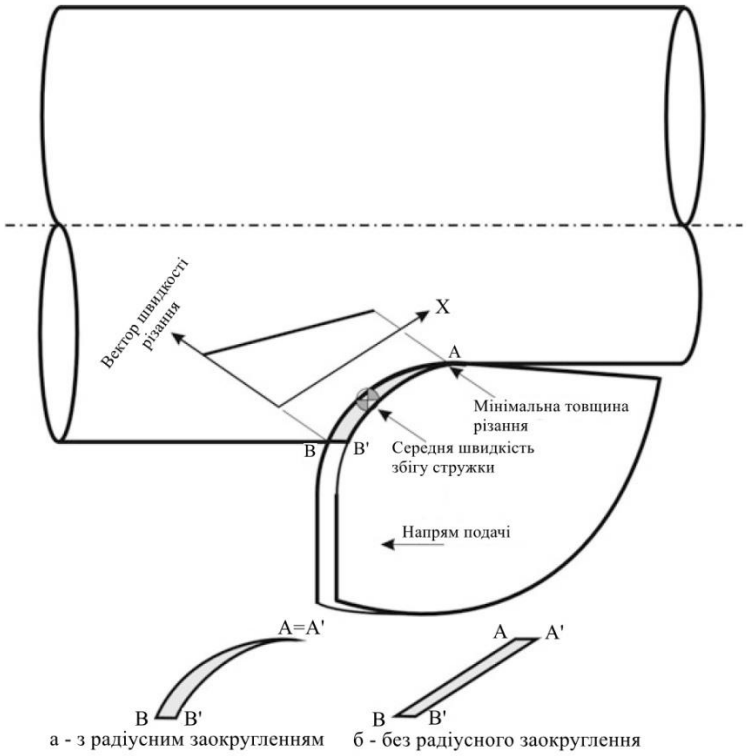


Рис. 1.7. Вплив радіуса заокруглення вершини інструмента на морфологію отриманої стружки [60].

Продуктивність процесу різання інструментами з КНБ значною мірою залежить від параметрів різання, таких як швидкість різання, подача, швидкість подачі та глибина різання [37, 81]. Зокрема, швидкість і глибина різання мають критичний вплив на стійкість інструменту при обробленню таких важкооброблюваних матеріалів, як хромо-нікелеві сплави [114]. Збільшення швидкості та глибини різання призводить до підвищення температури в зоні різання. Оскільки КНБ є керамічним матеріалом, високі температури сприяють хімічному зношуванню, яке стає найбільш небезпечним, часто призводячи до раптового і непрогнозованого руйнування (сколу) ріжучої кромки інструменту [40].

Крім того, в дослідженні [112] було встановлено, що при високих подачах і швидкостях механічного оброблення хромо-нікелевих та інших важкооброблюваних матеріалів, стискуючі залишкові напруження змінюються на розтягувальні. Це явище можна пояснити домінуючим впливом термічного навантаження над силовим. Зміна переднього кута різального інструменту, в основному, викликає зміну кута нахилу та проміжного переднього кута в кожній точці радіусної різальної кромки носової частини інструменту. Проте кут нахилу різального леза має мінімальний вплив на формування термодинамічної картини різання при незначній глибині різання, що характерно для чистового точіння.

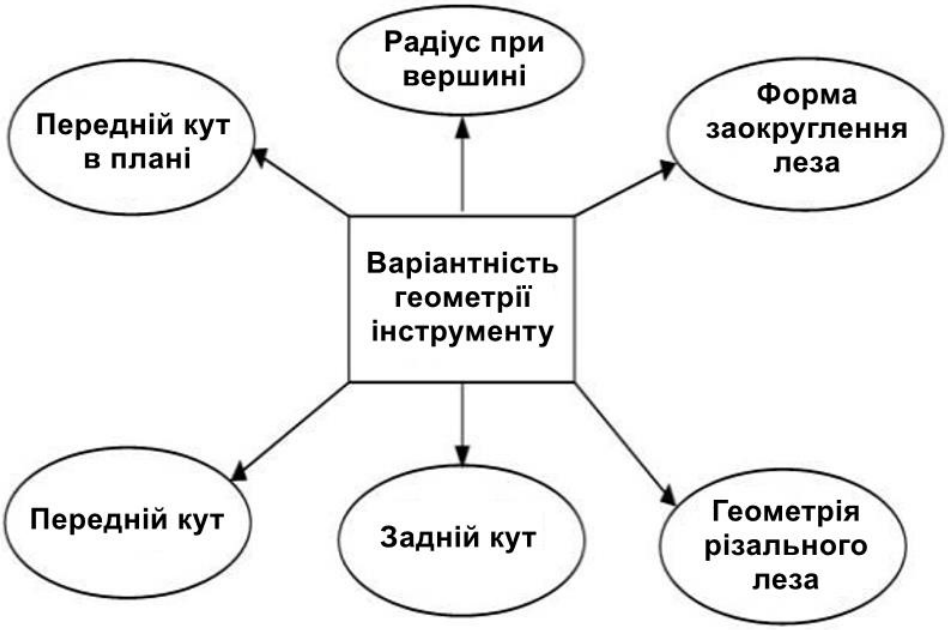


Рис. 1.8. Варіантність геометрії різального інструменту.

За статистичними даними [10], головний кут у плані різця має більш суттєвий вплив на шорсткість поверхні—32,5%, тоді як передній і задній кути впливають на шорсткість на 9,9% та 11,9% відповідно. Встановлено, що шорсткість поверхні збільшується при від’ємному передньому і мінімальному задньому кутах. Проте, з іншого боку, кут у плані є основним фактором, що впливає на зношування бічної

поверхні різця—60,1%, тоді як передній кут впливає на 23,37%, а задній кут практично не впливає на цей параметр (лише 4,2%). Експериментальні дослідження показали, що питоме зношування інструменту зменшується зі зменшенням переднього кута і кута в плані.

У тій же роботі [10] було проведено фундаментальний аналіз впливу мікрогеометрії різального інструменту та режимів різання (швидкості різання та подачі) на шорсткість поверхні під час точіння високолегованої сталі AISI 52100 (58 HRC). Автори використали методи RSM (методологія поверхні відгуку) та GA (генетичні алгоритми) для побудови функції регресії шорсткості поверхні та оптимізації процесу оброблення. Результати показали, що шорсткість поверхні збільшується зі зменшенням переднього кута та швидкості різання. Це твердження суперечить деяким науковим висновкам, наведеним у працях. Проте підтверджується загальновизнаний факт, що зі збільшенням радіусу вершини інструменту та швидкості різання шорсткість обробленої поверхні зменшується. Водночас, при значному збільшенні радіуса (більше 1,5 мм) шорсткість поверхні починає зростати, що також суперечить загальноприйнятим теоретичним дослідженням у теорії різання.

У дослідженні [75] було застосовано метод Тагучі для оптимізації параметрів різання (геометрія леза інструменту, основні параметри різання) з метою мінімізації шорсткості поверхні, сили різання та потужності різання при токарному обробленні легованої сталі AISI D3. Цей матеріал є типовим представником важкооброблюваних матеріалів, відомих своєю високою зносостійкістю до абразивного та адгезійного зношування завдяки великому вмісту твердих карбідів, середньою в’язкістю та високою міцністю на стиск. Результати досліджень довели, що збільшення головного

кута в плані та радіуса вершини інструменту сприяє зменшенню шорсткості поверхні, тоді як передній кут має лише незначний вплив на основну силу різання.

У дослідженні [59] автори змоделювали взаємозв'язок між вихідними характеристиками чистового точіння сталі AISI 52100 (60HRC) та режимами різання (швидкістю різання, подачею та глибиною різання) на основі методології поверхні відгуку (RSM) у поєднанні з методом експериментального дизайну L27 Тагучі. Результати дисперсійного аналізу (ANOVA) показали, що збільшення швидкості різання, подачі та глибини різання зменшує стійкість інструменту, причому швидкість різання має найбільший вплив на зношування інструменту, тоді як швидкість подачі є основним фактором, що впливає на шорсткість поверхні. Щодо впливу на складові сили різання, то автори відзначають домінуючий вплив глибини різання. Зростання швидкості різання призводить до підвищення температури різання в зоні стружкоутворення, що знижує товщину стружки та довжину контакту інструменту зі стружкою, зменшуючи шорсткість поверхні та силу різання.

У дослідженні було проведено експериментальні дослідження токарного оброблення сталі AISI 4140 (52HRC), які показали, що вплив швидкості та глибини різання на зношування леза інструменту є більш значним, ніж зміна подачі, у співвідношенні 27% до 14% відповідно [32]. При швидкості різання в межах 170 м/хв утворюється нарост, що призводить до збільшення шорсткості зі збільшенням швидкості різання. Аналогічні результати щодо впливу різних чинників на силові та термодеформаційні процеси оброблення важкооброблюваних матеріалів були отримані й описані A. Zerti при токарному обробленні мартенситної нержавіючої сталі AISI 420 (59HRC). Для моделювання вихідних характеристик було застосовано

методики RSM та штучних нейронних мереж (ANN), і результати показали, що моделі RSM та ANN адекватно відображають експериментальні дані.

Легуючі елементи, такі як нікель (Ni), хром (Cr) і ванадій (V), мають значний вплив на оброблюваність сталі, суттєво змінюючи її мікроструктуру, механічні та фізичні властивості. Вплив цих елементів на продуктивність механічної обробки може бути як позитивним, так і негативним, що залежить від їхньої концентрації, типу сталі та специфіки технологічного процесу. Нікель, наприклад, підвищує міцність, твердість, жаростійкість та корозійну стійкість сталі, однак водночас знижує її зварюваність і оброблюваність. Збільшення вмісту нікелю в матеріалі підвищує температуру різання та силу різання, що сприяє більш інтенсивному зношуванню інструменту та деформації матеріалу. Крім того, нікель сприяє утворенню в'язкої стружки, яка має тенденцію прилипати до інструменту, що призводить до утворення наростів і значного погіршення якості обробленої поверхні.

Хром і ванадій, як легуючі елементи, також підвищують твердість, жаростійкість та корозійну стійкість сталі, сприяючи при цьому утворенню твердих карбідів, що негативно впливають на оброблюваність сталі. Хром збільшує силу різання, прискорює зношування інструменту та підвищує деформацію матеріалу. Ванадій, з іншого боку, покращує стійкість до різання сталі за рахунок підвищення твердості та зносостійкості інструменту, але також збільшує силу різання, що призводить до більш інтенсивного зношування інструменту та деформації матеріалу.

Висока температура різання може викликати дифузію легуючих елементів з поверхні вглиб матеріалу або навпаки, змінюючи їх концентрацію та розподіл у структурі матеріалу. Легуючі елементи також можуть утворювати різноманітні фази,

такі як карбіди, нітриди, оксиди, які відрізняються за твердістю, міцністю та стійкістю до різання.

Швидкість різання значно впливає на температуру обробки (T), силу різання (F), зношування інструменту (W) та якість поверхні (Q). Як загальне правило, швидкість різання повинна бути вищою для м'яких матеріалів і нижчою для твердих. Для легованих сталей оптимальна швидкість різання зазвичай коливається в межах від 20 до 200 м/хв, залежно від типу сталі, інструменту, способу обробки та інших факторів. Збільшення швидкості різання призводить до підвищення температури обробки, що може змінити структуру та механічні властивості матеріалу, такі як твердість, міцність, крихкість та стійкість до корозії. Зростання швидкості різання також збільшує силу різання, що прискорює зношування інструменту і впливає на якість обробленої поверхні та деформацію матеріалу.

Глибина різання має найбільший вплив на силу різання, зношування інструменту, якість поверхні та деформацію матеріалу. Збільшення глибини різання призводить до зростання сили різання, що спричиняє більше зношування інструменту і, відповідно, впливає на якість поверхні та деформацію матеріалу. Збільшення глибини різання також впливає на структуру та механічні властивості матеріалу, оскільки воно збільшує обсяг матеріалу, який піддається термомеханічному впливу.

Швидкість подачі інструменту, з одного боку, позитивно впливає на продуктивність обробки, але з іншого боку, збільшує силу різання, прискорює зношування інструменту, погіршує шорсткість поверхні та підвищує ймовірність деформації матеріалу.

Формування зони залишкових напружень є важливим фактором, що впливає на якість поверхневого шару обробленої заготовки. Індуковані різанням залишкові напруження можуть виникати через різноманітні фактори, такі як кристалізація, температурні, силові чи фазові перетворення. Ці напруження компенсуються всередині матеріалу, що може спричинити пружні деформації. Для забезпечення експлуатаційних властивостей поверхневого шару, таких як втомна міцність і корозійна стійкість, має значення домінуючий тип залишкових напружень — розтягуючий або стискаючий. Формування зони розтягуючих напружень переважно пов'язане з високою температурою різання. Ці напруження можуть мати як негативні наслідки, такі як жолоблення, тріщини і корозія, так і позитивні, підвищуючи межу пружності системи, витривалість і стійкість до корозії. Стискаючий тип залишкових напружень формується через силовий вплив, який створює на поверхні заготовки зміцнений шар металу. Цей тип напружень, загалом, позитивно впливає на експлуатаційні властивості виробу, особливо на зносостійкість.

Фактори, що сприяють окрихченню матеріалів, такі як наявність об'ємного розтягу, зниження температури або різке збільшення швидкості деформації, зазвичай посилюють вплив залишкових напружень. Навпаки, чим більш еластичним є матеріал, тим швидше і в більшій мірі він здатний розсіяти залишкові напруження.

Автоматизовані системи реологічного моделювання дозволяють точно визначати значення залишкових напружень, їхню глибину залягання та закон розподілу. Це стосується залишкових напружень термодеформаційного I роду, які виникають у процесі виготовлення деталі та врівноважуються в об'ємі її макрочастин або всієї заготовки. Залишкові напруження структурно-фазового II роду виникають

через деформацію фазових компонентів окремих кристалітів або зерен і вирівнюються в межах зерен. Напруження ІІІ роду вирівнюються у субмікрооб'ємах, які набагато менші за міжатомні відстані і не є домінуючими при формуванні поверхневого шару, тому вплив технологічних чинників у цьому випадку менш значний.

1.5. Висновки з проведеного літературного огляду наукових досліджень механічного оброблення заготовок з хромо-нікелевих сплавів.

1. Механічне оброблення важкооброблюваних матеріалів лезовим інструментом представляє собою економічно та технологічно обґрунтований метод отримання високоякісних оброблених поверхонь деталей машин та механізмів з точки зору забезпечення їх функціональних властивостей (зносостійкості, втомної міцності тощо). Цей процес, особливо при обробленню заготовок з важкооброблюваних матеріалів, демонструє свою ефективність завдяки більш високій продуктивності та універсальності лише у випадку науково-обґрунтованого використання інструментів та технологічного оснащення. Завдяки цьому точіння стає економічно доцільною альтернативою традиційному шліфуванню, забезпечуючи не лише оптимізацію виробничих процесів, але й зменшення загальної собівартості виготовлення деталей.

2. Аналіз літературних джерел, дозволив виявити найбільш важливі особливості механічного оброблення деталей з хромо-нікелевих сплавів, які необхідно враховувати підчас призначення структури та параметрів технологічного процесу:

- Висока твердість хромо-нікелевих сплавів, що найбільше ускладнює їх механічне оброблення. Для вирішення цієї проблеми слід рекомендувати використання інструментальних пластин з надтвердих сплавів або кераміки.

- При механічному обробленні виникає імовірність впливових структурно-фазових перетворень матеріалу, що сприяє до збільшенню твердості і зміни механічних властивостей оброблюваного шару заготовки.

- Сплави на основі хрому та нікелю мають властивість високої терморезистивності, що може призвести до інтенсивного зношування інструменту та появи негативних залишкових напружень розтягу, які погіршують, насамперед, втомну міцність оброблюваного шару заготовки.

- Процес формоутворення підчас різання хромо-нікелевих сплавів характеризується пріоритетністю квазі-крихкого руйнування через появу мікротріщин, що з’являються перед різальним клином. Явище пластичного зсуву, звичайно, також є важливим, хоча саме для цього матеріалу фізика пластичного руйнування вважається дослідниками вторинною. Такий висновок спонукає до вибору специфічного критерію руйнування хромо-нікелевого сплаву підчас імітаційного моделювання процесу різання і дослідження щодо раціональності використання жорстко-пластичної чи пружно-пластичної моделі руйнування підчас формування імітаційної моделі досліджень.

3. Попри значну кількість експериментальних і теоретичних наукових досліджень процесів різання важкооброблюваних матеріалів, залишаються суттєві відмінності та суперечливі погляди науковців щодо формування якісної картини напружено-деформаційного та термодинамічного стану заготовок під час

оброблення. Ці розбіжності стосуються впливу режимів різання та геометрії інструменту на якість поверхневого шару оброблених деталей, включаючи такі важливі параметри, як залишкові напруження, деформації, мікрорельєф, тощо. Контраверсійні погляди провідних вчених щодо механізмів утворення цих характеристик є реальністю, оскільки різні дослідження іноді призводять до суперечливих результатів, що вказує на необхідність подальшого вдосконалення теоретичної та експериментальної бази знань в цій галузі.

4. Одним із найбільш ефективних та перспективних напрямків у дослідженнях з теорії різання важкооброблюваних матеріалів є впровадження методології імітаційного моделювання процесу різання, а також багатокритеріальна оптимізація технологічних параметрів. Ці підходи дозволяють досягти пріоритетних цілей оброблення, таких як висока якість поверхні та її експлуатаційний потенціал, що включає зносостійкість, втомну міцність та корозійну стійкість. Крім того, такі дослідження спрямовані на забезпечення мінімальної собівартості або максимальної продуктивності різання, що особливо важливо в сучасних умовах виробництва, де економічність процесу грає ключову роль.

4. Сучасні підходи до структурно-параметричної оптимізації процесів оброблення важкооброблюваних матеріалів враховують не лише класичні параметри, такі як швидкість різання, подача та глибина різання, але й більш складні аспекти, зокрема вплив мікрогеометрії інструменту на термодинамічні процеси у зоні різання. Це дозволяє точніше прогнозувати поведінку матеріалу в зоні формоутворення, що сприяє підвищенню ефективності процесу різання та зменшенню зношування інструменту. Зокрема, сучасні дослідження акцентують увагу на важливості

оптимального вибору геометрії різального леза, адже це безпосередньо впливає на інтенсивність його зношування, температурний режим у зоні різання та, як наслідок, на кінцеву якість обробленої поверхні.

5. Науково-обґрунтоване поєднання аналітичних та імітаційних методів досліджень у процес оптимізації технологічних параметрів стає все більш актуальним у сучасних дослідженнях. Використання цих методів дозволяє частково автоматизувати процес аналізу великих обсягів даних, що стосуються параметрів оброблення, а також знаходити оптимальні рішення для конкретних виробничих умов. Це значно підвищує продуктивність і точність процесу різання, забезпечуючи високоякісні результати при мінімальних затратах ресурсів.

РОЗДІЛ 2.
МЕТОДИКА ІМІТАЦІЙНИХ ТА АНАЛІТИЧНИХ ДОСЛІДЖЕНЬ ФУНКЦІОНАЛЬНО-ОРІЄНТОВАНОГО ТЕХНОЛОГІЧНОГО ПРОЦЕСУ ОБРОБЛЕННЯ ВАЖКООБРОБЛЮВАНИХ МАТЕРІАЛІВ НА ОСНОВІ ХРОМУ ТА НІКЕЛЮ

Наведений у розділі 1 аналіз аналітичних моделей, які описують процес формоутворення, дозволяє зробити висновок про їх обмежену здатність прогнозувати результати напружено-деформованого стану, силової взаємодії та термодинамічної поведінки заготовки в процесі різання. Проте, урахування великої кількості чинників, їхньої пріоритетності у визначенні параметрів точності та якості поверхневого шару є практично недосяжним завданням для таких методик дослідження. Найбільш доцільною альтернативою є застосовування методології імітаційного моделювання. Однак, аналізуючи досвід використання таких програмних продуктів, як Deform 2/3D, Abaqus, LSDyna та AdvantEdge [27], можна виявити низку суттєвих їх недоліків, а саме:

- По-перше, існує висока імовірність недостатньої адекватності отриманих результатів імітаційного моделювання реальним показникам термодинамічного та напружено-деформованого стану об’єктів дослідження (похибка може досягати 30% і більше [68, 92]).
- По-друге, значна трудомісткість процесу імітації, коли на моделювання десятих або сотих часток секунди процесу різання можуть витрачатися години роботи достатньо потужного комп’ютера.
- По-третє, створення адекватної математичної моделі вимагає від дослідника високого професійного досвіду щодо коректного опису фізико-механічної моделі матеріалу, логічного вибору критеріїв руйнування, застосування ефективних математичних апаратів формального опису скінчено-елементних об’єктів моделювання та статистичних методик опрацювання результатів дослідження (особливо, коли йдеться про 3D моделювання).

Незважаючи на наявність вищеназваних проблем, можна сформулювати вагомі контраргументи, які все ж таки доводять доцільність застосування імітаційного моделювання як ефективного методу дослідження процесів механічного оброблення:

- По-перше, постійне вдосконалення математичного апарату МСЕ досліджень, вдосконалення опису фізико-механічних властивостей оброблюваних і інструментальних матеріалів, а також більш адекватна формалізація процесів різання та прогнозування комбінованих силових та термомеханічних явищ, сприяють зближенню змодельованих та реальних параметрів механічного оброблення. Практичний досвід показує, що дослідники на виробництві вже навчилися коригувати отримані результати симуляції відповідно до реальних виробничих умов. Це дозволяє використовувати редаговані моделі для прогнозування нових умов різання, застосування інноваційних інструментальних матеріалів та параметрів механічної оброблення, спираючись на багатофакторність та високу інформативність імітаційного моделювання процесу різання.

- По-друге, стрімкий розвиток обчислювальної техніки поступово усуває проблему тривалості розрахунків. Якщо ще 10 років тому на вирішення задачі імітаційного моделювання витрачалося 10-15 годин комп'ютерного часу, то сьогодні цей час для аналізу аналогічної моделі скоротився до 1-2 годин, а в перспективі 5-7 років такі розрахунки будуть займати лічені хвилини, з подальшим переходом до виконання їх у режимі реального часу.

- По-третє, постійне вдосконалення таких програмних продуктів, як Deform 2/3D, Abaqus, LSDyna та AdvantEdge [21, 101, 109], спрямовано на спрощення та часткову автоматизацію процесу введення вхідних даних на моделювання, логічного підбору математичних та розрахункових МСЕ-процедур на основі штучного інтелекту, виправлення в автоматичному режимі критичних помилок при формуванні вироджених сіток МСЕ-аналізу, дискретизації динамічних

процесів, розширення бази даних матеріалів, що використовуються в промисловості, їх фізико-механічних властивостей, а також впровадження інтуїтивних алгоритмів інтерпретації та візуалізації результатів досліджень. Це не лише скорочує час навчання потенційних користувачів програмних продуктів, але й значно знижує ймовірність помилок на етапі введення даних і утилітарної інтерпретації результатів досліджень.

Втім, проблеми, пов’язані з використанням цих методів досліджень, все ще залишаються актуальними. Завдання дослідників у галузі імітаційного моделювання полягає у розробці рекомендацій щодо вдосконалення методології, щоб забезпечити її адекватність і ефективність.

2.1. Методика імітаційних досліджень жорстко-пластичної та пружно-пластичної моделі різання матеріалів.

Проблема опису жорстко-пластичної (далі «пластичної») або пружно-пластичної моделі поведінки матеріалів під час їх механічної оброблення залишається однією з найсуттєвіших у контексті забезпечення адекватності процесів симуляції різання за допомогою методу скінченних елементів. Проблема у вирішенні даної задачі полягає, передусім, застосовуванні різного математичного апарату для коректної інтерпретації та формалізації зміни механічних та теплофізичних властивостей оброблюваного шару матеріалів під час деформування, спричиненого механічним обробленням.

Процес високошвидкісного формоутворення оброблюваної поверхні відзначається надзвичайно високими швидкостями та прискореннями деформації металів, короткочасністю перебігу процесів, значними пружно-пластичними деформаціями, а також високою інтенсивністю деформаційних процесів і залишкових напружень. Деформація матеріалу заготовки значною мірою залежить від фізико-механічних характеристик металу, що підлягає механічному обробленню, при відповідних термодинамічних умовах і кількості енергії, спожитої в процесі різання. Крім того, короткочасна взаємодія деформованого

металу з різальним інструментом призводить до утворення інерційних сил у металі, що викликає додаткові динамічні навантаження. Взаємодія матеріалу заготовки з передньою і задньою поверхнями різального інструменту викликає гальмування і утворення первинної, вторинної та третинної деформації зон пластичної деформації. Разом з цим, інерційні сили перешкоджають їх поширенню вглиб заготовки, що спричиняє локалізацію цих зон. Крім того, пружні деформації системи «Верстат-Пристрій-Інструмент-Заготовка» сприяють виникненню релаксаційних явищ, які є наслідком теплових ефектів, коливань складових сили різання і змін у механічних властивостях металів [28, 62]. Через складність формалізації процесів, що відбуваються під час високошвидкісного формоутворення оброблюваної поверхні, аналітичні методи вирішення задач течії металу, які базуються на одночасному розв’язанні рівнянь рівноваги з умовами пластичності та пружності матеріалу, не можуть забезпечити достатню адекватність та інформативність таких моделей. Відтак, теорія механіки деформованого твердого тіла не здатна повноцінно відобразити картину пружно-пластичної течії, визначити швидкості руху частинок металу та врахувати вплив інерційних сил і теплових ефектів деформації [23, 41, 67, 87].

Припустимо, що ми задаємо рух середовища у змінних Ейлера, тобто формалізується його опис відносно фіксованої системи координат. Величини, такі як швидкість, напруження, деформація, температура у будь-якій комірці скінчено-елементного простору, описуються в певних точках простору, і спостерігається, як ці величини змінюються з часом у фіксованих точках. Цей підхід зручний для аналізу потоків, коли досліджуються поля змінних, а не траєкторії частинок [19]. Натомість метод Лагранжа у методі скінченних елементів (МСЕ) використовується для моделювання деформацій і переміщень твердих тіл. У цьому підході кожен скінченний елемент прив’язаний до матеріальних точок, які рухаються разом із тілом. Це дозволяє відстежувати деформації та траєкторії частинок у просторі. Даний підхід зручний для аналізу

великих деформацій у 3D моделях (наприклад, у Deform 3D), оскільки він фіксує матеріальну точку в кожному елементі, що робить його ефективним для обчислення напружень і деформацій у часі.

Для виміру повної деформації використовують тензор Альмансі A_{ij}, який, за припущенням теорії пружності, збігається з тензором пружної (оборотної) деформації ε_{ij} [26]:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \tag{2.1}$$

де u - вектор, який описує зміщення будь-якої точки досліджуваного матеріалу заготовки в двовимірному просторі.

Прийнятий у даному дослідженні для опису нелінійних деформацій тензор Альмансі є, за своєю суттю, інверсією тензора Коші і характеризує зміни у геометрії матеріалу в процесі пружно-пластичної деформаційної трансформації. Тобто для опису рівняння стану деформованого в процесі різання матеріалу, необхідно задати внутрішню енергію як функцію ентропії і тензора ε_{ij}. Ці співвідношення слід доповнити законами збереження енергії [35], сформулювати початкові та крайові умови та режими різання. Лише тоді одержувана система рівнянь є замкненою і дає змогу описати термомеханічну течію матеріалу в рамках моделі пружного суцільного середовища.

Під час розробки моделі пружно-пластичного деформування заготовки в процесі різання необхідно значно збільшити кількість параметрів, що описують цей процес. Зокрема, слід впровадити тензори пружної ε_{ij} (оборотної) деформації та пластичної π_{ij} (необоротної) деформації. У цьому контексті, для коректного опису параметрів ε_{ij} і π_{ij} з урахуванням їх термодинамічних змін, необхідно встановити співвідношення, що визначають зв’язок цих тензорів з іншими кінематичними й динамічними характеристиками моделі різання. Це вимагає розділення тензора Альмансі A_{ij} на окремі тензори пружної та пластичної

деформацій. Побудова конкретної залежності A_{ij} від ε_{ij} і π_{ij} формується дослідниками на основі формалізації нерівноважної термодинаміки, яка може бути виражена рівнянням стану матеріалу через дві експериментально вимірювані незалежні функції — внутрішню енергію і дисипативний потенціал. Припускаючи адитивну залежність тензора Альмансі від тензорів пружної та пластичної деформації, цей підхід був реалізований у роботі [50] для розробки класу моделей пружно-пластичних матеріалів за умов довільних повних деформацій.

Не всі програмні продукти, які використовуються для імітаційного моделювання процесів різання, мають можливість застосування моделей різання, що відрізняються за своєю фізичною суттю. Найбільш повно ці моделі можуть бути досліджені за допомогою програмного забезпечення DEFORM 2D/3D.

2.2. Особливості формалізації пружної та пружно-пластичної моделі різання в програмі DEFORM

Програмний комплекс DEFORM є скінченно-елементною системою моделювання, яка призначена для аналізу поведінки металу під час різних процесів оброблення як у двовимірному (версія 2D), так і в тривимірному (версія 3D) просторах. Основні переваги цього програмного продукту включають його універсальність та сумісність із більшістю програмних пакетів для створення геометричних моделей і генерації скінченно-елементної сітки. Система надає доступ до великої бази даних, яка містить формалізовані фізико-механічні характеристики інструментальних і конструкційних матеріалів та забезпечує можливість моделювання різних умов фрикційної взаємодії між заготовкою та інструментом. Крім того, інтерфейс DEFORM є зручним і достатньо утилітарним, що спрощує його використання дослідниками з різним користувацьким досвідом.

Одним із ключових досягнень цього програмного комплексу є можливість використання різних моделей пластичності матеріалів, що дозволяє ефективно вирішувати широкий спектр науково-дослідних задач. База даних матеріалів у

програмному комплексі DEFORM містить інформацію про границі текучості під час різання для понад 200 найбільш поширених конструкційних матеріалів, що використовуються в машинобудуванні. Ці дані відрізняються високою варіативністю залежно від температури та ефективної деформації матеріалу заготовки, що виникають у зоні формоутворення. Однак, якщо умови моделювання перевищують межі деформації, швидкості деформації або температури, зазначені в табличних даних, програма здійснює екстраполяцію цих параметрів на основі двох останніх точок даних. Це може призвести до втрати точності в розрахунках, що є важливим фактором, який слід враховувати при використанні програмного забезпечення.

Коли інформація про реальні напруження матеріального потоку доступна у вигляді таблиці даних (як показано на рисунку 2.1), користувач може перетворити ці параметри в рівняння наближеної моделі за допомогою вбудованої утиліти "Conversion" (Перетворення). Це дозволяє адаптувати вибраний матеріал до параметрів моделі відповідно до значень із таблиці даних, використовуючи методику підбору кривих (Рис. 2.2). Після цього система відображає обидві форми даних для подальшої роботи: суцільні лінії на графіку представляють вихідні дані, тоді як пунктирні лінії відображають криву, розраховану на основі підібраних параметрів моделі (в даному випадку – Джонсона Кука). Такий підхід дає можливість порівнювати та аналізувати як вихідні дані, так і результати моделювання для оптимального налаштування параметрів різання.

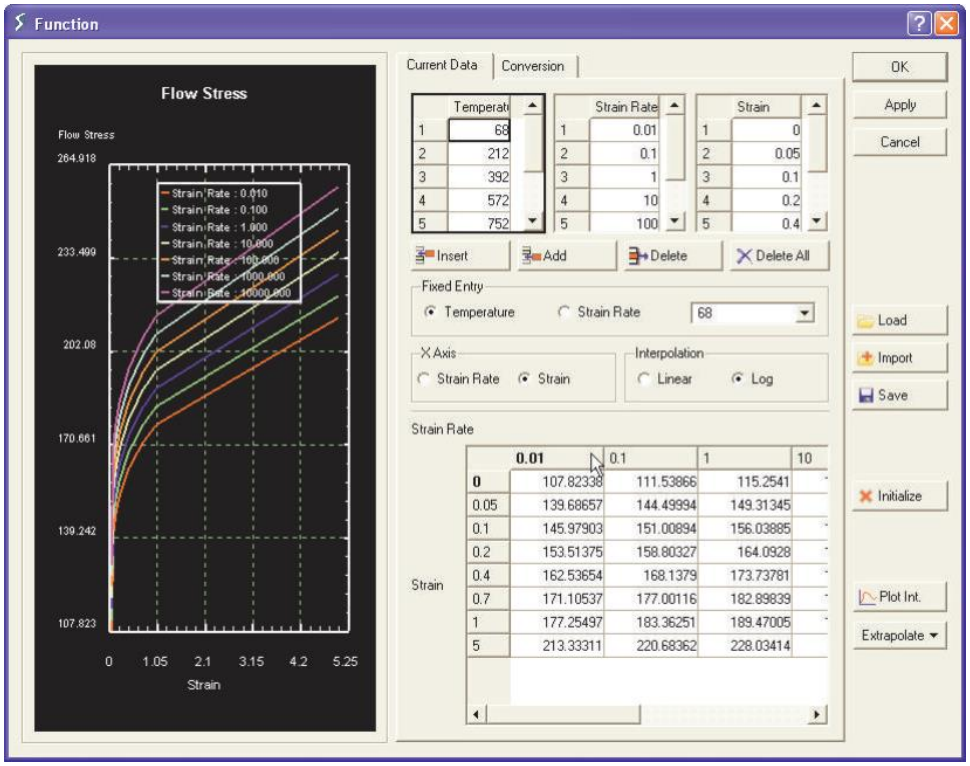


Рис. 2.1. Графічна інтерпретація границі текучості (напруження) матеріалу у вигляді табличного зв’язку з температурою, величиною та швидкістю зміни деформації.

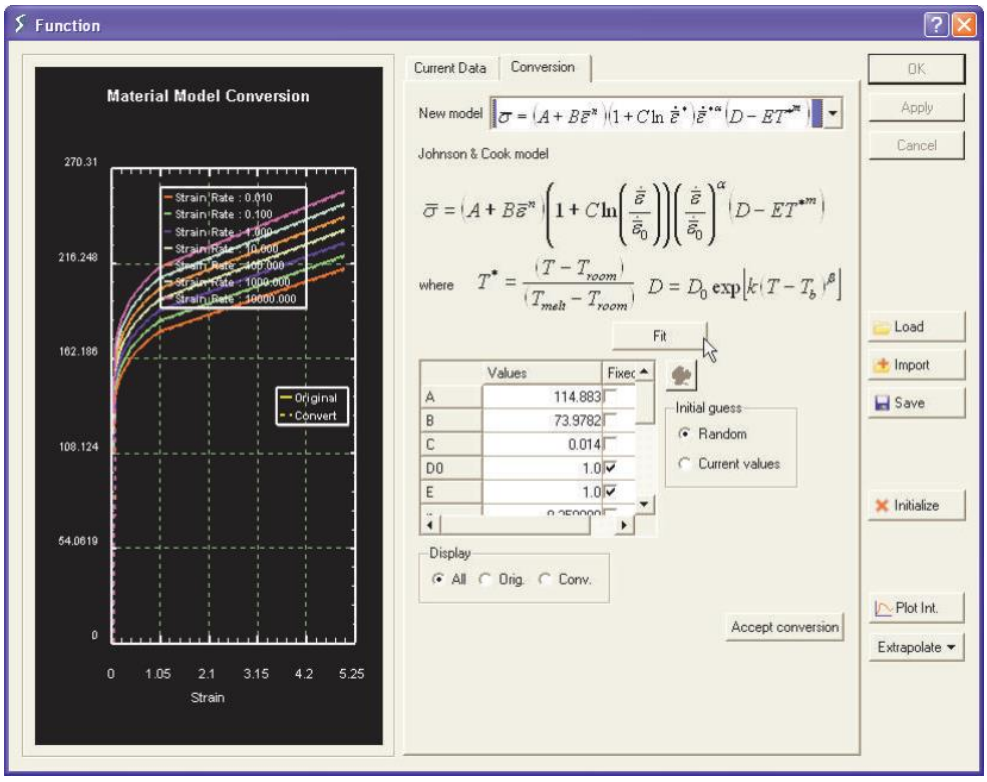


Рис. 2.2. Результати екстраполяції даних (модель Джонсона-Кука).

Вибір критеріїв руйнування в системі Deform 2D залежить від фізико-механічних властивостей оброблюваного матеріалу та типу супроводжуючої різання пластичної деформації. Для реологічного моделювання процесу різання хромо-нікелевих сплавів використовується феноменологічна модель Джонсона-Кука [58]. Ця модель враховує як кінематичне зміцнення, так і термодинамічний стан хромо-нікелевого сплаву у вигляді залежності напружень від швидкості деформації та температури. У цій моделі еквівалентне пластичне напруження визначається виразом:

$$\sigma = \left(A + B\varepsilon_f^n\right)\left[1 + C\left(\frac{\dot{\varepsilon}_f}{\left(\dot{\varepsilon}_f\right)_0}\right)\right]\cdot\left(\frac{\dot{\varepsilon}_f}{\left(\dot{\varepsilon}_f\right)_0}\right)^{\alpha}\left(1 - \left(\frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}}\right)^m\right), \qquad (2.2)$$

де A - межа текучості при сталому навантаженні (A=860 МПа для IN718 [100]); B - статичне зміцнення, що характеризує деформаційну властивість матеріалу (B=1100 МПа для IN718 [100]); ε_f - еквівалентна пластична деформація (формується в процесі імітаційного моделювання в системі Deform).; n - коефіцієнт, що характеризує зміцнювальну властивість (n=0,5); C - коефіцієнт швидкості деформації (C =0,0082) [100]; $\dot{\varepsilon}_2$ - швидкість зміни пластичної деформації; $\left(\dot{\varepsilon}_2\right)_0$ - швидкість деформації в статичному стані; T_{room}, T_{melt} - початкова кімнатна температура та температура плавлення матеріалу відповідно; m - показник ступеня, що враховує явище термічного розм'якшення матеріалу (m = 1,05). У рівнянні (11) перша частина рівняння описує явище статичного зміцнення, друга частина характеризує динамічне зміцнення, а третя частина формалізує явище термічного розм'якшення.

В роботі [100] також запропоновано модель для представлення руйнування матеріалів, яка включає вплив тривісності напружень, швидкості деформації та температури на деформацію матеріалу до руйнування, що стосовно оброблення сплаву IN718 описується рівнянням:

$$\varepsilon_f = \left(0,04 + 0,75\varepsilon^{-1,45\sigma^*}\right)\left(1 + 0,04\cdot\ln\dot{\varepsilon}^*\right)\left(1 + 0,89T^*\right) \qquad (2.3)$$

де σ^* - еквівалентне напруження (von-Mises stress).

Відомо, що коли відбувається руйнування пластичного матеріалу, залежність напруження від деформації вже не може точно відображати поведінку матеріалу. Продовження використання залежності «напруження-деформація» призводить до виникнення сильної залежності від розміру сітки, заснованої на локалізації деформації, так що енергія, що розсіюється, зменшується зі зменшенням розміру ґратки. Пропозиція А. Хіллерборга щодо енергії руйнування [51] була використана для зменшення залежності від сітки шляхом створення реакції «напруження-переміщення» після ініціювання руйнування. У випадку імітації механічного оброблення хромо-нікелевого сплаву визначається енергія, необхідна для розкриття одиниці площі тріщини G_f. При такому підході реакція розм'якшення після ініціювання пошкодження характеризується реакцією «напруження - переміщення», а не реакцією «напруження - деформація». Енергія руйнування тоді визначається за формулою:

$$G_f = \int_{\varepsilon_0}^{\overline{\varepsilon_f}} L \cdot \overline{\sigma} \cdot \mathrm{d}\overline{\varepsilon} = \int_{0}^{\overline{u_f}} \overline{\sigma} \cdot \mathrm{d}\overline{u} \qquad (2.4)$$

Цей вираз вводить визначення еквівалентного пластичного зсуву $\overline{u}$, як роботи руйнування, пропорційної до границі текучості після початку пошкодження матеріалу заготовки (робота, що припадає на одиницю площі тріщини). Реалізація моделі «напруження-переміщення» в скінченно-елементній моделі вимагає визначення характерної довжини L, яка приймається рівною квадратному кореню з площі елемента точки інтегрування. Таке визначення характеристичної довжини L використовується тому, що напрямок, в якому відбувається руйнування, наперед невідомий. Тому елементи з великим співвідношенням сторін матимуть досить різну поведінку в залежності від напрямку, в якому вони руйнуються: через цей ефект зберігається деяка критичність сітки, і рекомендується використовувати елементи з співвідношенням сторін, близьким до одиниці [24]. Закон еволюції руйнування

може бути специфікований в термінах еквівалентного пластичного переміщення $\bar{u}$ або в термінах дисипації енергії руйнування G_f. Обидва варіанти враховують характерні розміри граток сітки в зоні формоутворення.

До початку пошкодження еквівалентне пластичне переміщення дорівнює $\bar{u} = 0$. Як тільки певний критерій початку руйнування задовольняється, жорсткість матеріалу деградує відповідно до визначеного закону розвитку руйнування, і еквівалентне пластичне переміщення стає рівним $\bar{u} = L \cdot \bar{\varepsilon}$. Цей закон еволюції пошкоджуваності описує швидкість деградації жорсткості матеріалу після досягнення відповідного критерію руйнування [79]:

$$D = 1 - \exp\left(-\int_0^{\bar{u}} \frac{\bar{\sigma}}{G_f} \mathrm{d}\bar{u} \right) \tag{2.5}$$

Виходячи з аналізу реологічних властивостей хромо-нікелевих сплавів, іншим ефективним критерієм руйнування цього матеріалі в процесі імітаційного моделювання, можна вважати нормалізований критерій Кокрофта-Лейтема [6]:

$$D = \int^{\bar{\varepsilon}} \frac{\sigma_{\max}}{\bar{\sigma}} d\bar{\varepsilon}, \tag{2.6}$$

де $\bar{\varepsilon}$ - накопичена еквівалентна деформація;

$\sigma_{\max}$ - максимальне ефективне напруження;

$\bar{\sigma}$ - еквівалентне напруження по Мізесу.

Іншим енергетичним критерієм є критерій Райса-Трейсі [105]:

$$D = \int^{\bar{\varepsilon}} e^{\frac{\alpha \sigma_m}{\bar{\sigma}}} d\bar{\varepsilon} \tag{2.7}$$

де α - коефіцієнт, що залежить від властивостей матеріалу;

σ_m - гідростатичний тиск.

Виходячи з аналізу формул припускаємо, що критерії руйнування Кокрофта-Лейтема і Райса-Трейсі є суто енергетичними і базуються на

розрахунку потенційної енергії пластичної деформації (що можна формалізувати, як площі форми, обмеженої кривою деформація-напруження). Такі критерії можуть суттєво полегшити адекватну оцінку ймовірності руйнування заготовки в стабільних умовах різання з прямолінійною траєкторією руху інструменту, оскільки вважаються універсальними і, як правило, не потребують додаткових експериментальних досліджень механічних властивостей матеріалу заготовки та інструменту. Проте, слід визнати, що ці критерії не повністю враховують ряд важливих характеристик, пов'язаних з поведінкою матеріалу заготовки при обробці поверхонь зі складною геометрією. Це особливо очевидно, коли інструмент різко змінює напрямок подачі і швидкість різання, що може призвести до недооцінки критичних напружень і деформацій. Такий аналіз може призвести до неадекватного опису та реологічної моделі руйнування та викривлення, що спостерігається в результатах імітаційного моделювання процесу різання.

Інші критерії руйнування, які можна ефективно застосовувати в кінцево-елементних моделях, призначених для аналізу двовимірної (2D) або тривимірної (3D) реології металу в процесах обробки різанням, таких як Deform 2D (3D), наведені в таблиці 2.1. [3]

Табл.2.1. Критерії руйнування (загальний вид)

№	Назва критерію	Узагальнена модель руйнування
1	Критерій Фроденталя [22]	$D_1 = \int^{\bar{\varepsilon}} \sigma d\bar{\varepsilon}$
2	Критерій Кокрофта-Лейтема [201]	$D_2 = \int^{\bar{\varepsilon}} \frac{\sigma}{=\sigma} d\bar{\varepsilon}$
3	Критерій МакКлінтока [43]	$D_3 = \int^{\bar{\varepsilon}} \left[\frac{2}{\sqrt{3}(1-n)} \sinh\left\{ \frac{\sqrt{3}(1-n)}{2} \cdot \frac{\sigma_{S\min} + \sigma_{S\max}}{\bar{\sigma}} \right\} + \frac{\sigma_{S\max} - \sigma_{S\min}}{\bar{\sigma}} \right] d\bar{\varepsilon}$

4	Критерій Райса-Трейсі	$D_4 = \int^{\bar{\varepsilon}} \exp\left(\frac{\alpha\sigma_m}{\bar{\sigma}}\right) d\bar{\varepsilon}$
5	Критерій Ойада [4]	$D_5 = \int^{\bar{\varepsilon}} \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} d\bar{\varepsilon}$
6	Критерій Осакада [46]	$D_6 = \int^{\bar{\varepsilon}} \left\langle \bar{\varepsilon} + a\sigma_m - b \right\rangle d\bar{\varepsilon} \qquad \langle x \rangle = \begin{cases} x & x \geq 0 \\ 0 & x < 0 \end{cases}$
7	Критерій Броззо [48]	$D_7 = \int^{\bar{\varepsilon}} \frac{2[\sigma]}{3\left([\sigma] - \bar{\sigma}\right)} d\bar{\varepsilon}$

де σ_m - середнє значення напруження, МПа;

$\bar{\sigma}$ - поточне значення напруження, МПа;

σ_S - максимальне напруження руйнування, МПа;

$\bar{\varepsilon}$ - поточне значення деформації, мм/мм;

$\sigma_{S\max}, \sigma_{S\min}$ - максимальне та мінімальне напруження руйнування (утворення мікротріщини).

Перетворені дані моделі замінюють вихідні дані таблиці. У програмному комплексі DEFORM реалізована спеціальна підпрограма, яка дозволяє імпортувати кілька файлів даних, що містять інформацію про виміряні напруження потоку, причому кожен із цих файлів задається для певної температури та швидкості деформації, як показано на Рис. 2.3. Ця функціональність надає користувачеві можливість точніше налаштовувати моделі матеріалу, забезпечуючи більш високу точність і достовірність симуляційних результатів у різноманітних умовах оброблення.

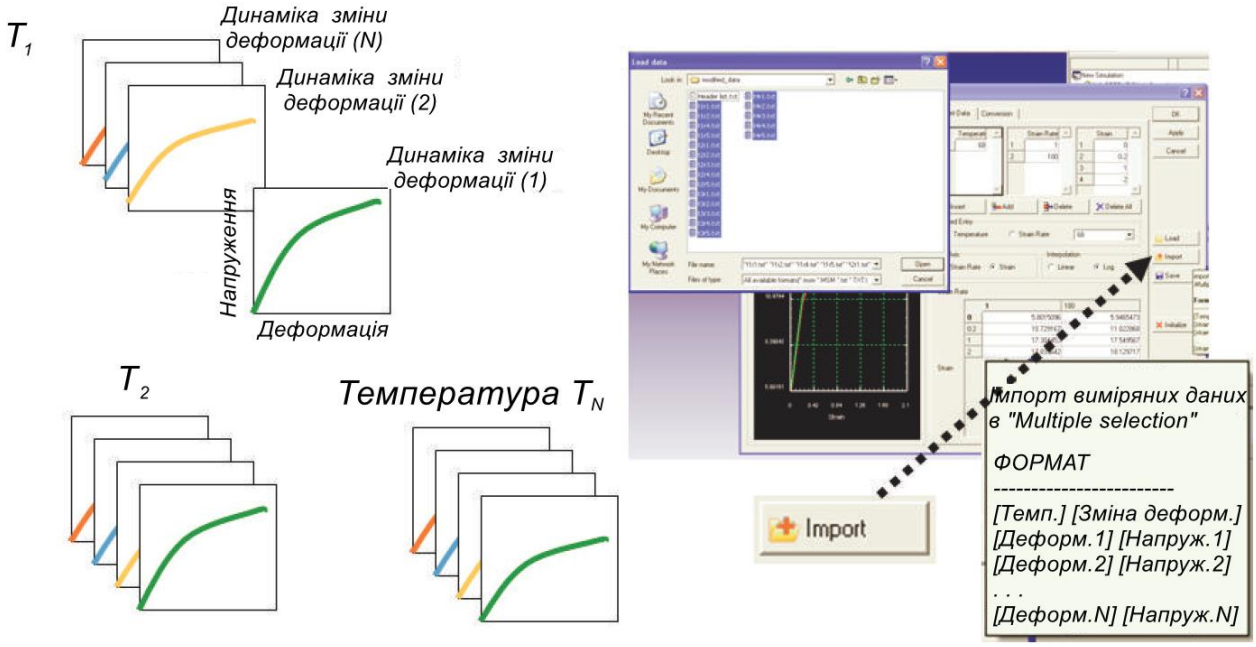


Рис. 2.3. Утиліти для завантаження даних про границю текучості в систему DEFORM.

У програмному комплексі DEFORM реалізовано кілька типів пріоритетного опису стану матеріалу інструмента та заготовки в процесі різання. До них належать жорсткий, пластичний та пружно-пластичний стани об’єктів дослідження. Аналіз кожного з цих станів суттєво впливає на картину різання та поведінку технологічної системи «Інструмент-Заготовка». Перед тим як детально розглянути особливості моделювання таких систем, необхідно коротко описати характеристики об’єктів дослідження у різних вихідних станах. Це допоможе краще зрозуміти, як різні стани матеріалів впливають на результати моделювання та загальну динаміку процесу різання.

Жорсткі об’єкти в моделюванні справді представляють матеріали, які приймаються як абсолютно недеформівні, що дає змогу спростити модель і прискорити розрахунки. Використання таких об’єктів доречне, коли інструмент не є основним об’єктом дослідження, а фокус зосереджується на заготовці. Це спрощує аналіз і дозволяє уникнути обліку напружень та деформацій

інструмента, однак позбавляє можливості оцінити його стан, що може вплинути на довговічність та точність процесу.

Важливим аспектом є точність моделювання зношування інструментів, де моделі Ушуї та Арчарда в DEFORM часто потребують перевірки та можливого коригування під конкретні умови [116]. Модель Ушуї [53], базується на залежності зношування інструмента від температури в зоні різання, тиску, а також інших динамічних параметрів. Вона враховує те, як різні умови (наприклад, температура і швидкість різання) впливають на швидкість зношування інструмента. Ця модель є популярною у металообробці, де температура різання суттєво впливає на зношування. Модель Арчарда (або закон Арчарда) [118] є більш універсальною та базується на твердженні, що об'єм зношеного матеріалу пропорційний тиску і довжині шляху ковзання, а також обернено пропорційний твердості матеріалу. Ця модель добре підходить для опису абразивного зношування, коли одна тверда поверхня зношує м'якшу за рахунок тертя. Вона є простою, але водночас ефективною для оцінки зношування в багатьох випадках. Обидві моделі мають свої переваги і обмеження. Модель Ушуї краще підходить для процесів з високими температурами, що є більш характерно для обробки хромо-нікелевих сплавів.

Пластичні об'єкти дослідження класифікуються як жорстко-пластичні або жорстко-в'язкопластичні матеріали, залежно від прийнятого опису оброблюваних матеріалів. У цьому контексті враховується, що напруження для жорстко-пластичного стану матеріалу заготовки збільшується лінійно зі швидкістю деформації до досягнення певної порогової швидкості деформації, яка визначається як гранична швидкість деформації (LMTSTR). Після перевищення цієї межі матеріал починає пластично деформуватися. У цій зоні пластичність матеріалу заготовки описується через функцію границі текучості матеріалу (FSTRES):

$$\overline{\sigma} = \overline{\varepsilon}^{n} \cdot \dot{\overline{\varepsilon}}^{m} + y \qquad (2.8)$$

де $\overline{\sigma}$ - границя текучості оброблюваного матеріалу;

$\bar{\varepsilon}$ - поточна пластична деформація;

$\dot{\bar{\varepsilon}}$ - швидкість зміни поточної деформації;

c – константа, залежна від матеріалу;

n, m – деформаційні експоненти;

y – початкове значення міцності матеріалу (Initial Yield Value), яке визначає момент, коли матеріал починає деформуватися пластично.

Застосування формули (2.6) для моделювання формоутворення деталей забезпечує адекватну імітацію реальної поведінки матеріалу, зокрема його чутливість до швидкості деформації, під час процесу різання. Проте, недоліком такої моделі є відсутність можливості аналізу пружної деформації, зокрема пружного відтиснення, що робить її непридатною для аналізу залишкових напружень. Відповідно, використання цієї моделі є доцільним лише у випадках, коли головним аспектом дослідження є пластична деформація матеріалу, а не залишкові напруження, що формуються після оброблення.

Пружно-пластичний опис матеріалу заготовки базується на лінійно-пружному законі Гука, який застосовується до досягнення матеріалом межі текучості. Відмінність від жорстко-пластичного опису полягає в тому, що після досягнення цієї межі будь-які FEM-комірки об’єкта дослідження, які досягли межі текучості, вважаються пластичними, тоді як решта об’єкта залишається пружною. У цій моделі передбачається, що загальна деформація в заготовці, яка є пріоритетним об’єктом дослідження, є комбінацією пружної деформації та внутрішньо-пружної деформації. Внутрішньо-пружна деформація включає пластичну деформацію, термічну деформацію та деформацію трансформації, залежно від характеристик оброблюваного матеріалу.

Така модель забезпечує більш реалістичне моделювання пружного відновлення і деформацій, викликаних тепловим розширенням, що робить її особливо придатною для розрахунку, наприклад, залишкових напружень різання.

Однак цей тип деформаційної картини різання вимагає значно більше часу для розрахунку - в 8-10 разів більше, ніж жорстко-пластична модель—оскільки напруження в деталі є інкрементними і потребують моделювання процедур навантаження та розвантаження під час і між ітераціями формоутворення. Такий підхід, хоча і більш вимогливий з точки зору обчислювальних ресурсів, забезпечує значно більшу точність і реалістичність моделювання, особливо в складних випадках оброблення матеріалів, де пружні та пластичні деформації є взаємозалежними.

Особливістю пружно-пластичної моделі є коректне визначення поточного значення границі текучості (*Flow Stress* – англ). За відсутності деформації та термічного впливу на матеріал, цей параметр відповідає номінальному значенню межі текучості матеріалу. Наприклад, границя текучості для хромо-нікелевого сплаву Inconel 718 (IN718) залежить від термодинамічних умов різання. Приблизні значення межі текучості для Inconel 718: при температурі 20 °C його границя текучості становить близько 1035–1100 МПа, а вже при температурі 650 °C, цей параметр знижується до 725–760 МПа.

Аналогічно, наявність даних про напруження течії для низьких ефективних значень пластичної деформації є важливою для досягнення коректної збіжності результатів дослідження (рис. 2.4). Варто розуміти, що такий розподіл стосується виключно пластичної складової деформації, і не може бути застосований для опису повної поведінки матеріалу, яка включає також пружні компоненти.

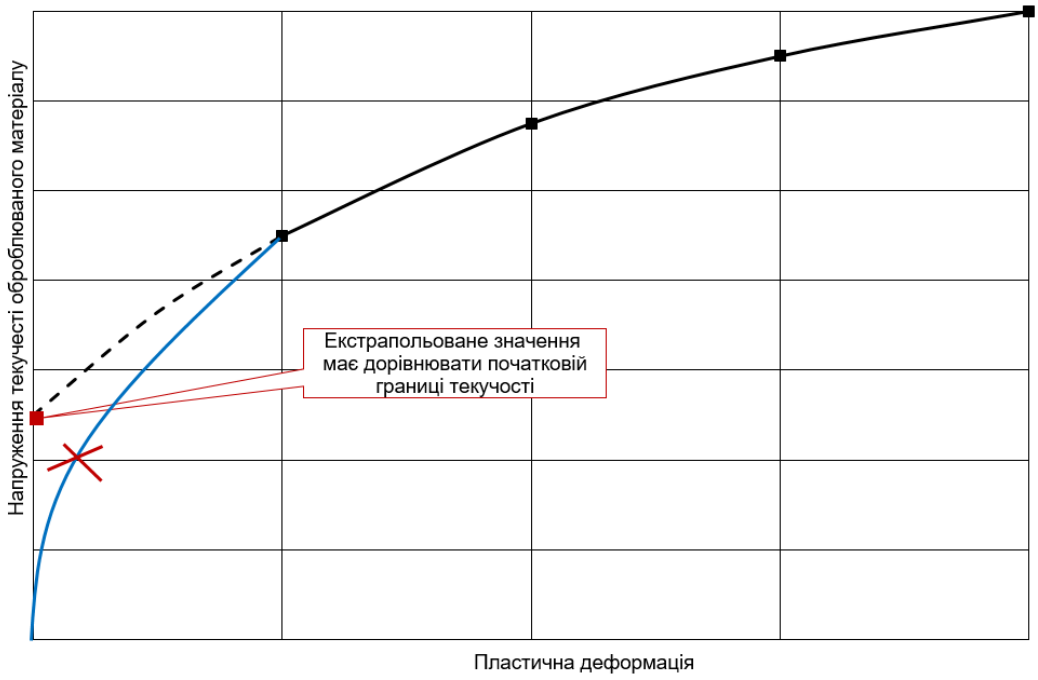


Рис. 2.4. Екстраполяція параметру *y* (форм. 2.6) в системі Deform 2/3D

Метод ітерацій Ньютона-Рафсона та метод розріджених матриць застосовуються в різних аспектах чисельних методів, і кожен з них має свої специфічні особливості, які можуть впливати на якість та продуктивність імітаційного моделювання процесу різання.

Метод Ньютона-Рафсона зазвичай використовується для знаходження коренів нелінійних рівнянь. У контексті імітаційного моделювання процесу різання він може використовуватися для розв’язання системи нелінійних рівнянь, пов’язаних із поведінкою матеріалу під час різання. При цьому алгоритм розвязку ітераційних матричних рівнянь базується на підході, де на кожному кроці використовують похідні для уточнення розв’язку. Це може бути ефективним, коли функції добре обумовлені і їхні похідні легко обчислити. Перевагою є швидка конвергенція методу, особливо якщо початкове значення близьке до дійсного розв’язку. У цей же час, метод розріджених матриць зазвичай використовується для розв’язання великих систем лінійних рівнянь, де матриця системи є розрідженою (багато нульових елементів). У імітаційному

моделюванні цей метод може бути корисним, коли потрібно розв’язати систему, що виникає в результаті дискретизації. При цьому використовується спеціалізоване опрацювання розріджених матриць, що базується на методі градієнтного спуску. На відміну від методу Ньютона–Рафсена, ця методика дозволяє значно зменшити використання пам’яті розрахункових процедур та прискорити обчислення. Проте, методи матричних розрахунків можуть бути непрактичними через велику кількість елементів. Це може вимагати обчислення похідних, що робить його менш чутливим до вибору початкових умов моделювання.

Таким чином, вибір між методом ітерацій Ньютона-Рафсона та методом розріджених матриць залежить від специфіки задачі, типу рівнянь та вимог до точності і швидкості розв’язання. Проте саме метод ітерацій Ньютона-Рафсона є менш утилітарний для використання в меню Simulation Controls/Iteration, оскільки метод розріджених матриць не забезпечує належної збіжності результатів дослідження, що забезпечує більш стабільні й точні результати в процесі моделювання, особливо у випадках складних деформаційних сценаріїв, характерних для моделювання процесів різання хромо-нікелевих сплавів.

Слід зауважити, що під час розрахунку пружно-пластичних моделей часто виникають ситуації, коли розв’язок не збігається через нестабільну поведінку норми похибки сили. У такому випадку рекомендується збільшити норму похибки сили різання на два порядки вище, ніж норму похибки швидкості, в меню Simulation Controls/Iteration. Після досягнення бажаного ефекту збіжності слід поступово зменшувати нормативне значення силової похибки до тих пір, поки система знову не почне генерувати помилку збіжності. Це дозволяє зберігати точність розрахунків, водночас забезпечуючи стабільну роботу моделі.

Разом з цим, доцільно враховувати, що збіжність результатів дослідження пружно-пластичної моделі різання дуже чутлива до розміру часового кроку. Якщо вибрати занадто великий розмір часового кроку (який залежить від

специфіки симуляції), імовірність виникнення похибки збіжності значно зростає. Зменшення часового кроку в багатьох випадках може покращити збіжність, але це також призведе до суттєвого збільшення часу розрахунку, часто у геометричній прогресії. Таким чином, важливо знаходити оптимальний баланс між розміром часового кроку та тривалістю обчислень для забезпечення точних і стабільних результатів моделювання.

2.3. Особливості інтерпретації результатів імітаційних досліджень пружно- та жорстко-пластичної моделі різання важкооброблюваних матеріалів

Оскільки одними з найважливіших наслідків механічного оброблення, які впливають на експлуатаційні властивості виробів, є індуковані залишкові напруження, використання вищенаведених методологій імітаційного моделювання для аналізу цих параметрів є цілком обґрунтованим. Важливість якісного та адекватного теоретичного аналізу прогнозування найімовірнішої схеми розподілу залишкових напружень у матеріалі обумовлена складністю експериментального підтвердження та неоднозначністю неоднозначністю трактування аналітичних досліджень, необхідністю визначення домінуючих технологічних чинників, що формують напружено-деформований стан поверхневого шару (стиску чи розтягу) на обробленій поверхні [54, 103]. До технологічних чинників у контексті даного дослідження відносяться режими різання, геометрія та покриття різального леза, використання мастильно-охолоджувальних рідин тощо.

Загальновідомо [20, 55], що під час механічного оброблення деталей відбувається пластична деформація, що супроводжується подрібненням і витягуванням кристалічних ґраток у напрямку деформації та викривленням площин ковзання. У поверхневому шарі оброблюваної заготовки одночасно відбуваються два протилежні процеси: деформаційне зміцнення і термодинамічне розм’якшення. Фізичний стан поверхневого шару заготовки

визначається співвідношенням інтенсивності та швидкості цих процесів, що робить аналітичну формалізацію цього динамічного процесу надзвичайно складною.

Завдяки реологічному моделюванню можна прогнозувати величини залишкових напружень, їх глибину залягання та закон розподілу. Динаміка зміни термодеформаційних напружень першого роду відображає домінуючу інтерференційну картину прояву флуктуаційних розтягувальних (фрикційних) та стискуючих (силових) навантажень, а також змінну картину глибинних термічних впливів. Усі ці процеси можуть бути проаналізовані за допомогою програмного комплексу DEFORM 2/3D. Існує чимало результатів таких досліджень, однак метою даних досліджень є встановлення можливості, доцільності та адекватності використання пластичної або пружно-пластичної моделі різання.

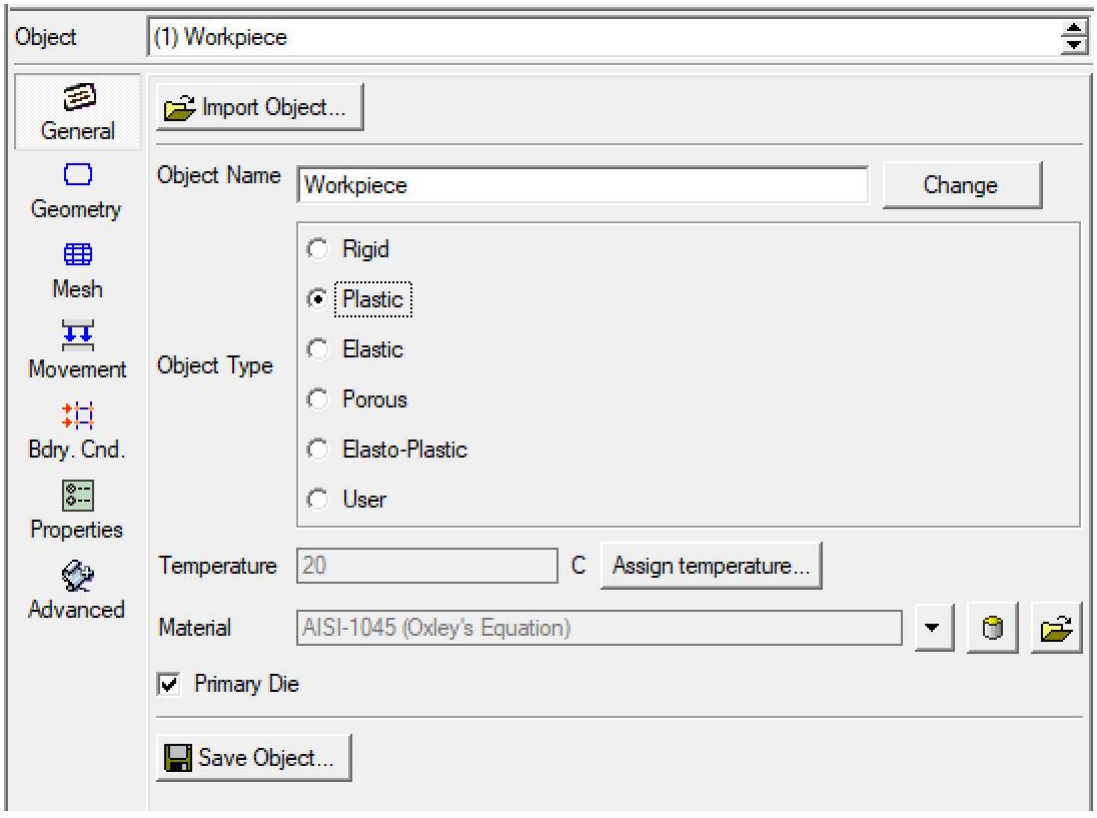


Рис. 2.5. Вікно налаштування досліджуваної поверхні в DEFORM 2D.

Специфіка побудови кінцево-елементної сітки для дослідження зони залишкових напружень полягає в тому, що область підвищеної густини комірок зосереджується не навколо різального клина, як це зазвичай робиться за традиційною схемою, а розтягується вздовж обробленої поверхні. Важливо, щоб товщина цієї зони покривала передбачувану глибину розповсюдження індукованих різанням залишкових напружень (рис. 2.6). Такий підхід дозволяє більш точно моделювати та аналізувати розподіл залишкових напружень у поверхневому шарі матеріалу, що є ключовим для оцінки експлуатаційних властивостей виробу після оброблення.

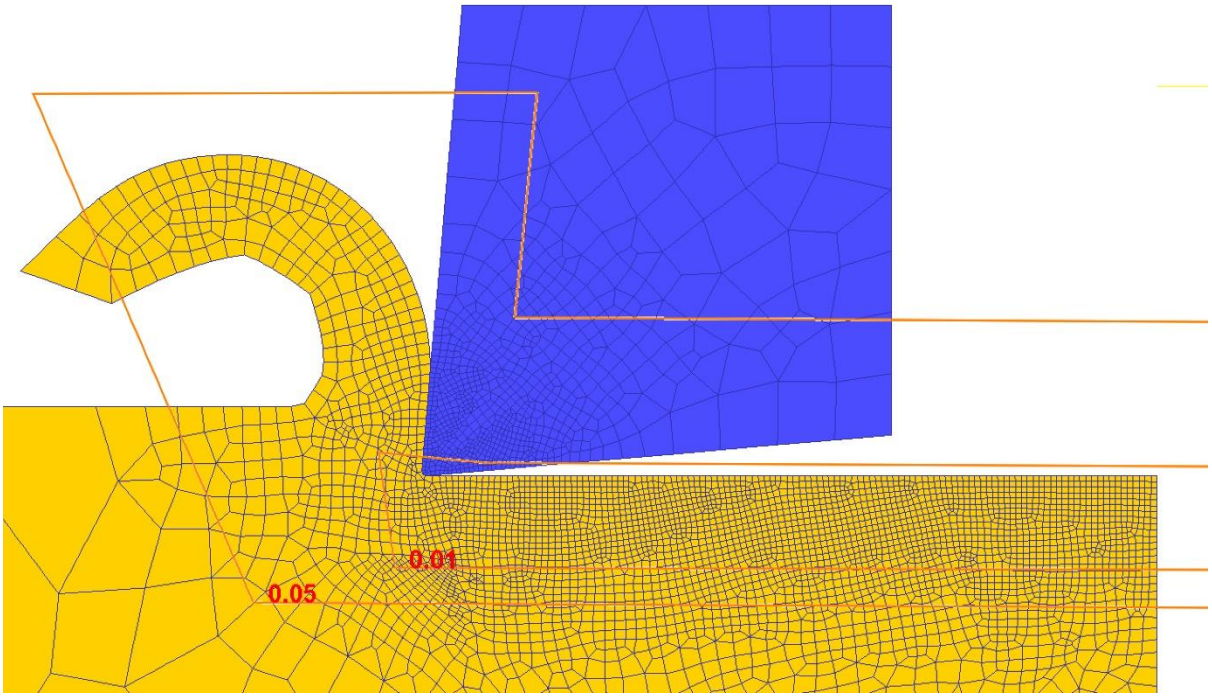
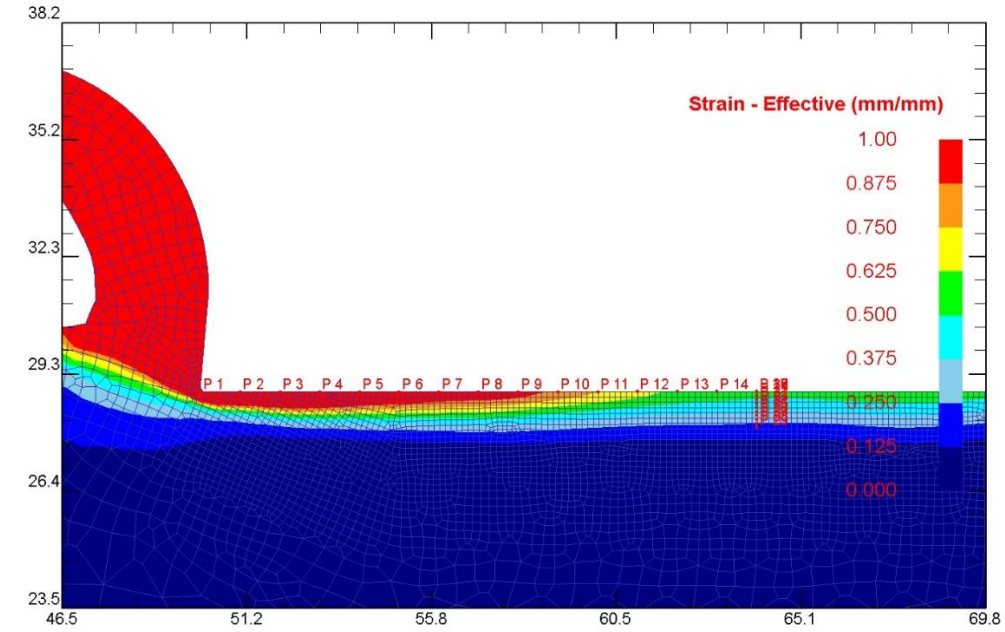


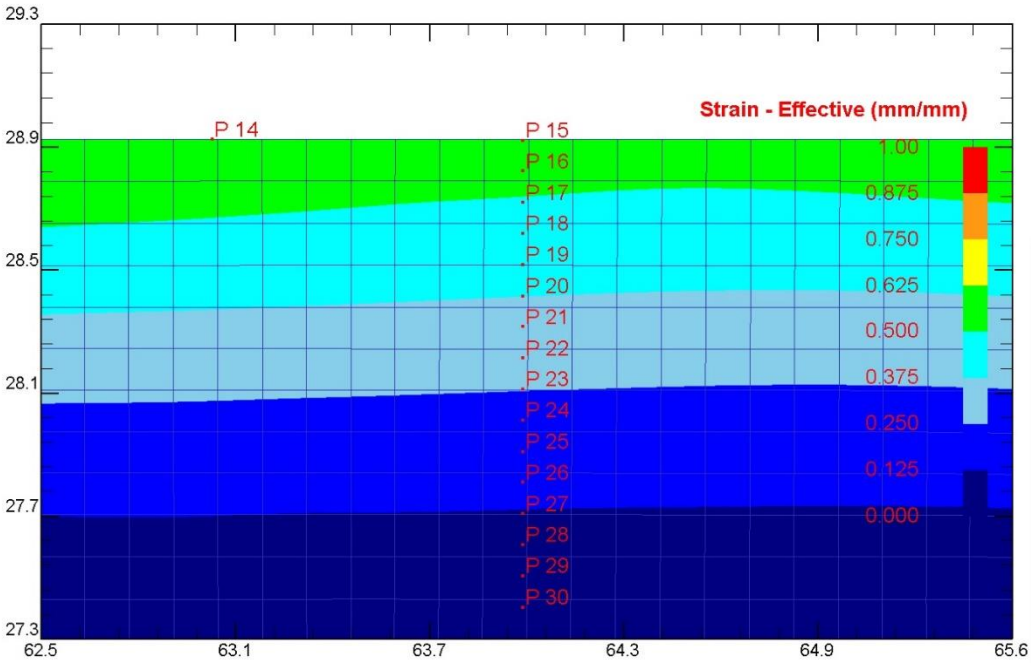
Рис. 2.6. Коректна схема розподілу густини сітки елементів для дослідження залишкового напруження.

Ще однією особливістю є специфічний розподіл реперних точок для аналізу залишкових напружень. Ці точки розташовуються як вздовж обробленої поверхні (точки P1-P15) (Рис. 2.7а), так і вглиб зони розповсюдження залишкових напружень (точки P15-P27) (Рис. 2.7б). Важливо зазначити, що остаточну

величину залишкових напружень слід визначати лише в зоні термостабілізації, щоб уникнути динамічного впливу термічних чинників на формування зони розтягувальних напружень. Це є критично важливим методичним аспектом, який забезпечує адекватність і точність остаточних результатів імітаційного моделювання.



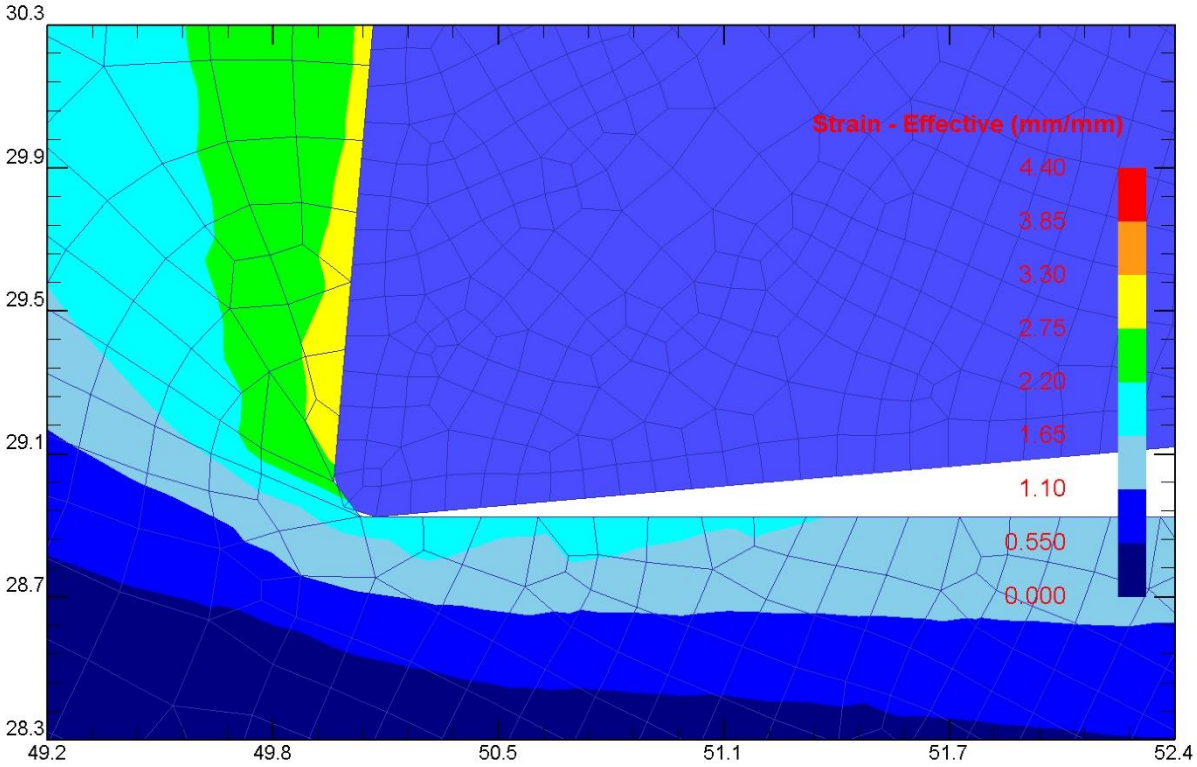
а



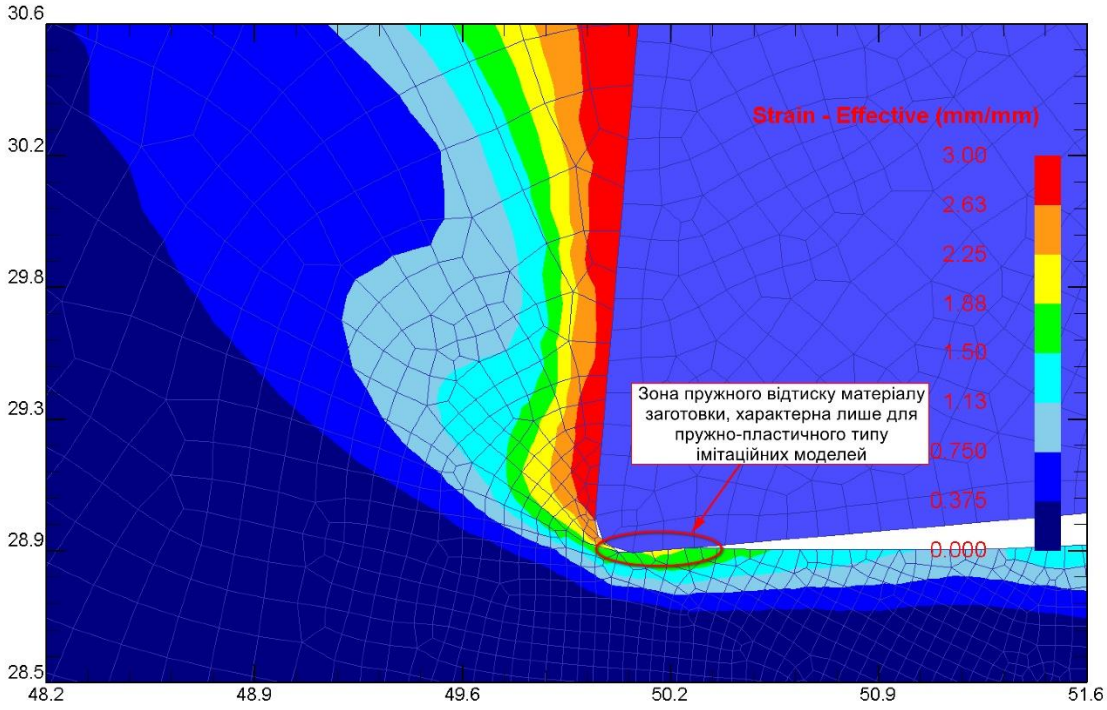
б

Рис. 2.7. Специфічний розподіл опорних точок для аналізу залишкових напружень вздовж (а) та по глибині обробленої поверхні (б).

Якщо візуально проаналізувати різницю між картинами пластичного та пружно-пластичного моделювання, можна зробити попередні висновки, які згодом будуть підтверджені подальшим чисельним аналізом. У випадку пластичного моделювання відсутня пружна релаксація обробленого шару заготовки (Рис. 2.8а). Натомість, для пружно-пластичної моделі такі відтиснення матеріалу чітко спостерігаються (Рис. 2.8б). Ці відмінності вказують на важливість вибору відповідної моделі для точного прогнозування поведінки матеріалу після механічної оброблення.



а)



б)

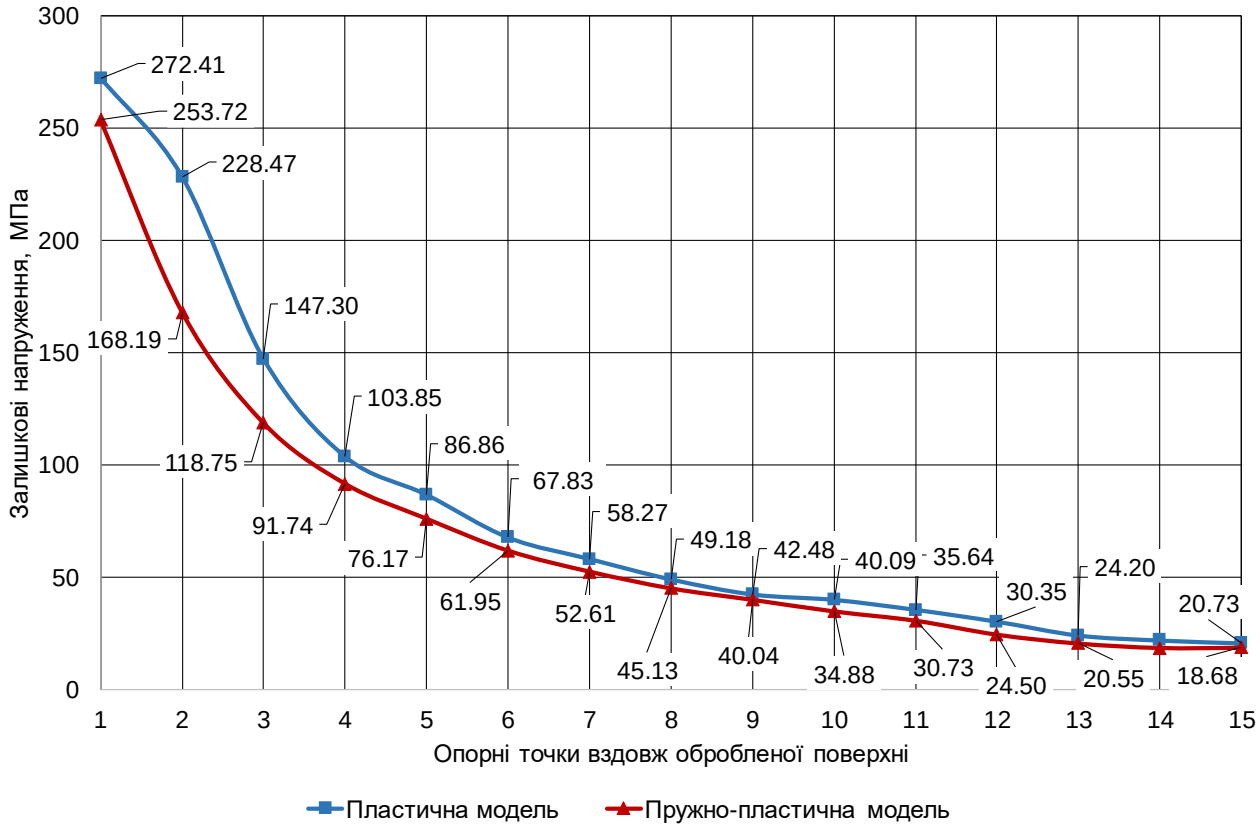
Рис. 2.8. Імітаційна схема формування обробленого шару обробленої заготовки в зоні формоутворення для пластичного (а) та пружно-пластичного (б) типу імітаційних моделей різання.

З метою оцінки доцільності використання пластичних або пружно-пластичних моделей різання для різних оброблюваних матеріалів були проведені імітаційні та експериментальні дослідження для трьох матеріалів, які суттєво відрізняються за своїми механічними властивостями: алюмінієвого сплаву Al6061, низьковуглецевої сталі AISI 1020 та хромо-нікелевого сплаву IN718.

Алюмінієвий сплав Al6061, основними легуючими елементами якого є магній і кремній, відзначається високою пластичністю (модуль пружності становить 68,9 ГПа) і малою межею міцності на розрив, яка не перевищує 150 МПа, при максимальній межі текучості до 110 МПа. Ці властивості призводять до незначної різниці в результатах імітаційного моделювання індукованих різанням залишкових напружень за схемою пластичної або пружно-пластичної

деформації. Це підтверджується аналізом результатів моделювання, представлених на рис. 8а (поздовжні дослідження) та 8б (глибинні дослідження).

Відмінність між результатами пластичної та пружно-пластичної моделей формування залишкових напружень становить лише 13,0% для поздовжнього розподілу напружень та 8,1% для аналізу глибинного розподілу. При цьому залишкові напруження, отримані за пластичною методикою, є більшими, ніж за пружно-пластичною методикою. Такий висновок є логічним і підтверджує адекватність наведених результатів за якісними ознаками, демонструючи незначний вплив пружної деформації на загальний розподіл залишкових напружень у випадку оброблення матеріалу з низькими межами міцності.



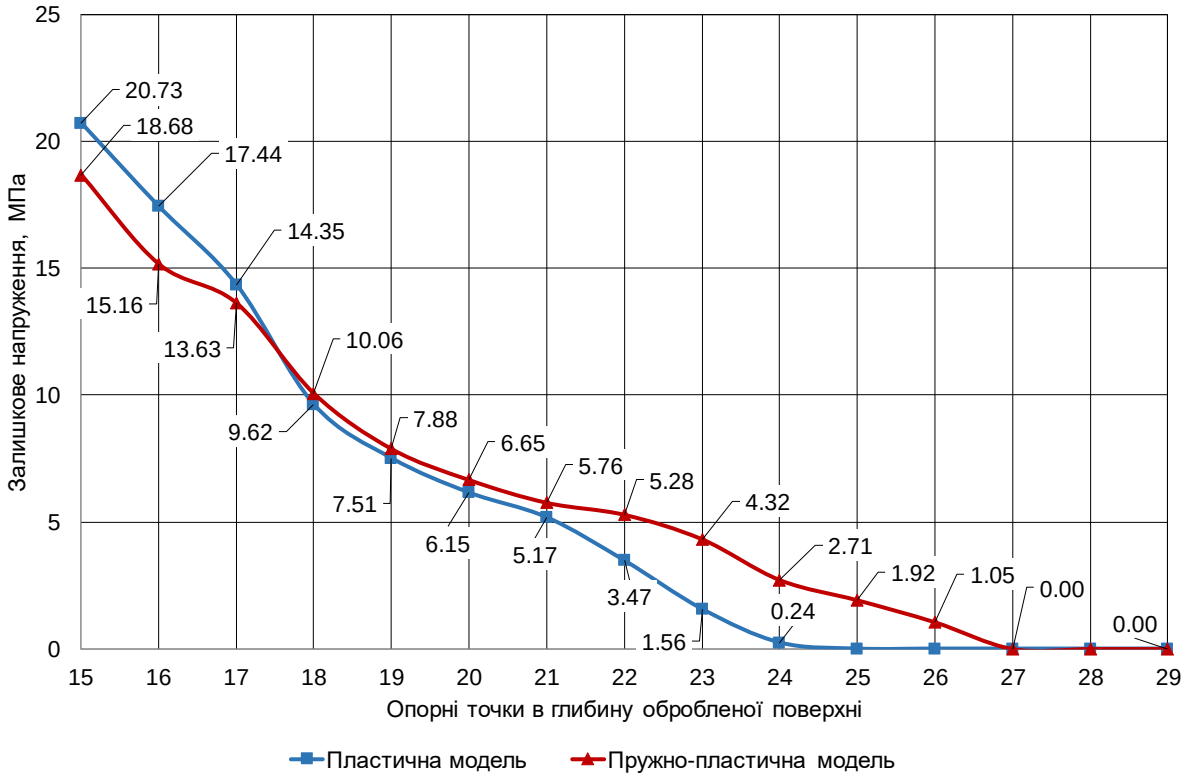


Рис. 2.9. Результати імітаційного моделювання залишкових напружень, викликаних механічною обробкою алюмінієвого сплаву Al6061 вздовж поверхні обробленої заготовки (а); по глибині розподілу залишкових напружень(б).

Під час оброблення сталі AISI 1020 (з модулем пружності 190 ГПа, твердістю за Брінеллем у межах 119-235 одиниць та межею міцності на розрив 410-790 МПа) різниця між показниками залишкових напружень, отриманих за різними методиками імітаційного моделювання, значно зростає. Наприклад, різниця між результатами пружної та пружно-пластичної моделей формування залишкових напружень становить 31,6% для поздовжнього розподілу напружень (рис. 2.9а) та 57,7% для аналізу глибинного поширення таких напружень (рис. 2.9б). Як і у випадку з алюмінієвим сплавом, залишкові напруження, розраховані за пластичною методикою, є більшими, ніж за пружно-пластичною. Це також є логічним і підтверджує адекватність наведених результатів за якісними характеристиками. Результати свідчать про значний вплив пружної деформації

на загальний розподіл залишкових напружень при обробці матеріалу з вищими механічними характеристиками, такими як сталь AISI 1020.

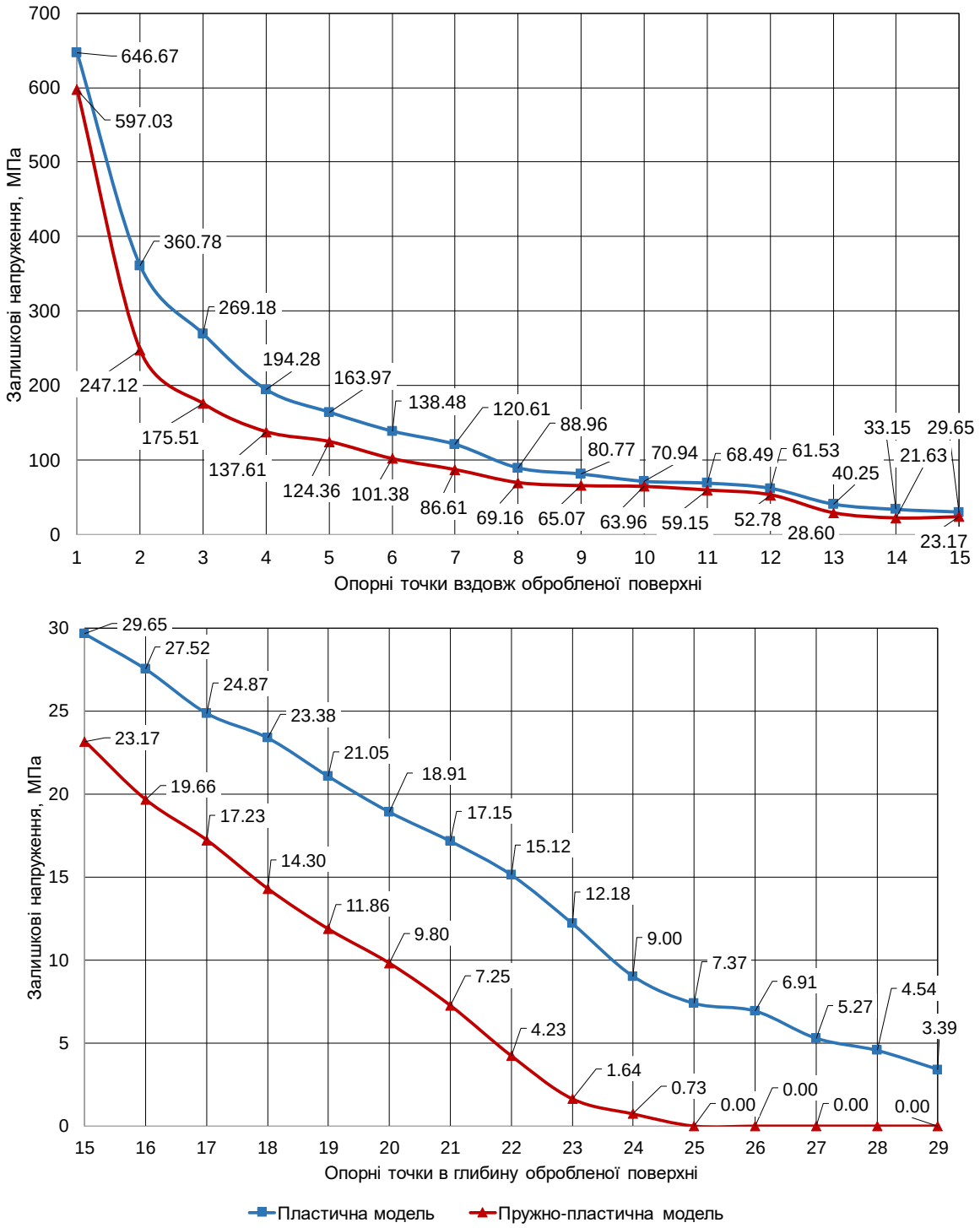


Рис. 2.10. Результати імітаційного моделювання залишкових напружень, викликаних механічною обробкою сталі AISI 1020 (швидкість різання V=150 м/хв; глибина різання t=1,5 мм; подача S=0,25 мм/об) вздовж поверхні обробленої заготовки (а); по глибині розподілу залишкових напружень (б).

Хромо-нікелевий сплав Інконель 718 (IN718) має модуль пружності, схожий з вуглецевою сталлю, що становить 205 ГПа. Однак механічні характеристики цього матеріалу суттєво відрізняються: сплав демонструє мінімальну межу текучості в 725 МПа та міцність на розрив у 1035 МПа. Сплави на основі нікелю та кобальту відомі своєю складністю в обробці, оскільки вони швидко твердіють, виділяють високу температуру під час різання, схильні до злипання з поверхнею ріжучого інструменту та мають високу стійкість до видалення металу завдяки своїй високій міцності на зсув.

Через ці особливості результати моделювання за методиками пластичного та пружно-пластичного деформаційного аналізу суттєво відрізняються. Зокрема, різниця в результатах імітаційного моделювання залишкових напружень за цими двома методами становить 63,8% для поздовжнього розподілу напружень (рис. 2.10а) та 92,4% для глибинного аналізу їх поширення (рис. 2.10б). Така значна різниця має логічне обґрунтування, враховуючи високі механічні властивості цього хромо-нікелевого сплаву та його специфічну поведінку під час механічного оброблення. Це підкреслює необхідність ретельного вибору відповідної моделі для точного моделювання залишкових напружень у таких матеріалах.

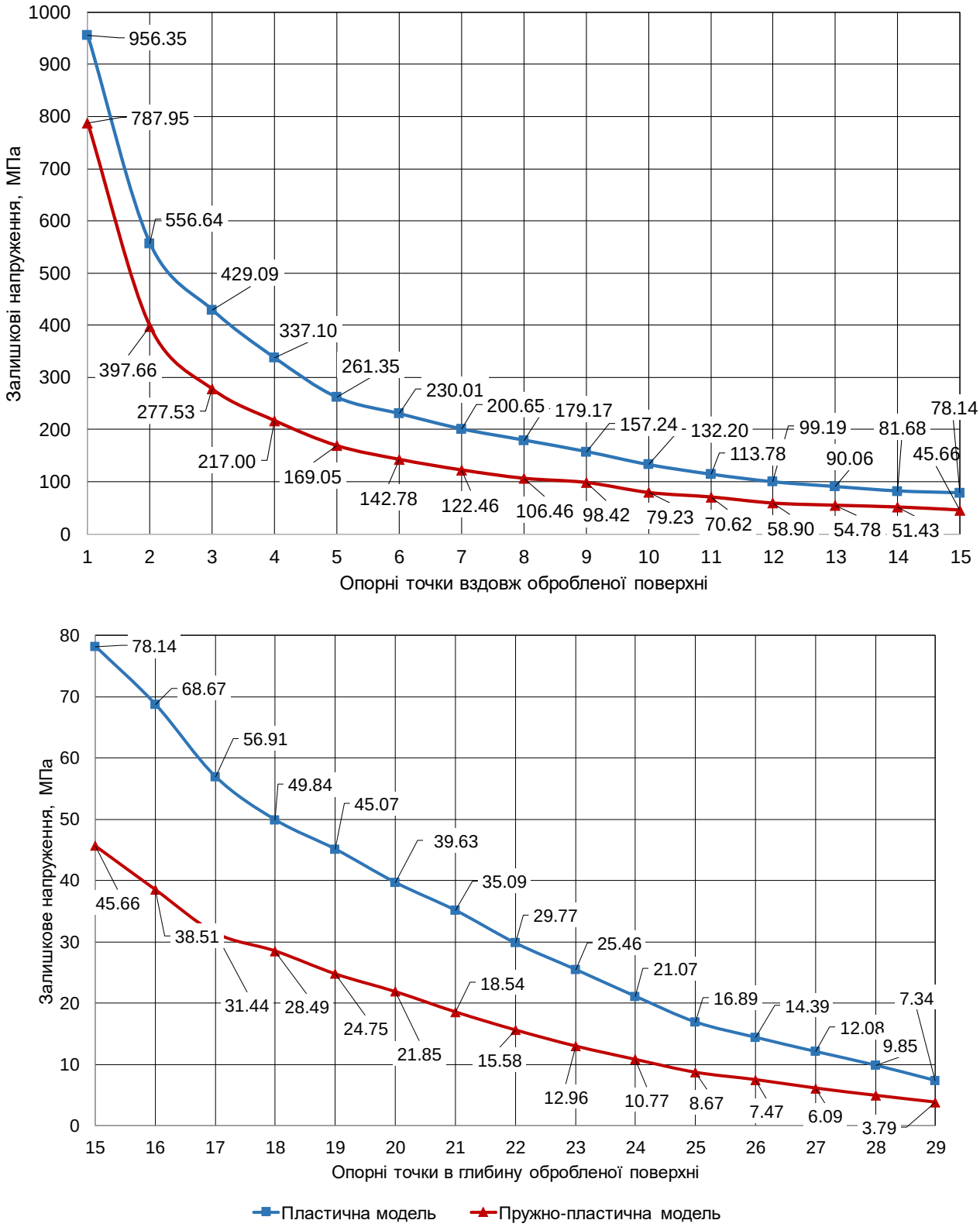


Рис. 2.11. Результати імітаційного моделювання залишкових напружень, викликаних механічною обробкою сплаву IN718 (швидкість різання V=150 м/хв; глибина різання t=1,5 мм; подача S=0,25 мм/об) вздовж поверхні обробленої заготовки (а); по глибині розподілу залишкових напружень (б).

Таким чином, доцільність застосування пружно-пластичної імітаційної моделі різання замість класичної пластичної моделі для таких пластичних матеріалів, як, наприклад, алюмінієвий сплав, є сумнівною. Різниця між пластичною та пружно-пластичною моделлю для цих матеріалів є незначною (в межах 8-10%), тоді як збільшення тривалості дослідження (в 8-10 разів) у цьому випадку є невиправданим. Інша ситуація виникає під час оброблення матеріалів з достатньо високою пружністю, типовим прикладом яких є сплав IN718. Для імітаційного моделювання механічної оброблення таких матеріалів різниця між результатами, отриманими за допомогою пружного або пружно-пластичного ФЕА аналізу, є значною і становить 60-90%.

Для більшості сталей різниця результатів за цими схемами також є досить суттєвою (30-50%). Тому для таких матеріалів можна рекомендувати використання пружно-пластичної моделі аналізу, але лише у випадку, коли об’єктом дослідження є показники обробленої поверхні, а не силові або напружено-деформаційні параметри зони різання, зношування інструменту тощо. Це підхід дозволяє досягти точніших результатів, не витрачаючи надмірних обчислювальних ресурсів там, де це не є необхідним.

2.4. Перевірка теоретичних досліджень на адекватність

Основною метою проведення експериментальних досліджень є оцінка взаємного впливу основних технологічних параметрів (режимів різання) на формування залишкових напружень та деформацій під час механічної оброблення деталі лезовим інструментом. Складний математичний апарат, що застосовувався для розв’язання систем диференційних рівнянь та аналізу збіжності результатів методу скінченних елементів (МСЕ), передбачає використання наближених методів обчислення, що може вплинути на точність отриманих результатів. Тому для верифікації адекватності реальних даних та результатів імітаційного моделювання був проведений ряд експериментальних досліджень.

Залишкові напруження визначались за допомогою акустопружного методу, який полягає у зміні швидкості ультразвукових хвиль під дією механічних напружень. Для визначення напружень використовувались релеївські поверхневі акустичні хвилі (ПАХ).

Акустична тензометрія базується на явищі акустопружності, що проявляється у зміні швидкості поширення пружних хвиль під впливом залишкових напружень, дефектів та деформацій поверхневого шару деталей [117]. Закон Гука, згідно з яким напруження σ і деформація ε є пропорційними, виконується наближено. Більш точною є залежність ступеневого вигляду:

$$\sigma = C_1 \cdot \varepsilon + C_2 \cdot \varepsilon^2, \tag{2.9}$$

де C_1- модуль пружності, а C_2 - коефіцієнт Мурнагана [93].

Цей підхід дозволяє врахувати нелінійність у взаємодії напружень і деформацій, що виникають у поверхневому шарі обробленої деталі, забезпечуючи більш точні експериментальні дані для подальшого порівняння з результатами моделювання.

Зміна швидкості проходження акустичної хвилі ΔV вздовж об'єкта дослідження є пропорційною напруженню або деформації поверхневого шару:

$$\Delta \mathrm{V} / \mathrm{V} = \varepsilon \cdot C_2 \Big/ C_1 \approx \sigma \cdot C_2 \Big/ C_1^{\,2}$$

де V – ініційована швидкість поширення поверхневої акустичної хвилі.

$$\frac{\Delta V_1}{V_1} = \beta_1 \sigma_{11} + \beta_2 \sigma_{22};$$

$$\frac{\Delta V_2}{V_2} = \beta_2 \sigma_{11} + \beta_1 \sigma_{22};$$

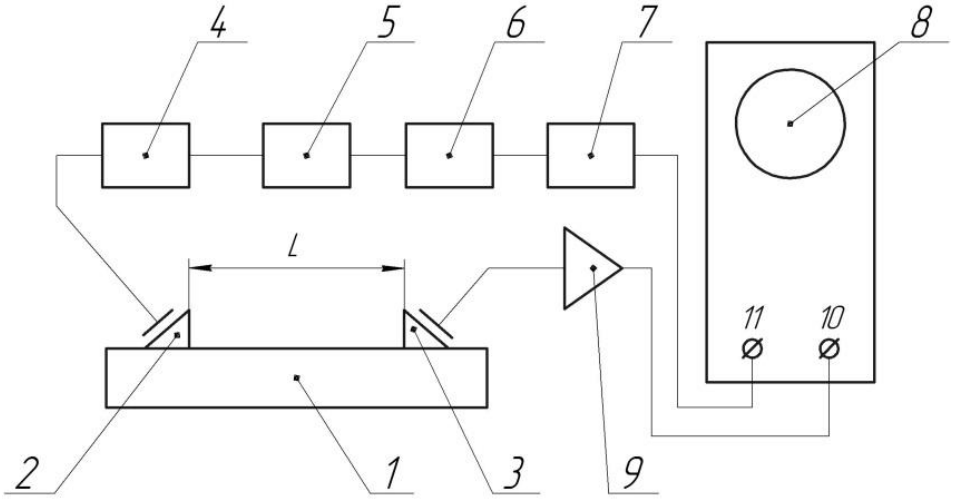
де V_1 і V_2 – швидкості ПАХ, які поширюються в напрямках 1(X) і 2 (У); ΔV_1 і ΔV_2 –зміна відповідних швидкостей під дією механічних напружень; σ_{11}, σ_{22} – компоненти тензора залишкових механічних напружень; β1, β2 –акустопружні коефіцієнти [57].

Для визначення напружень застосовувалися акустичні поверхневі хвилі Релея, що поширюються по поверхні зразка в шарі товщиною 1-2 Λ (де Λ – довжина цих хвиль). У дослідженні використовували хвилі з частотою 3 МГц, що відповідає Λ=1 мм, при цьому відстань між перетворювачами складала 15 мм. Похибка вимірювання швидкості була меншою за 0,05%. При розтягувальній деформації швидкість зростає, а при стискувальній – знижується.

Для проведення експериментальних досліджень застосовувався метод контролю із використанням акустичних хвиль, що генеруються імпульсним збудженням ультразвукових коливань. Використання імпульсного сигналу дозволяє забезпечити жорстке, без демпфуючих прокладок, з'єднання п'єзоперетворювачів, що підвищує точність вимірювання швидкості звуку за часом проходження імпульсу між збуджуючим та реєструючим п'єзоперетворювачами на фіксованій відстані.

Принцип роботи імпульсного пристрою з осцилоскопічною індикацією продемонстрований на схемі (рис. 2.12) . Генератор імпульсів 5 генерує короткі імпульси з амплітудою 35…100 В, які надходять на збуджувальний п'єзоперетворювач 2. Ультразвуковий імпульс проходить крізь досліджуваний зразок 1 і через певний інтервал часу τ досягає реєструючого п'єзоперетворювача 2, де перетворюється в електричний імпульс, який підсилюється підсилювачем 9 і подається на вхід 10 електронно-променевого осцилографа 8. При постійній швидкості розгортки положення імпульсу на екрані залежить від часу проходження ультразвукового імпульсу між п'єзоперетворювачами 2 і 3, тобто від швидкості поширення ультразвуку в досліджуваному зразку. Запуск очікувальної розгортки осцилографа відбувається не в момент формування імпульсу в блоці 5, а після закінчення інтервалу часу τ_0, меншого за час проходження ультразвукового імпульсу τ між п'єзоперетворювачами (рис. 2.12). Тимчасова затримка сигналу реалізується

спеціальним блоком затримки часу 6, який запускається імпульсом від генератора 5 і формує прямокутний імпульс заданої тривалості.



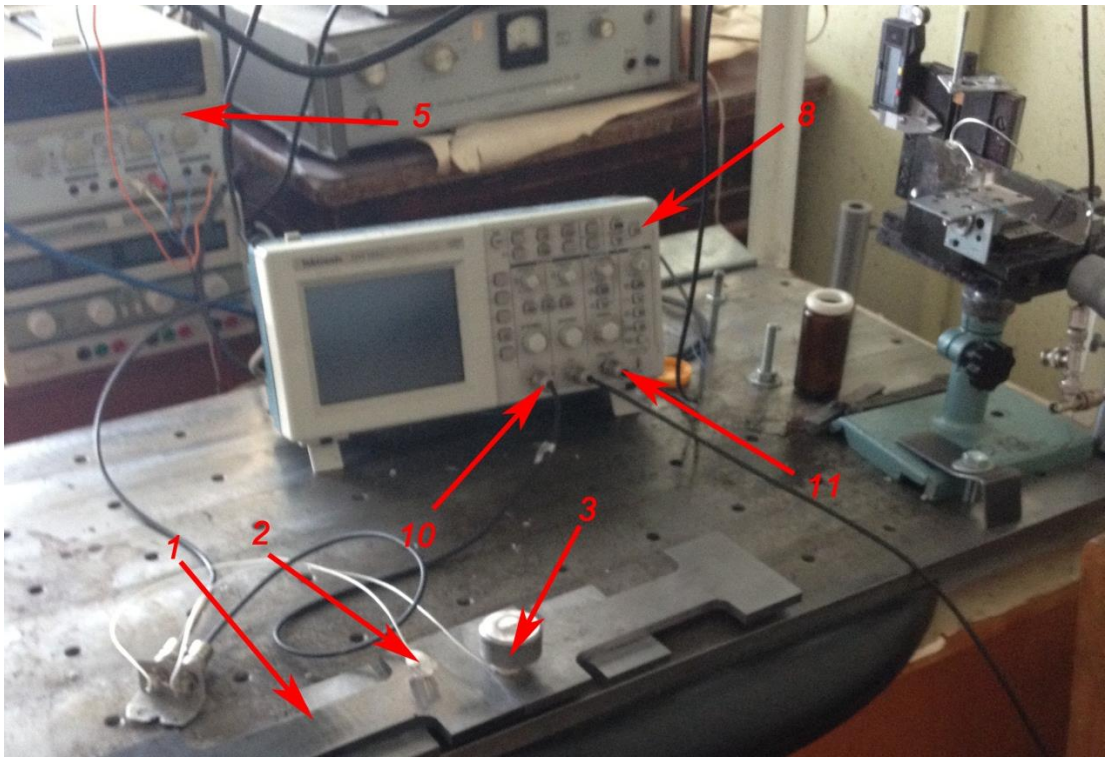


Рис.2.12. Принципова схема (а) та фотографія (б) експериментальної установки: 1 – досліджуваний зразок; 2,3 – збуджуючий і реєструючий п’єзоперетворювачі; 4 – тригер; 5 - генератор імпульсів; 6 - блок затримки часу; 7 - формувач імпульсів; 8 - електронно-променевий осцилограф; 9 - підсилювач; 10 – вхідний та вихідний конектори осцилографа.

Після завершення часу затримки на виході осцилографа 11 з'являється імпульс негативної полярності, який перетворюється формувачем імпульсів 7 в імпульс позитивної полярності. Цей імпульс і запускає генератор очікувальної розгортки. Введення блоку затримки часу дозволяє значно збільшити швидкість розгортки і, таким чином, підвищити точність вимірювань.

В результаті проведених експериментальних випробувань були отримані дані, що дозволяють верифікувати результати проведених імітаційних досліджень (Рис. 2.13). Це підтверджує відповідність моделювання реальним умовам і підвищує достовірність зроблених висновків щодо залишкових напружень та деформацій під час механічної оброблення.

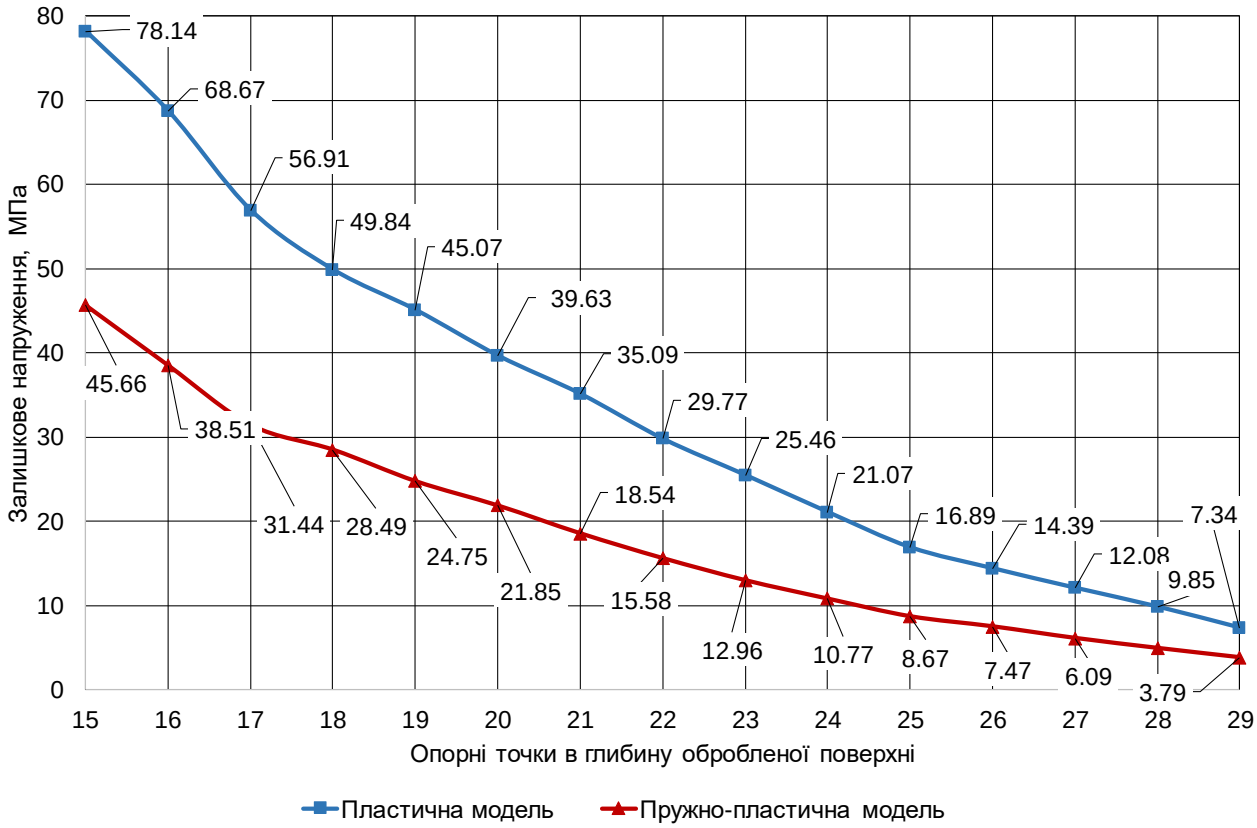


Рис. 2. 13. Відхилення експериментальних даних залишкових напружень від результатів імітаційного моделювання механічної оброблення.

Відхилення експериментальних даних залишкових напружень від результатів імітаційного моделювання механічного оброблення алюмінієвого

сплаву Al 6061 становить 18,4% у випадку використання пластичної скінчено-елементної моделі деформації і лише 9,6% для пружно-пластичної моделі. Аналогічно, для оброблення заготовок із низьковуглецевої сталі AISI 1020 ці показники становлять 14,9% та 9,1% відповідно для пластичної та пружно-пластичної скінченоелементної моделі. У випадку оброблення сплаву IN 718 відхилення складає 35,5% для пластичної моделі деформації і лише 10,6% для пружно-пластичної моделі.

Висновки та результати розділу 2

1. Доцільність використання пружних та пружно-пластичних імітаційних моделей різання в сучасних програмах імітаційного моделювання процесів різання потребує науково-орієнтованого та логічного обґрунтування. З одного боку, застосування пружно-пластичної моделі дозволяє більш точно описати реальні напружено-деформаційні процеси в зоні формоутворення обробленої поверхні. Проте, використання таких моделей замість класичної пластичної картини деформування значно ускладнює формулювання вхідних параметрів для дослідження, збільшує час розрахунку в 8-10 разів і не підтримується всіма системами імітаційного моделювання. Наприклад, у системі AdvantEdge використання еласто-пластичної моделі не передбачено, тоді як у DEFORM 2D така функціональність реалізується. Крім того, тотальне домінування пластичних деформацій безпосередньо в зоні різання дозволяє дійти висновку про недоцільність використання пружно-пластичної скінченоелементної моделі для аналізу силових та термодеформаційних процесів механічного оброблення, зношування інструменту тощо. Натомість у випадку вивчення залишкових явищ на обробленій поверхні застосування такої моделі є цілком логічним і виправданим.

2. Під час побудови моделі пружно-пластичного деформування заготовки в процесі різання необхідно суттєво розширити кількість параметрів, які описують процес. Зокрема, слід ввести тензори пружної (оборотної) деформації

та пластичної (необоротної) деформації. Для коректного опису цих показників із врахуванням їх термодинамічних змін необхідно встановити співвідношення, що визначають зв’язок цих тензорів з іншими кінематичними та динамічними характеристиками моделі різання. У такому випадку виникає необхідність розділення тензора Альмансі на окремі тензори пружної та пластичної деформацій.

Варто враховувати, що під час розрахунку пружно-пластичних моделей часто виникають ситуації, коли розв’язок не збігається через нестаціонарну поведінку норми похибки сили. У такому випадку рекомендується збільшити норму похибки сили різання на два порядки більше, ніж норму похибки швидкості в меню Simulation Controls/Iteration. Після досягнення потрібного ефекту збіжності необхідно поступово зменшувати нормативне значення силової похибки, поки система знову не почне генерувати вищевказану помилку збіжності. Цей підхід дозволяє зберігати баланс між точністю розрахунків і стабільністю роботи моделі.

3. З метою оцінки доцільності використання пластичних або пружно-пластичних моделей різання для різних оброблюваних матеріалів були проведені імітаційні та експериментальні дослідження для трьох матеріалів, що суттєво відрізняються за своїми механічними властивостями: алюмінієвого сплаву, низьковуглецевої сталі та хромо-нікелевого сплаву. Різниця між результатами пружної та пружно-пластичної моделей формування залишкових напружень підчас механічного оброблення алюмінієвого сплаву Al6061 становить лише 13,0% для поздовжнього розподілу напруження та 8,1% для глибинного розподілу. Аналіз імітаційної моделі різання заготовки зі сталі AISI 1020 демонструє значно більшу різницю між результатами залишкових напружень, отриманими за швидкими методами імітаційного моделювання. Так, відмінність між пружною та пружно-пластичною моделями формування залишкових напружень становить вже 31,6% для поздовжнього розподілу напружень та 57,7%

для глибинного розподілу. Найбільші різниці у методології жорстко-пластичного та пружно-пластичного оброблення характерно для імітаційних моделей різання заготовки з хромо-нікелевого сплаву Inconel 718. Різниця в результатах імітаційного моделювання залишкових напружень за цими методиками становить 63,8% для поздовжнього розподілу напружень та 92,4% для глибинного аналізу поширення цих напружень. Такі результати мають логічне обґрунтування, враховуючи специфіку матеріалу та його поведінку під час оброблення. Ці дослідження підтверджують той факт, що застосування тієї чи іншої моделі деформації залежить від механічних властивостей оброблюваного матеріалу та цілей дослідження.

4. Доцільність застосування пружно-пластичної імітаційної моделі різання замість класичної пластичної моделі для таких пластичних матеріалів, як, наприклад, алюмінієвий сплав, є сумнівною. Різниця між результатами, отриманими за допомогою пластичної та пружно-пластичної моделей, є незначною (в межах 8-10%), тоді як збільшення тривалості дослідження в 8-10 разів у цьому випадку є невиправданим. Зовсім інша ситуація виникає під час оброблення матеріалів з високою пружністю, типовим представником яких є сплав IN718. Для імітаційного моделювання механічної оброблення такого матеріалу різниця між результатами, отриманими за методиками пружного або пружно-пластичного дослідження, є суттєвою і становить 60-90%. Тому саме для таких матеріалів можна рекомендувати використання пружно-пластичної моделі, але лише в тих випадках, коли об’єктом дослідження є показники обробленої поверхні, а не силові або напружено-деформаційні параметри зони різання, зношування інструменту тощо.

5. Складний математичний апарат, що використовувався для вирішення систем диференційних рівнянь та аналізу збіжності результатів методу скінченних елементів (МСЕ), передбачає використання наближених методів обчислення, що може вплинути на точність отриманих результатів. Для

верифікації адекватності реальних даних і результатів імітаційного моделювання було проведено ряд експериментальних досліджень. Залишкові напруження визначалися за допомогою акустопружного методу, який полягає в зміні швидкості ультразвукових хвиль під дією механічних напружень. Результати проведених експериментальних випробувань дозволили верифікувати проведені імітаційні дослідження:

- Відхилення експериментальних даних залишкових напружень від результатів імітаційного моделювання механічного оброблення алюмінієвого сплаву Al 6061 становить 18,4% у випадку використання пластичної моделі деформації і лише 9,6% для пружно-пластичної моделі.

- Аналогічно, для оброблення заготовок із низьковуглецевої сталі AISI 1020 ці показники становлять 14,9% та 9,1% для пластичної та пружно-пластичної моделей відповідно.

- У випадку оброблення сплаву IN 718 відхилення складає 35,5% для пластичної моделі деформації і лише 10,6% для пружно-пластичної моделі.

Ці дані в основному підтверджують адекватність отриманих результатів імітаційних досліджень. Однак доцільність вивчення залишкових напружень за допомогою пружно-пластичної скінчено-елементної моделі можна рекомендувати лише для пружних матеріалів, де точність моделювання має суттєвий вплив на результати досліджень.

РОЗДІЛ 3.
ТЕОРЕТИЧНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ФОРМУВАННЯ ЗАЛИШКОВИХ НАПРУЖЕНЬ ТА ДЕФОРМАЦІЙ ПІД ЧАС ОБРОБЛЮВАННЯ ЗАГОТОВОК З ХРОМО-НІКЕЛЕВИХ СПЛАВІВ

Для забезпечення ефективного механічного оброблення високолегованих жароміцних і важкооброблюваних матеріалів, таких як сталі та сплави, леговані хромом і нікелем, особливу увагу слід приділяти оптимізації параметрів різання. Особливо важливо це враховувати в процесі реалізації функціонально-орієнтованого технологічного процесу [102]. В даному випадку критерієм оптимальності структури та параметрів процесу різання є не мінімальна собівартість (класична схема формування технологічних операцій), а забезпечення найкращих умов функціонування виробу [4]. До таких параметрів слід віднести забезпечення зносостійкості, втомної міцності, корозійної стійкості функціональних поверхонь виробу. Найбільш класичним показником функціональної якості обробленої поверхні, яка, з одного боку суттєво залежить від параметрів технологічного процесу, а з іншого боку, визначатиме її експлуатаційні характеристики, є залишкові напруження. Методика всзначення таких показників потребує ретельного прогнозування напружено-деформованого та термодинамічного стану матеріалу під час різання з урахуванням потенційних умов експлуатації виробу.

Залишкові напруження можуть виникати під впливом глибинних деформацій та термодинамічних процесів. Під час нагрівання зовнішнього шару металу в процесі різання він прагне до розширення, однак цей процес обмежується опором внутрішнього шару, який залишається більш холодним. Це призводить до того, що зовнішній шар піддається стиску, а внутрішній шар — розтягу. При інтенсивному нагріванні зовнішній шар може перевищити межу текучості матеріалу (σ_T), що викликає пластичну деформацію розтягу. В процесі охолодження зовнішній шар прагне до зменшення об’єму через додаткову

пластичну деформацію, однак внутрішній шар створює опір цьому процесу, внаслідок чого внутрішній шар стискається, а зовнішній піддається розтягуванню. Таким чином, залежно від параметрів різання, домінуючим може бути як механічний, так і тепловий фактор, що визначає характер макронапружень — стиску чи розтягу — на обробленій поверхні [103].

Залишкові напруження є інтерференційними, тобто вони можуть створюватися різними факторами, що мають протилежні знаки і різні напрями. Для визначення домінуючого чинника потрібні додаткові експерименти, оскільки вплив усіх факторів може бути практично рівнозначним за величиною і впливом на номінальне значення та характер залишкових напружень. Для швидкого та точного аналізу впливу технологічних параметрів, таких як структура технологічного процесу, режими обробки, геометрія інструменту тощо, на утворення зони залишкових деформацій, найкраще використовувати імітаційні моделі для моделювання реологічних процесів.

3.1. Аналіз результатів реологічного моделювання напружено-деформованого та термодинамічного стану заготовки в системі AdvantEdge.

Для системи AdvantEdge© доступно ескізне моделювання, експорт та імпорт геометрії, зміна геометричних параметрів об’єктів і положення в просторі , гнучке налаштування параметрів сітки (розмір МКЕ-граток, їхня кількість в моделі інструменту та заготовки, співвідношення сторін, густина і т.п.), автоматичне накладення сітки з оптимізацією під форми і розміри об’єкта, додавання проєктних параметрів в готові матеріали з бібліотеки, створення та додавання нового матеріалу в бібліотеку. Крім того, система має простий інтуїтивний інтерфейс, в якому реалізовано напівавтоматична система накладення зв’язків між інструментом і заготовкою з налаштуванням властивостей контакту (сила тертя, температура в зоні формоутворення тощо). В процесі розрахунку реалізується повний контроль параметрів розрахунку (тривалість процесу, крок розрахунку, кінетична енергія у МКЕ-гратках та інш).

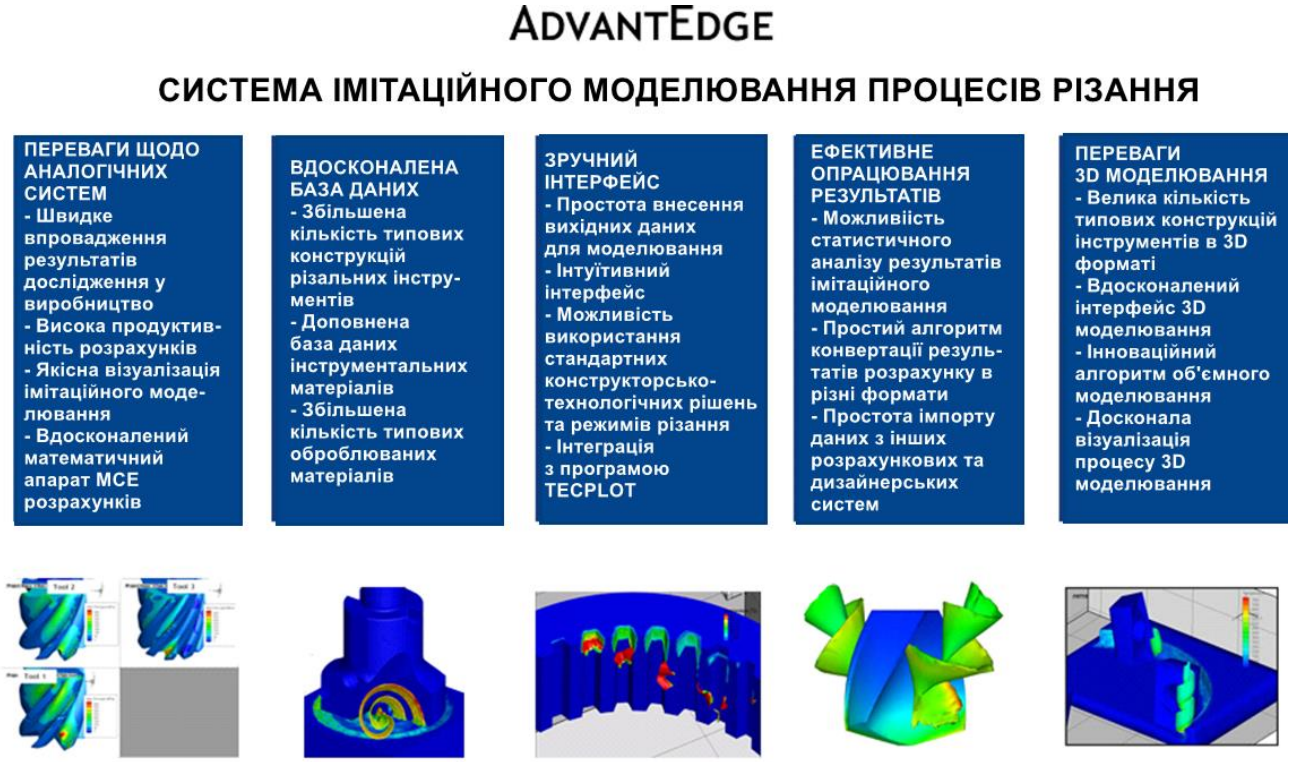


Рис. 3.1. Переваги та особливості використання системи AdvantEdge

У цій системі використане гнучке налаштування параметрів сітки для накладання її на 2D чи 3D модель. AdvantEdge також має можливість автоматичного накладання швидкозмінних граничних умов, що забезпечує гнучкість та автоматизовані можливості динамічного налаштування сітки (Рис.3.2).

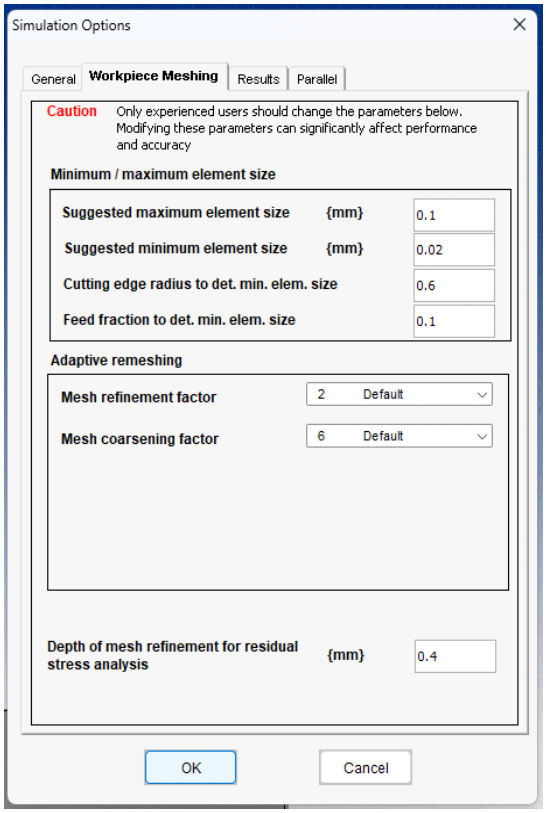


Рис.3.2. Вікно параметрів моделювання в системі AdvantEdge

Об’єктом даного дослідження виступають заготовки, виготовлені з хромо-нікелевого сплаву Inconel 718, який широко застосовується в умовах високих температур та значних навантажень. Предметом дослідження є вплив ключових параметрів механічного оброблення, таких як швидкість та глибина різання, на різноманітні силові, напружено-деформаційні та термодинамічні показники процесу оброблення. Окрему увагу приділено дослідженню впливу цих параметрів на формування зони залишкових напружень на поверхні обробленої заготовки, а також на релаксацію цих напружень у глибину заготовки.

Значна увага приділялася вимірюванню зазначених параметрів у зоні термостабілізації, тобто в області заготовки, де встановлюється температура, яка не спричиняє появи нових залишкових напружень. Це дозволяє зосередитись на аналізі вже сформованих залишкових напружень, які залишаються стабільними як за величиною, так і за напрямком (стиску або розтягу). Теоретичне обґрунтування впливу зазначених показників на результати механічного оброблення та формування залишкових напружень було розглянуто у Розділі 2, де детально пояснено причини та механізми такого впливу.

3.1.1. Аналіз силових параметрів підчас лезового механічного оброблення заготовок хромо-нікелевого сплаву Inconel 718 зі зміною глибини різання в діапізоні 0.3-2.5 мм.

Інші параметри різання (залишаються незмінними для різних дослідів):

ЗАГОТОВКА:

Довжина заготовки - 50,0 мм

Висота заготовки - 20,0 мм

Матеріал - Інконель 718.

Максимальна кількість вузлів - 72000

Максимальний розмір елемента МКЕ сітки - 0,1 мм

Мінімальний розмір елемента МКЕ сітки - 0,02 мм

РІЗАЛЬНИЙ ІНСТРУМЕНТ

Передній кут - 5,0 град

Довжина леза по передній поверхні - 10,0 мм

Задній кут - 5,0 град

Довжина леза по задній поверхні - 10,0 мм

Радіус різального леза - 0,25 мм

Матеріал різальної частини інструменту - кубічний нітрид бору

Мінімальний розмір МКЕ сітки - 0,02 мм

Максимальний розмір МКЕ сітки - 0,1 мм

СИМУЛЯЦІЯ ПРОЦЕСУ РІЗАННЯ

Подача - 0,25 мм

Швидкість різання - 150,0 м/хв

Дослід 1. Глибина різання 0,3 мм.

Графічна візуалізація термодинамічного та силового аналізу процесу симуляції різання наведено на рис. 3.3.

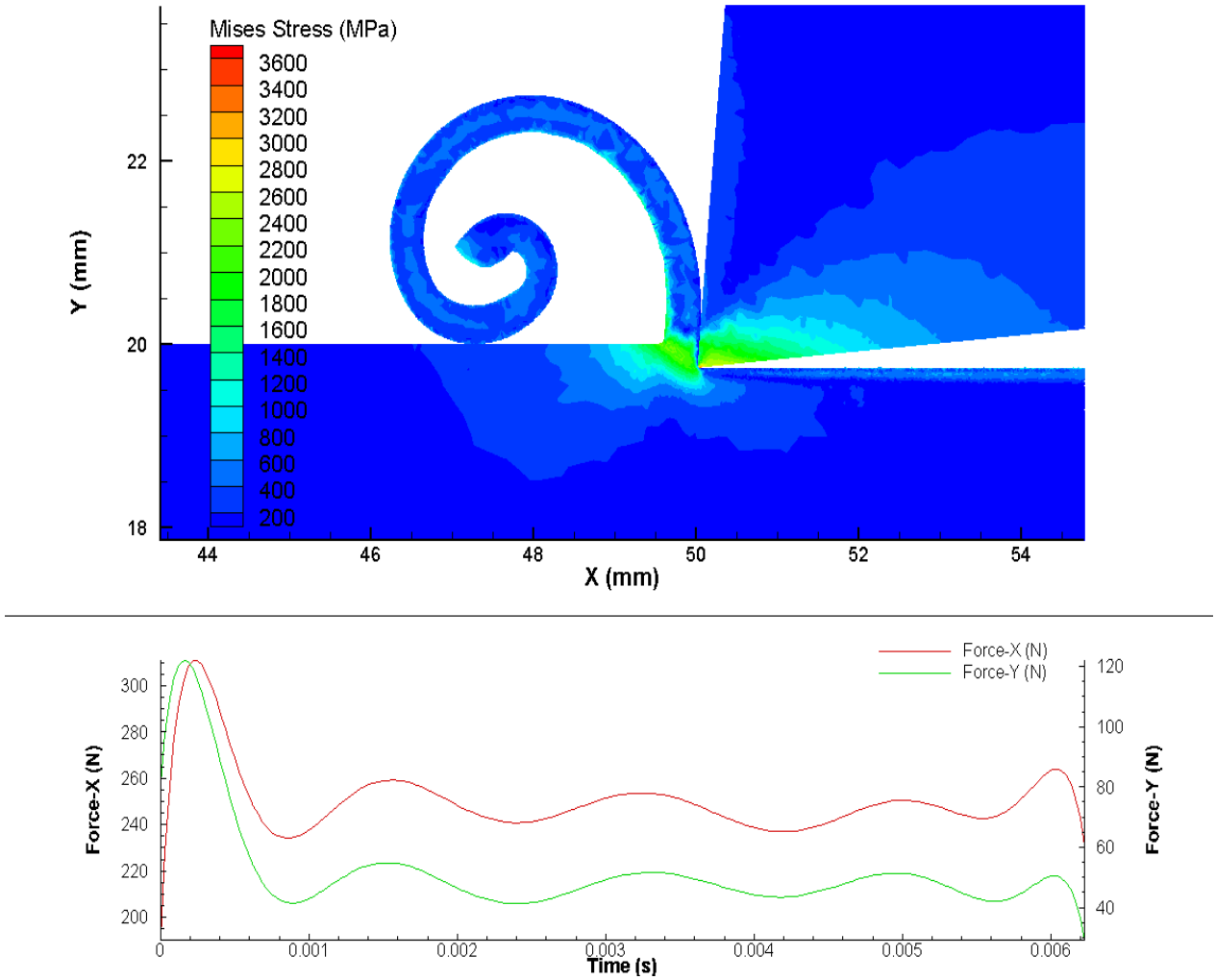


Рис. 3.3. Графічна візуалізація термодинамічного та силового аналізу процесу симуляції різання в системі AdvantEdge

При глибині різання 0.3 мм, сила різання становить $P_{\Sigma} = \sqrt{P_x^2 + P_x^2} = \sqrt{248^2 + 41^2} = 251{,}4$ Н (Рис. 3.4).

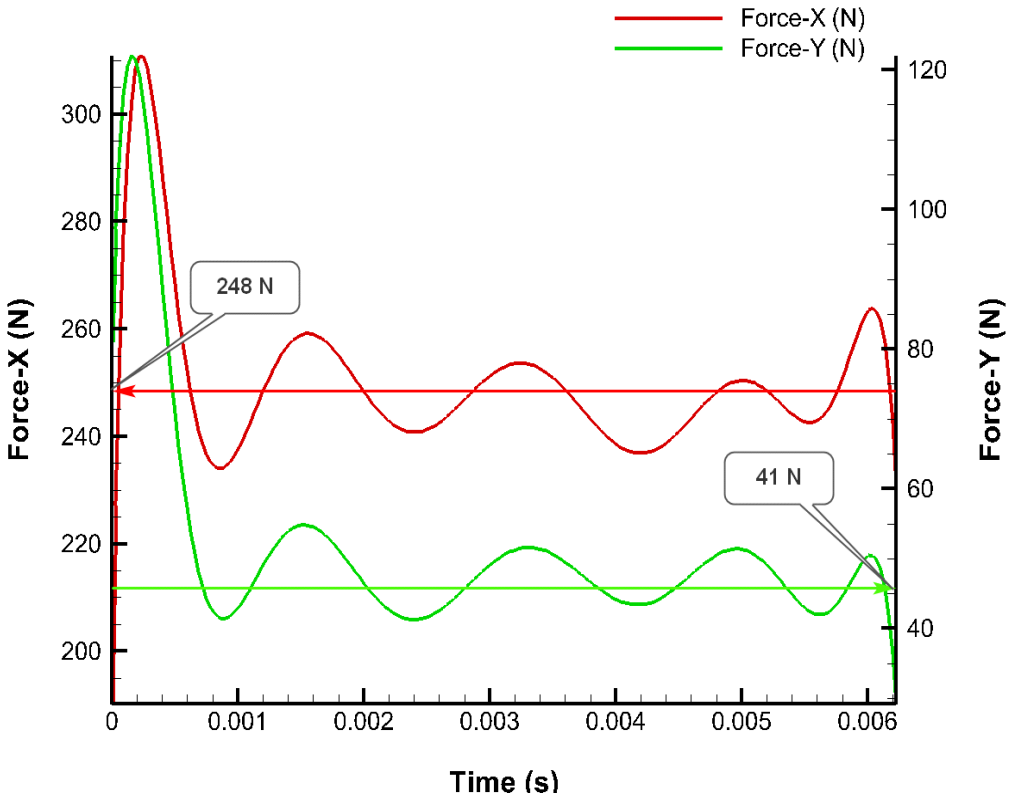
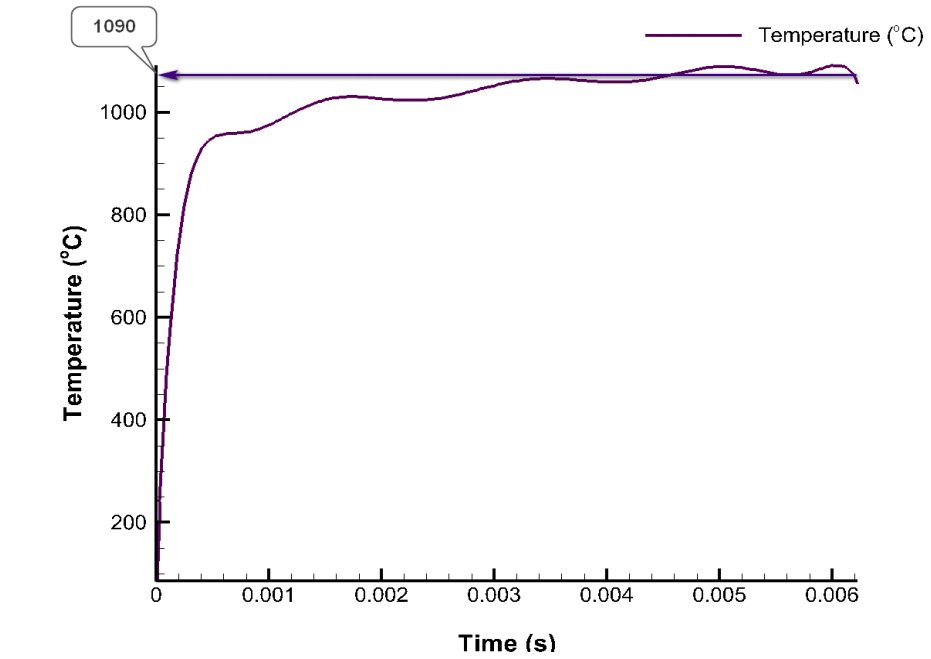


Рис. 3.4. Графік розподілу сил різання, згенерований в системі AdvantEdge.

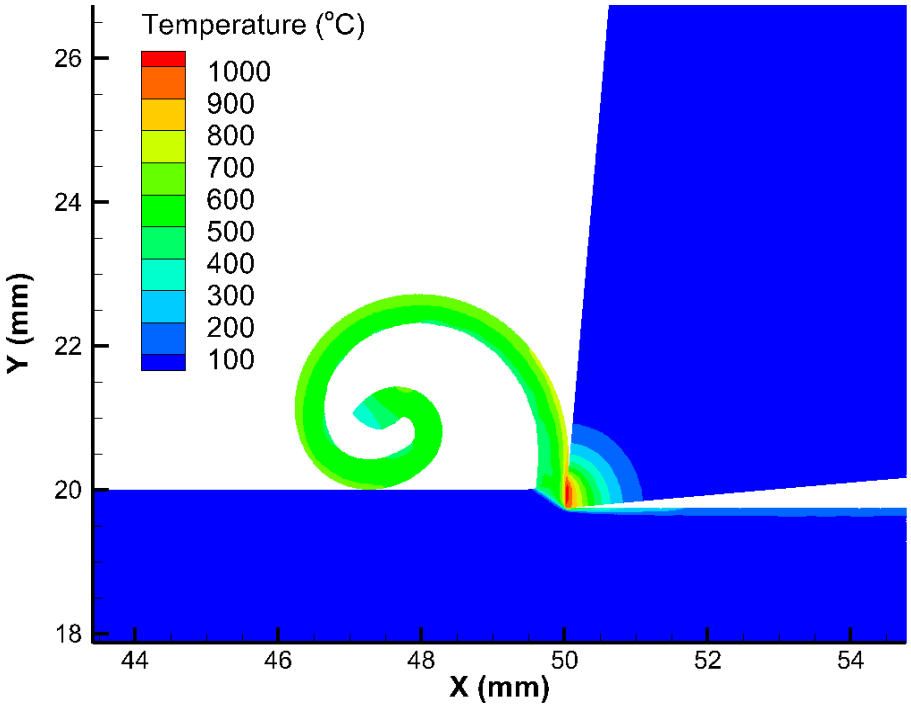
Температура різання в зоні формоутворення, наведена на рис. 3.5, свідчить про те, що в усталеному режимі різання максимальна температура досягає 1090°C у зоні стружкоутворення. Такий високий температурний рівень зумовлений складними теплофізичними властивостями оброблюваного матеріалу, зокрема його високою міцністю та низьким коефіцієнтом теплопередачі. Цей важкий термодинамічний стан у зоні формоутворення створює додаткові труднощі в оброблюваності суперсплаву, що вимагає особливої уваги під час планування процесу оброблення.

З іншого боку, така складна картина різання підкреслює важливість наукового підходу до оптимізації параметрів механічного оброблення. Це включає правильний вибір і призначення зовнішнього технологічного середовища, коректний вибір інструментального матеріалу, а також оптимальну геометрію різального леза. Адекватне управління цими факторами може значно

підвищити ефективність оброблення та мінімізувати негативний вплив високих температур у зоні різання на інструмент і оброблюваний матеріал.



а



б

Рис. 3.5. Графік (а) та фрагмент імітаційного моделювання (б) температури різання в системі AdvantEdge.

Напружено-деформований стан матеріалу в зоні різання, представлений на рис. 3.6-3.7, відображає розподіл напружень і деформацій, що виникають під час механічної обробки. Ці зображення ілюструють, як матеріал реагує на дію різального інструменту, зокрема на величину і напрямок основних напружень, що виникають у зоні контакту інструменту із заготівкою, а також у зоні стружкоутворення. Аналіз цих даних дозволяє краще зрозуміти механізми, що впливають на формування залишкових напружень, а також допомагає оптимізувати параметри різання для досягнення найкращих результатів у процесі обробки.

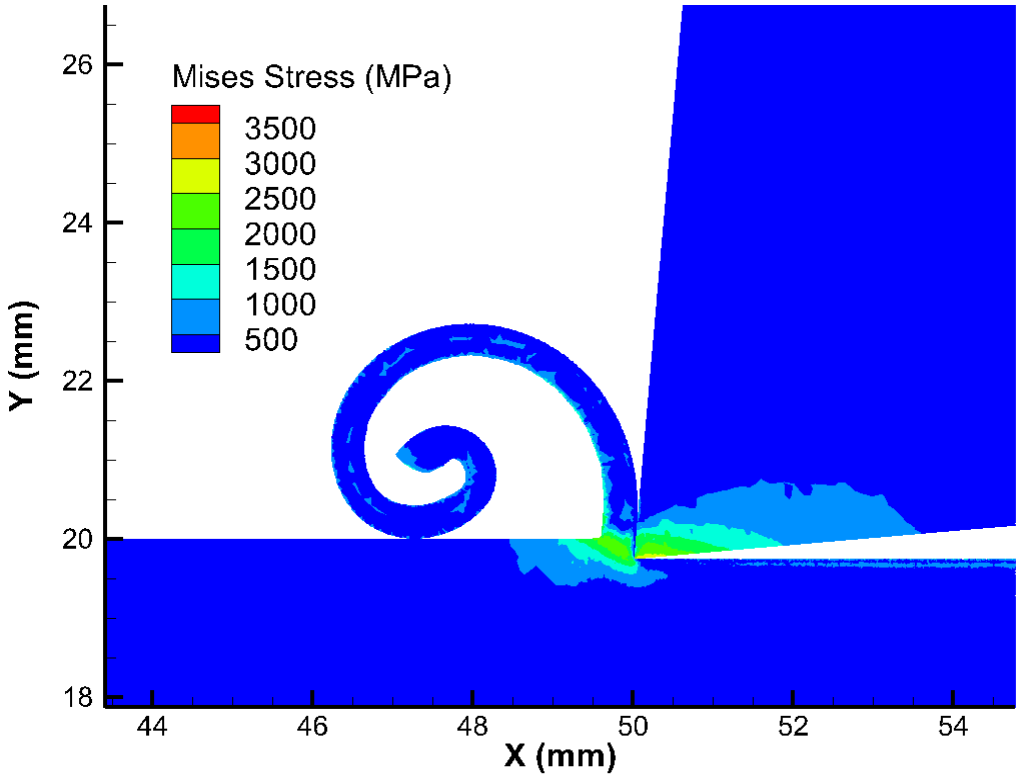


Рис.3.6. Еквівалентне напруження (по Мізесу – von Mises Stress) змодельоване в системі AdvantEdge

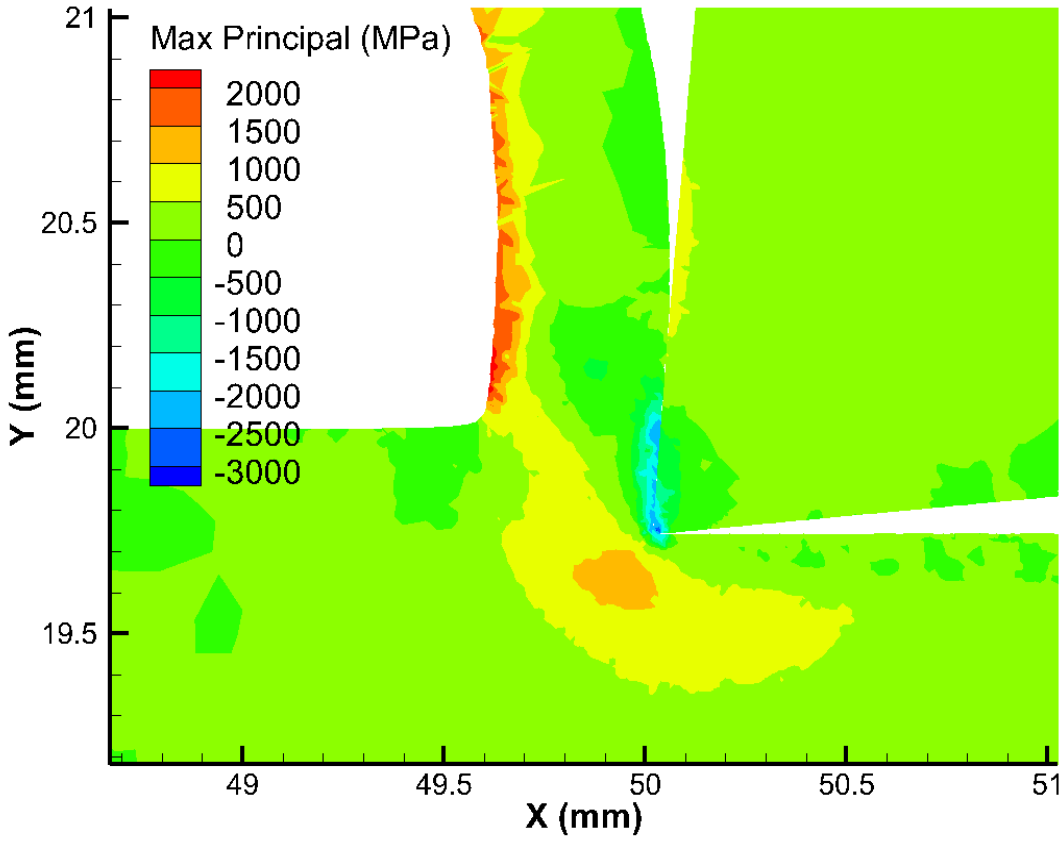
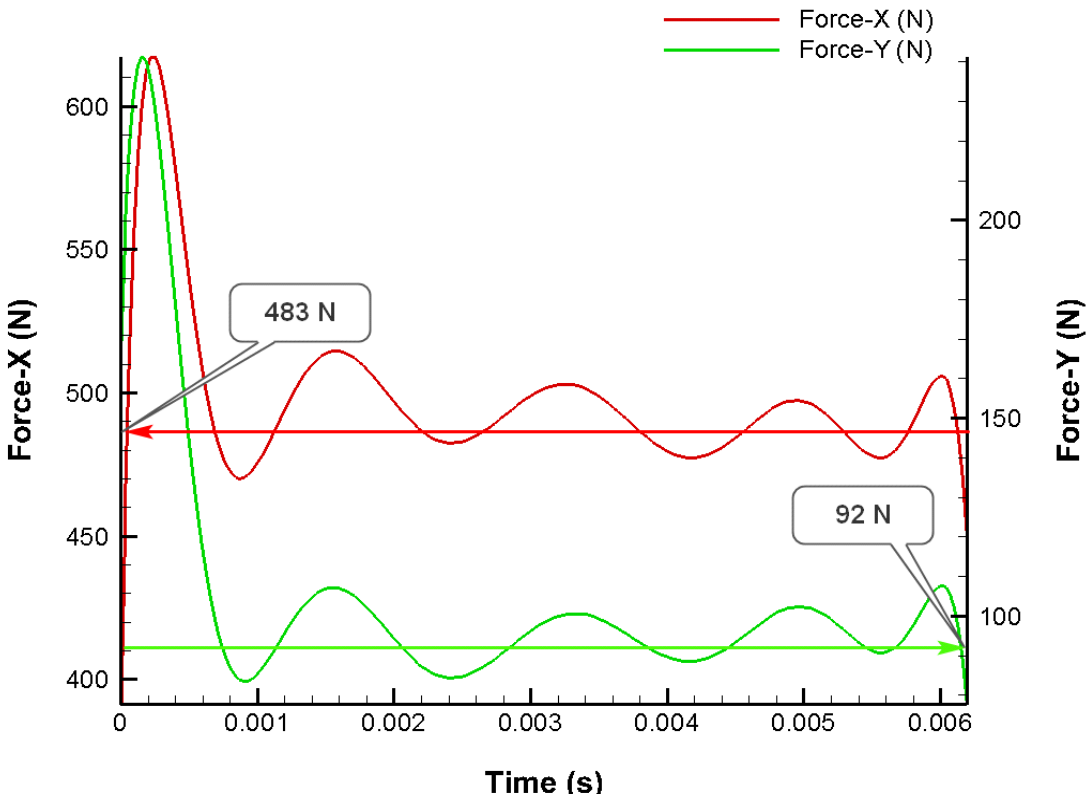


Рис. 3.7. Максимальне головне навантаження, змодельоване в системі AdvantEdge

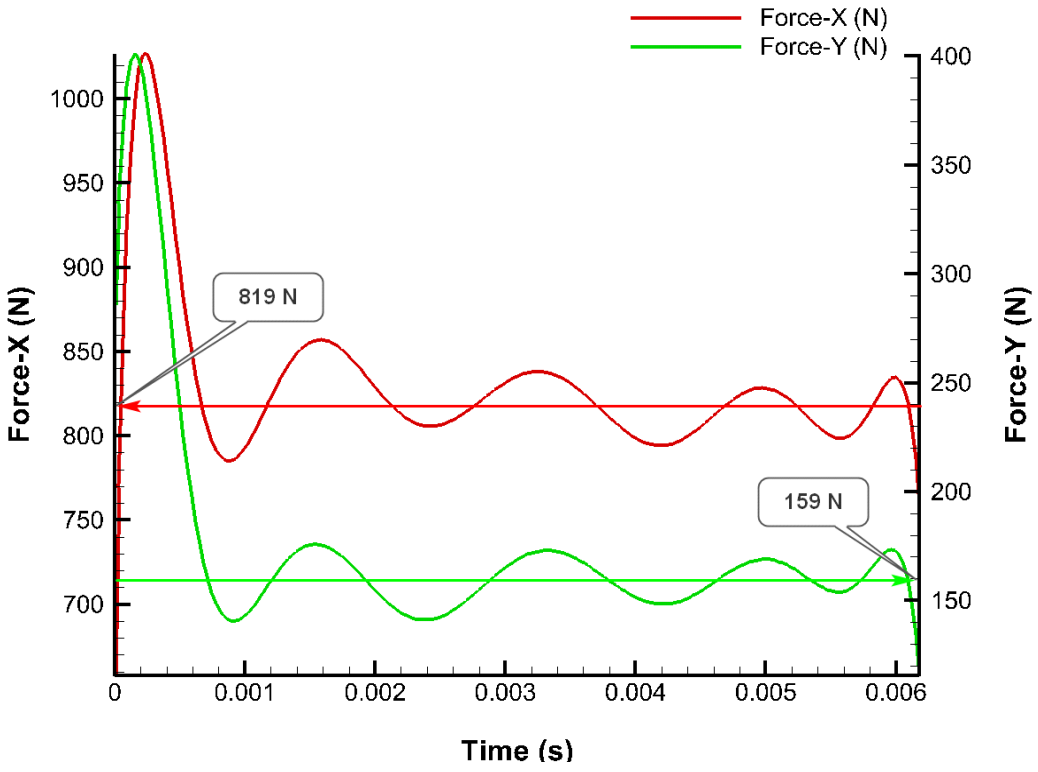
Відповідно до наведеного плану імітаційних досліджень, нижче детально представлено результати силового аналізу процесу різання сплаву Inconel 718 при різних глибинах різання: t=0,6 мм (Рис. 3.8 а), 1,0 мм (Рис. 3.8 б), 1,5 мм (Рис. 3.8 в), 2,0 мм (Рис. 3.8 г) та 2,5 мм (Рис. 3.8 д). У всіх розглянутих випадках інші параметри різання залишалися незмінними, що забезпечує порівнюваність і коректність результатів моделювання. Зокрема, подача інструменту була встановлена на рівні 0,25 мм, що є фіксованим значенням у кожному з досліджень, а швидкість різання підтримувалася на постійному рівні V= 150,0 м/хв. Ці параметри були обрані для створення контрольованих умов експерименту, де єдиним змінним фактором є глибина різання.

Для забезпечення достовірності й надійності отриманих результатів, умови різання також залишалися сталими протягом усіх етапів дослідження. Це

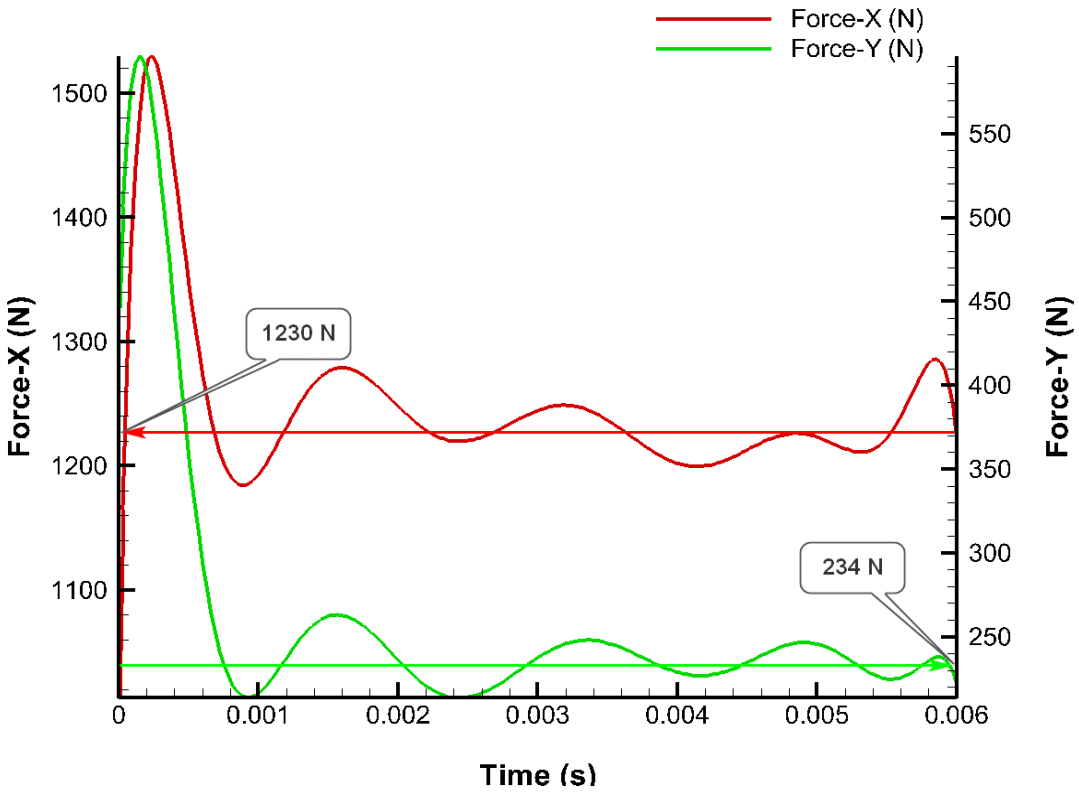
включає в себе постійність температурних умов, властивостей матеріалу інструменту та інших важливих змінних, які можуть вплинути на результати процесу. Завдяки цьому, проведений аналіз дозволяє чітко відокремити вплив саме глибини різання на силові характеристики процесу, такі як тангенціальна і радіальна складові сили різання, що є ключовими показниками ефективності і стабільності обробки сплаву Inconel 718. Такий підхід дозволяє глибше зрозуміти, як зміна глибини різання впливає на загальну продуктивність і якість обробки цього високоміцного матеріалу.



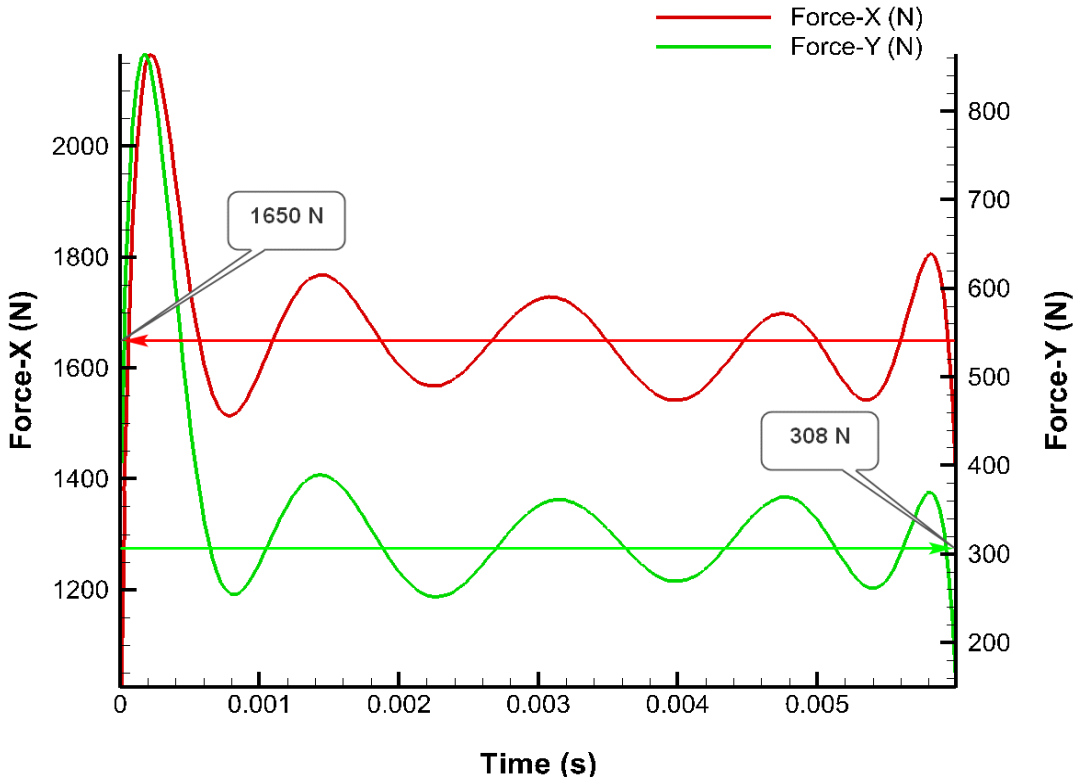
а)


Force-X (N)
Force-Y (N)
819 N
159 N
Force-X (N)
Force-Y (N)
Time (s)
1000
950
900
850
800
750
700
400
350
300
250
200
150
0
0.001
0.002
0.003
0.004
0.005
0.006

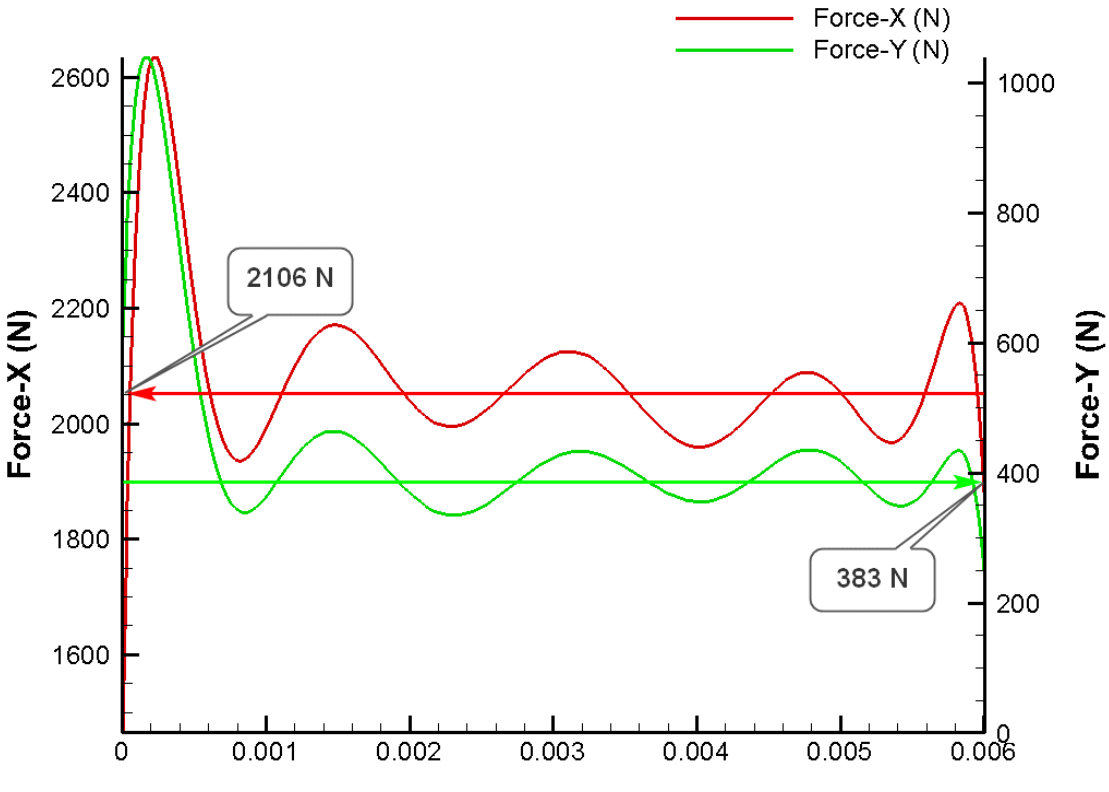
б)


Force-X (N)
Force-Y (N)
1230 N
234 N
Force-X (N)
Force-Y (N)
Time (s)
1500
1400
1300
1200
1100
550
500
450
400
350
300
250
0
0.001
0.002
0.003
0.004
0.005
0.006

в)



г)



д)

Рис. 3.8 Графіки розподілу сил різання в залежності від глибини різання.

Аналіз результатів такого моделювання продемонстрував, що при глибині різання 0,6 мм сила різання досягає 491,68 Н, що на 95,5% більше в порівнянні з силою різання при глибині 0,3 мм. Зміна глибини різання до t=1,0 мм призводить до значного зростання сили різання, яка становить вже 834,29 Н, що на 69,7% більше порівняно з результатом при глибині різання t=0,6 мм. Подальше збільшення глибини різання до 1,5 мм спричиняє подальше зростання сили різання до 1252,06 Н, що означає збільшення на 50% порівняно з глибиною різання t=1,0 мм. При глибині різання 2,0 мм сила різання ще більше зростає і досягає 1678,5 Н, що на 34% більше в порівнянні з показником при глибині різання t-1,5 мм. Найбільше досліджуване значення глибини різання - 2,5 мм, спричиняє подальше збільшення сили різання, яка зростає на 27,5% порівняно з глибиною різання 2,0 мм, досягаючи величини 2140,54 Н. Динаміка впливу глибини різання на величину сили різання наочно показана на рис. 3.9, що ілюструє чітку залежність сили різання від зміни глибини різання у процесі обробки сплаву Inconel 718.

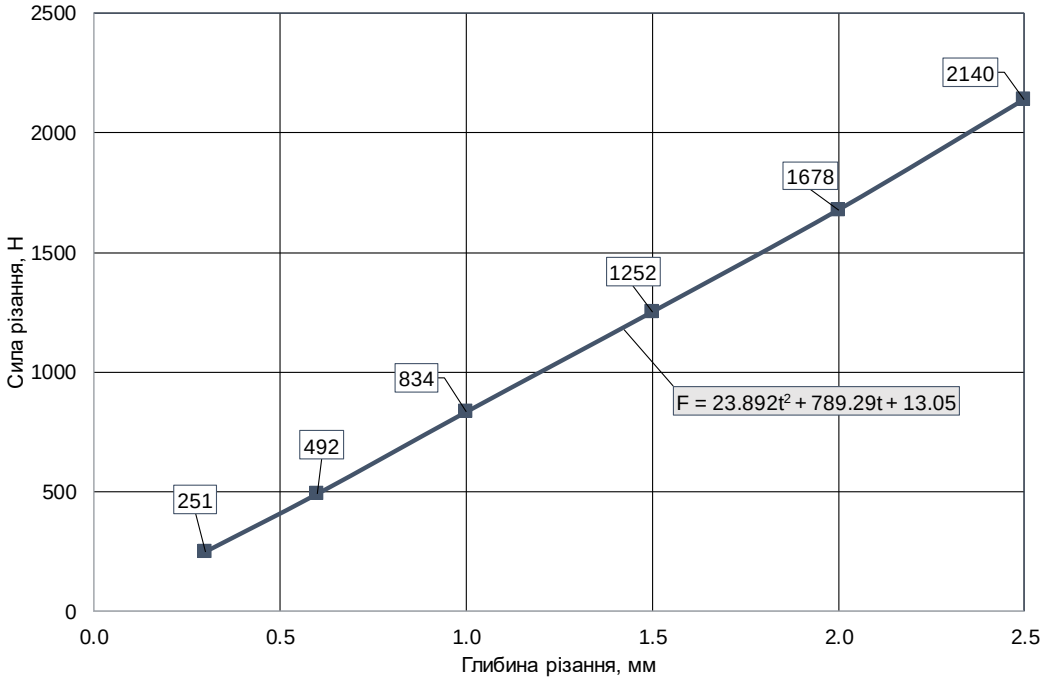


Рис. 3.9. Графік залежності сумарної сили від глибини різання заготовки з хромо-нікелевого сплаву IN 718.

Аналізуючи складну залежність сили від швидкості різання при обробці заготовки з хромо-нікелевого сплаву, слід зауважити, що вона залежить від значної кількості факторів, таких як фізико-механічні властивості матеріалу, геометрія різального леза, тощо. Однак можна констатувати наступні загальні тенденції динаміки зміни такого піраметру. По-перше, при збільшенні швидкості різання до 120 м/хв сила різання інтенсивно зменшується через значний вплив наростаючої пластичної деформації матеріалу (зона 1 – Рис.3.10 а). По-друге, на середніх швидкостях (120 - 180 м/хв), сила різання також зменшується внаслідок скорочення товщини стружки та зниження сил адгезії між стружкою і різальним лезом. Проте, інтенсивність цієї зміни значно падає (зона 2 – Рис. 3.10 а). По-третє, на високих швидкостях (більше 180 м/хв) сила різання стабілізується і знову незначно зростає через високе термічне навантаження, як домінуючий чинник, що впливає на розм'якшення оброблюваного матеріалу в зоні первинної та вторинної деформації (зона 3). Таке явище, в свою чергу, впливає на фрикційну складову різання.

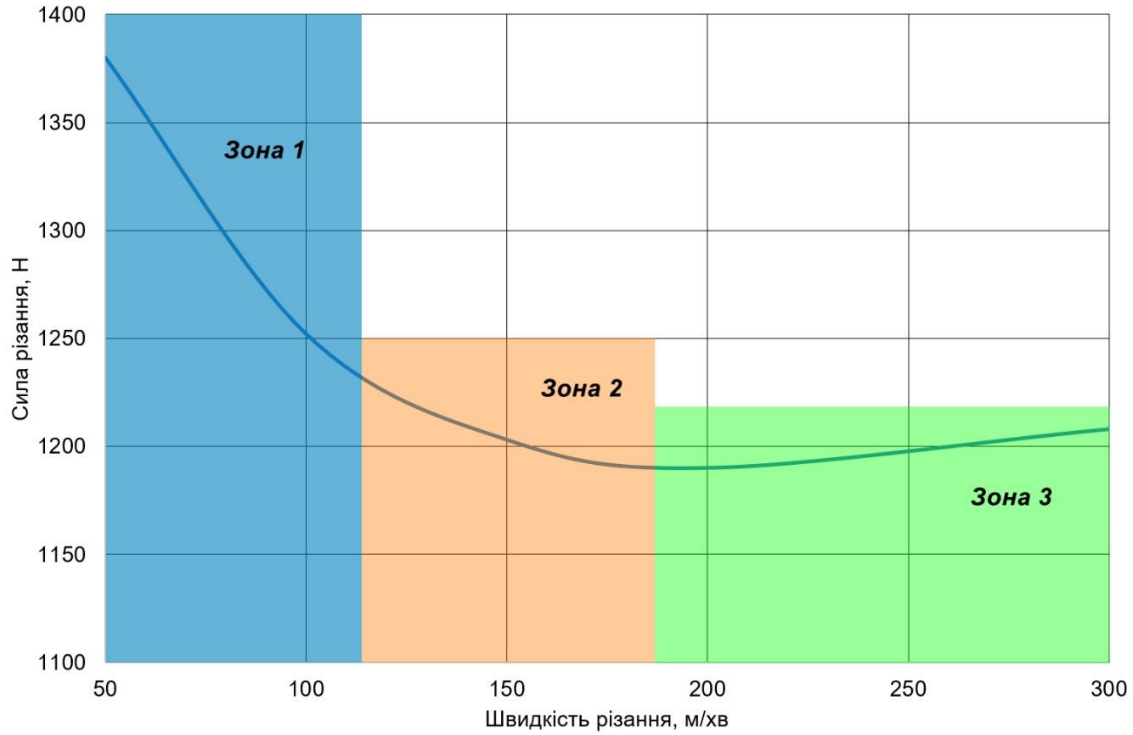
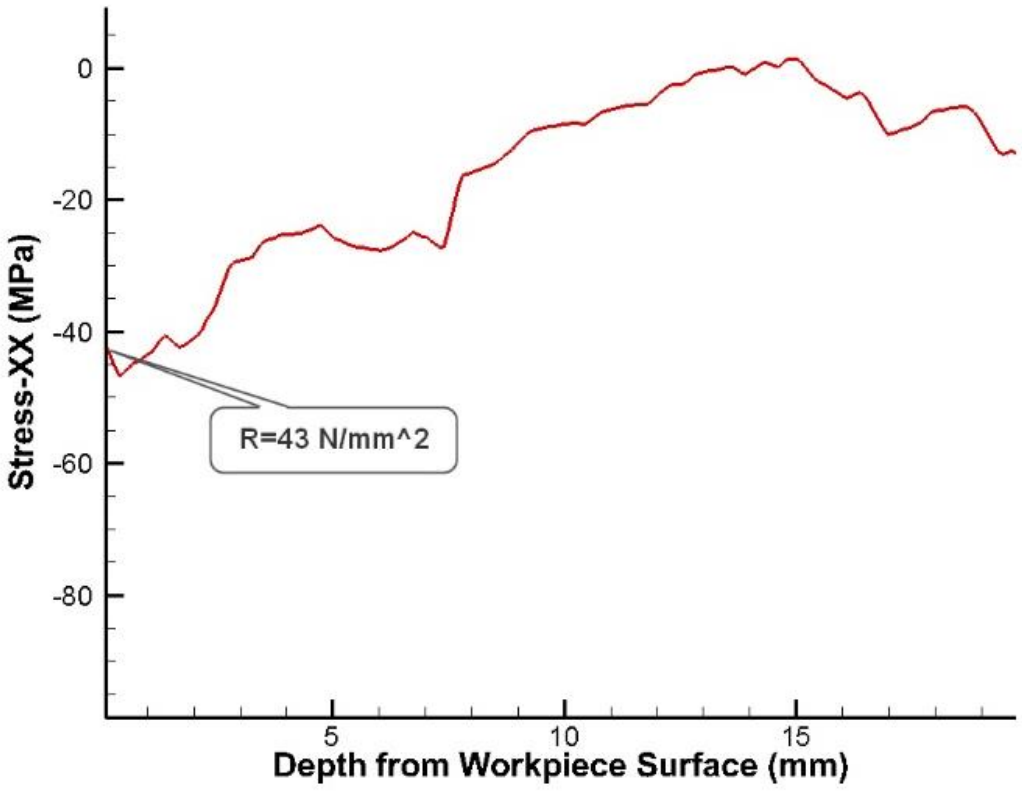


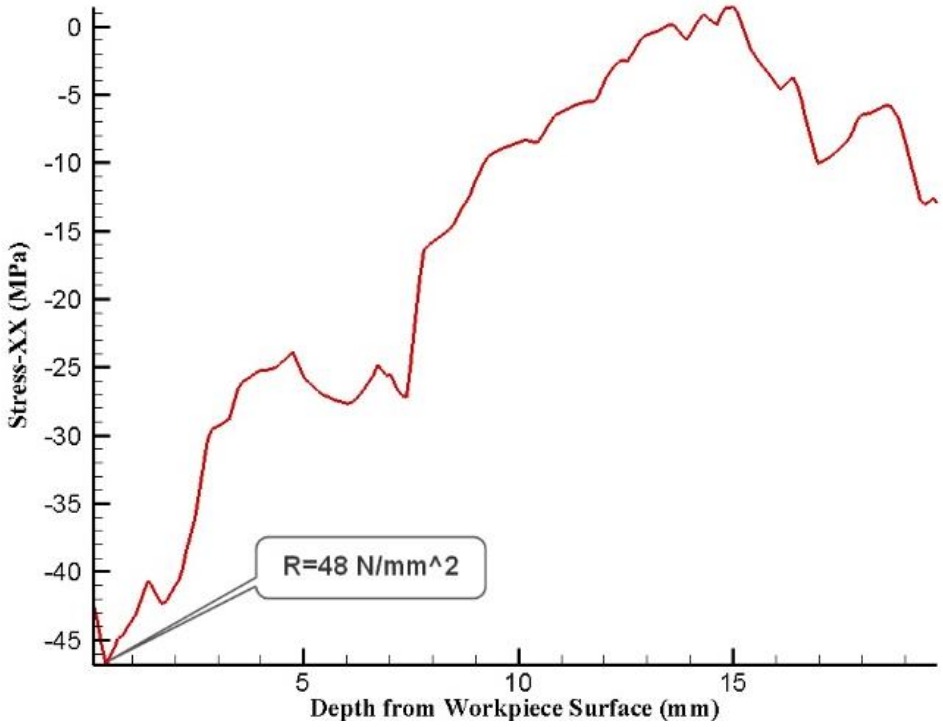
Рис. 3.10. Графіки залежності сил різання від швидкості різання заготовки з хромо-нікелевого сплаву IN 718

3.1.2. Аналіз поверхневих залишкових напружень, індукованих підчас лезового механічного оброблення заготовок хромо-нікелевого сплаву Inconel 718 зі зміною глибини різання в діапізоні 0,3-2,5 мм.

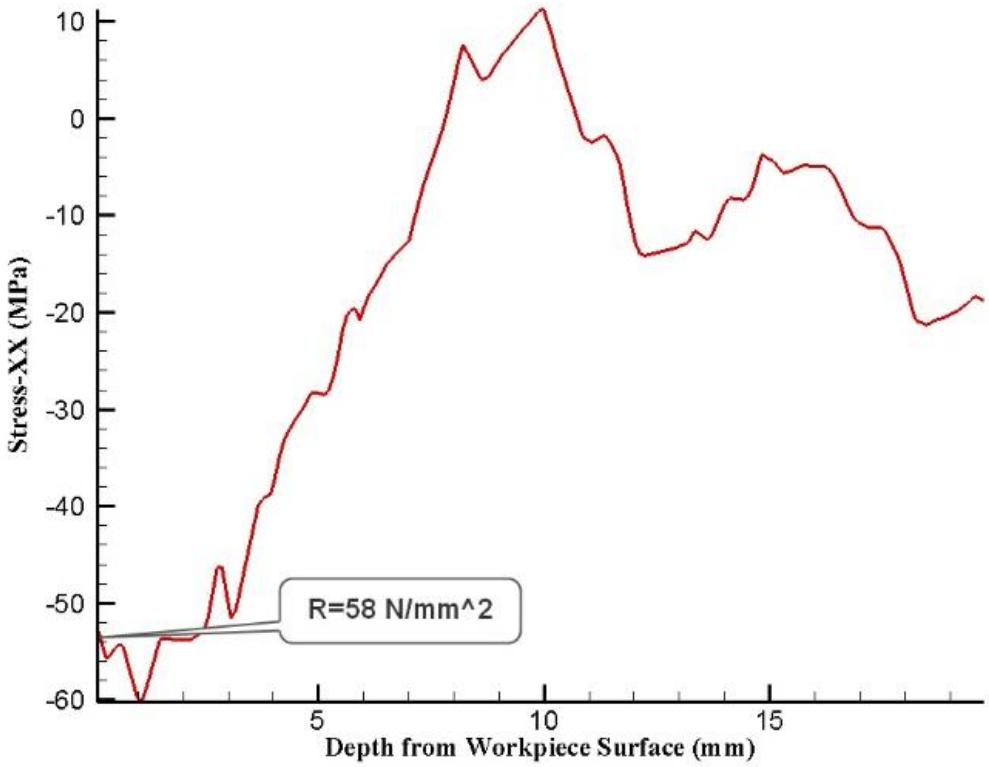
Наступний етап досліджень присвячено імітаційному аналізу впливу глибини різання на формування зони залишкових напружень, що індукуються різанням (*cutting-induced residual stress*). На рис. 3.11 представлені графічні результати таких досліджень процесу різання сплаву Inconel 718 при різних глибинах різання: t=0,3 мм (Рис. 3.11 а); t=0,6 мм (Рис. 3.11 б); t=1,0 мм (Рис. 3.11 в); t=1,5 мм (Рис. 3.11 г); t=2,0 мм (Рис. 3.11 д) та t=2,5 мм (Рис. 3.11 е). Усі інші параметри та умови різання залишаються незмінними для всіх завдань моделювання, зокрема подача встановлена на рівні S = 0,25 мм/об, а швидкість різання становить V=150,0 м/хв. Це дозволяє сконцентруватися на аналізі впливу саме глибини різання на формування залишкових напружень, забезпечуючи точність і достовірність отриманих результатів.



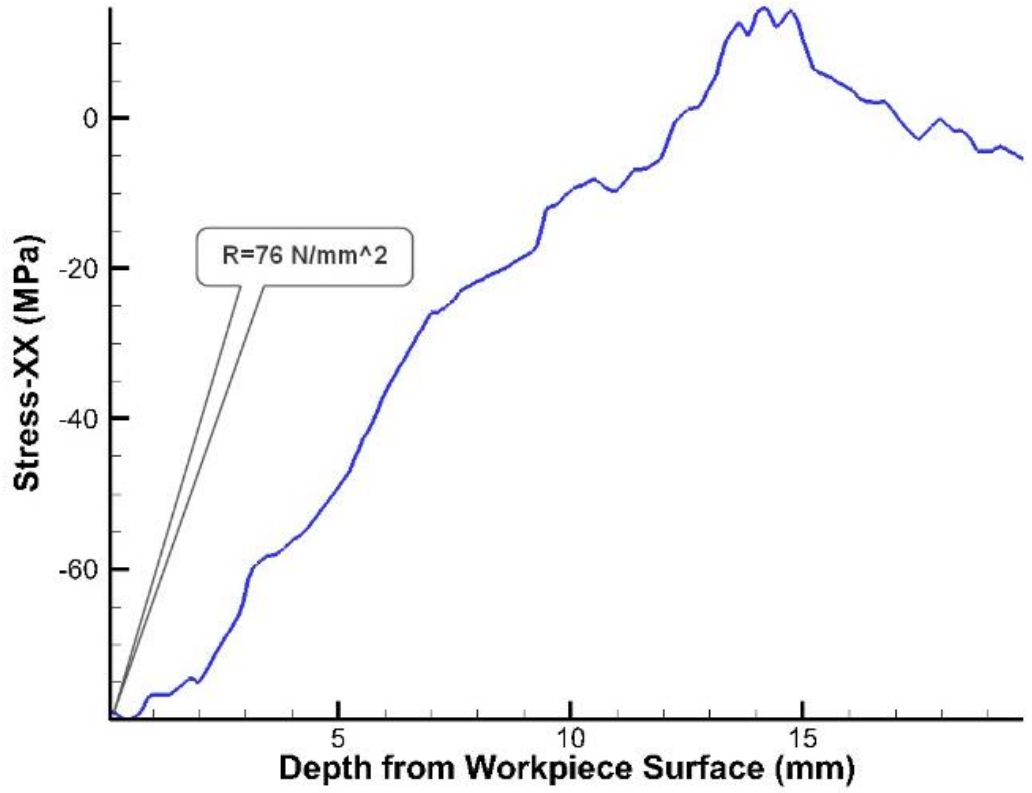
а)


0
-5
-10
-15
-20
-25
-30
-35
-40
-45
Stress-XX (MPa)
R=48 N/mm^2
5
10
15
Depth from Workpiece Surface (mm)

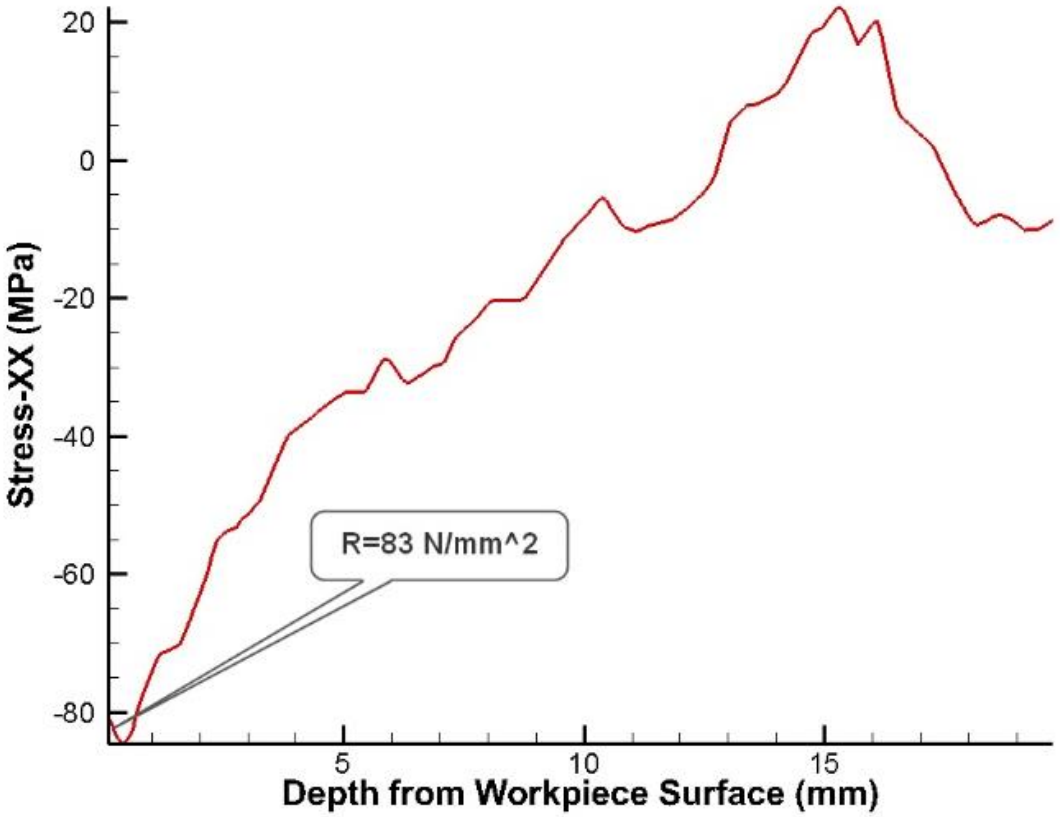
б)


10
0
-10
-20
-30
-40
-50
-60
Stress-XX (MPa)
R=58 N/mm^2
5
10
15
Depth from Workpiece Surface (mm)

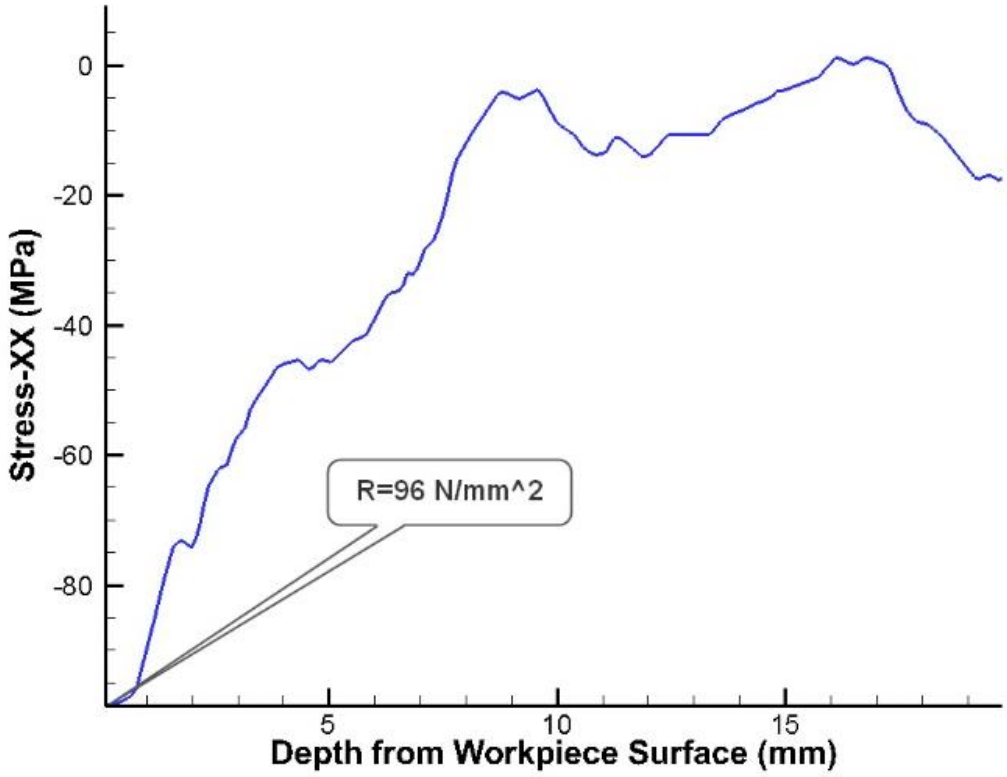
в)


R=76 N/mm^2
Stress-XX (MPa)
0
-20
-40
-60
5
10
15
Depth from Workpiece Surface (mm)

г)


R=83 N/mm^2
Stress-XX (MPa)
20
0
-20
-40
-60
-80
5
10
15
Depth from Workpiece Surface (mm)

д)



е)

Рис. 3.11. Графік залишкових напружень в зоні термостабілізації в залежності від глибини різання сплаву IN718

Аналіз результатів такого моделювання показав, що при глибині різання 0,6 мм залишкові напруження в зоні термостабілізації становлять 48 Н/мм², що на 11,6% більше порівняно з величиною залишкових напружень при глибині різання 0,3 мм, яка дорівнює 43 Н/мм². Подальше збільшення глибини різання до t=1,0 мм призводить до зростання величини поверхневих залишкових напружень до 58 Н/мм², що на 35% більше, ніж при глибині різання t=0,3 мм. Збільшення глибини різання до 1,5 мм спричинює ще більше зростання залишкових напружень до 76 Н/мм², що становить 77% більше, ніж при глибині різання t=0,3 мм. При глибині різання 2,0 мм цей показник досягає 83 Н/мм², що на 93% більше, ніж аналогічний параметр при глибині різання t=0,3 мм. Найбільше досліджуване значення глибини різання, 2.,5 мм, призводить до збільшення величини залишкових

напружень до 96 Н/мм², що на 123% більше у порівнянні з поверхневим залишковим напруженням, індукованим при глибині різання 0,3 мм. Динаміку впливу глибини різання на величину залишкових напружень наочно показано на рис. 3.12, що ілюструє, як збільшення глибини різання значно підвищує залишкові напруження в обробленому матеріалі.

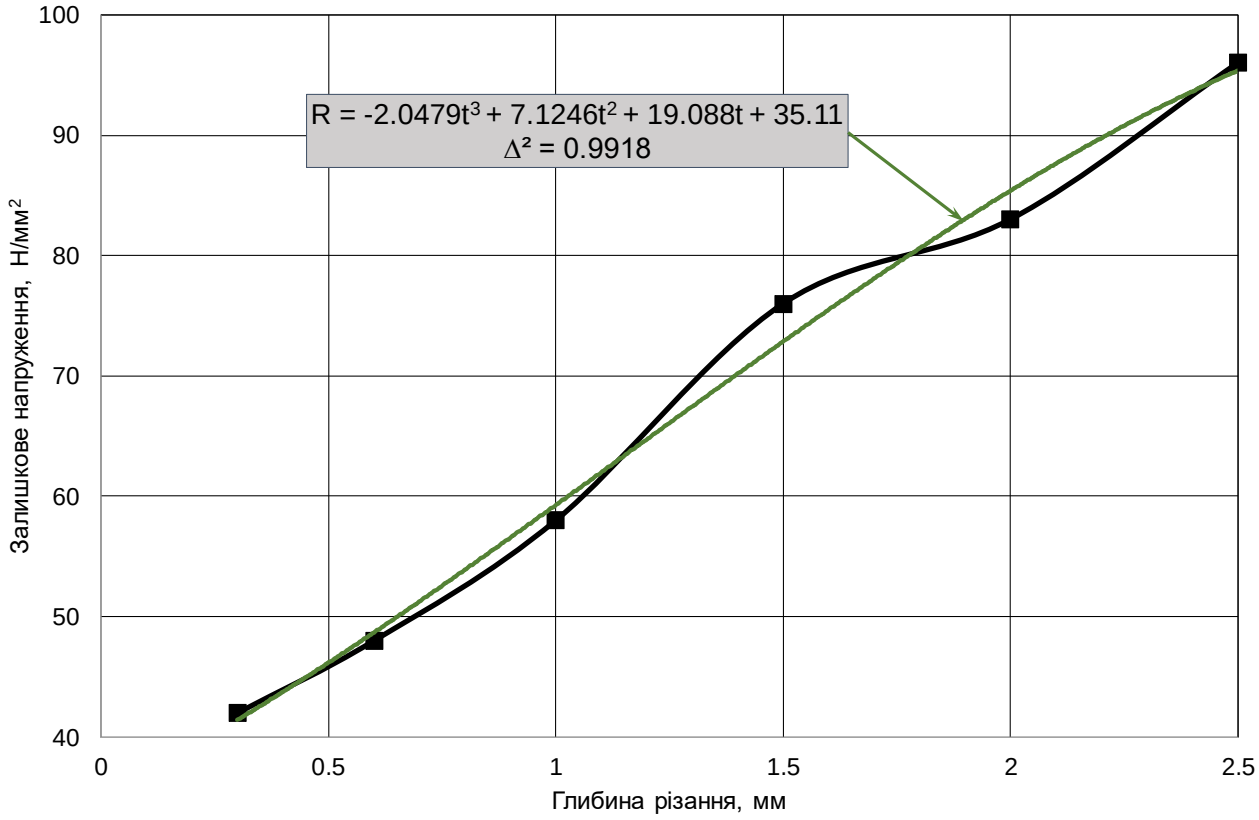


Рис. 3.12. Графік залежності залишкових напружень від глибини різання

3.1.3. Аналіз поверхневих залишкових напружень, індукованих підчас лезового механічного оброблення заготовок хромо-нікелевого сплаву Inconel 718 зі зміною швидкості різання в діапізоні від 50 м/хв до 300 м/хв.

Наступним запланованим етапом дослідження є встановлення залежності величини поверхневого залишкового напруження від зміни швидкості різання в діапазоні від 50 м/хв до 300 м/хв за умов постійних інших параметрів різання. Це дослідження дозволить визначити, як зміна швидкості різання впливає на індуковані різанням залишкові напруження на поверхні обробленої заготовки, що

є критично важливим для оптимізації процесу обробки та досягнення бажаних механічних властивостей кінцевого продукту. Отримані результати допоможуть зрозуміти, при яких умовах швидкість різання може сприяти мінімізації залишкових напружень або, навпаки, їх зростанню, що важливо для контролю якості обробки високоміцних матеріалів, таких як Inconel 718.

ЗАГОТОВКА:

Довжина заготовки - 50,0 мм

Висота заготовки - 20,0 мм

Матеріал - Інконель 718.

Максимальна кількість вузлів - 72000

Максимальний розмір елемента МКЕ сітки - 0,1 мм

Мінімальний розмір елемента МКЕ сітки - 0,02 мм

РІЗАЛЬНИЙ ІНСТРУМЕНТ

Передній кут - 5,0 град

Довжина леза по передній поверхні - 10,0 мм

Задній кут - 5,0 град

Довжина леза по задній поверхні - 10,0 мм

Радіус різального леза - 0,25 мм

Матеріал різальної частини інструменту - кубічний нітрид бору

Мінімальний розмір МКЕ сітки - 0,02 мм

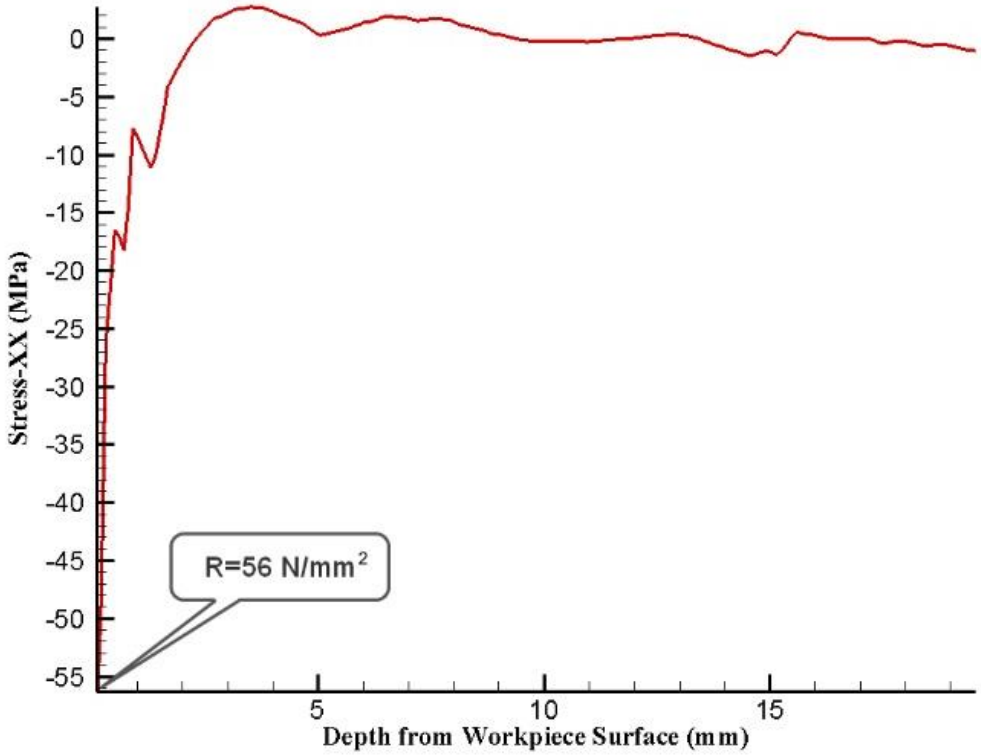
Максимальний розмір МКЕ сітки - 0,1 мм

СИМУЛЯЦІЯ ПРОЦЕСУ РІЗАННЯ

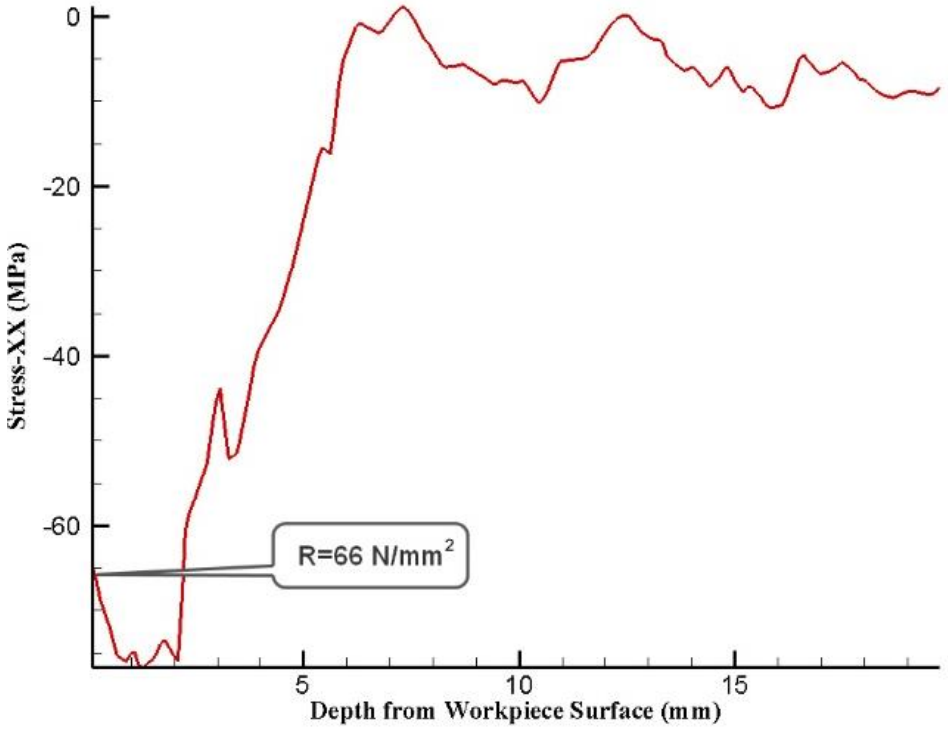
Подача - 0,25 мм

Глибина різання – 1,5 мм.

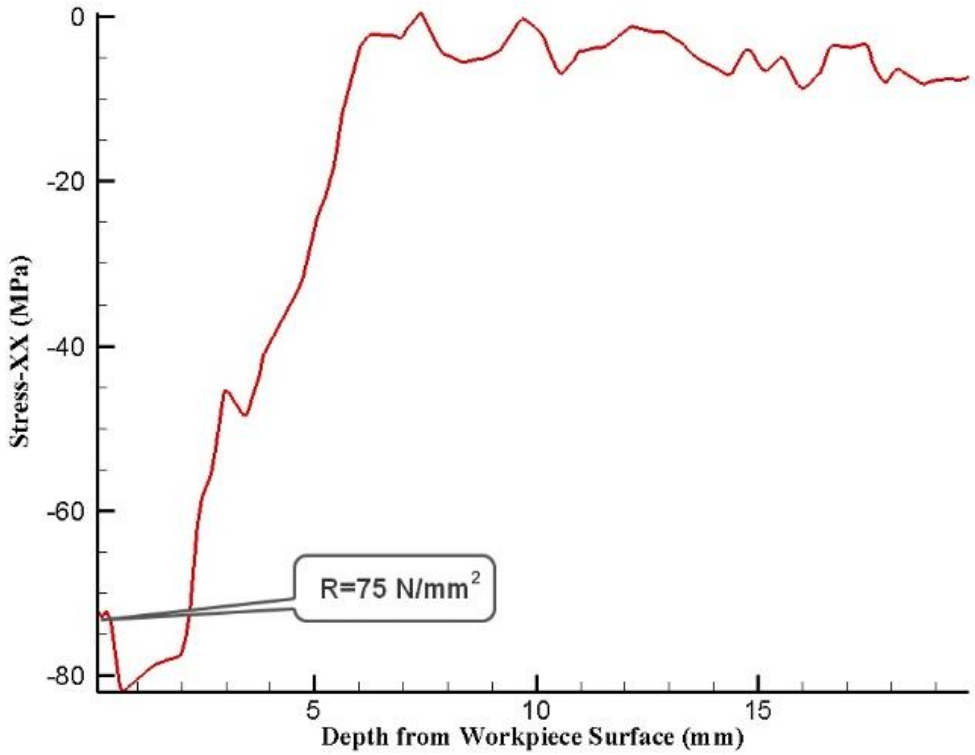
На рис. 3.13 наведено графічні результати таких досліджень процесу різання сплаву Інконель 718 з швидкістю різання V=50 м/хв (Рис. 3.13 а); V=100 м/хв (Рис. 3.13 б); V=150 м/хв (Рис. 3.13 в); V=200 м/хв (Рис. 3.13 г); V=250 м/хв (Рис. 3.13 д); V=300 м/хв (Рис. 3.13 е).


0
-5
-10
-15
-20
-25
-30
-35
-40
-45
-50
-55
Stress-XX (MPa)
R=56 N/mm²
5
10
15
Depth from Workpiece Surface (mm)

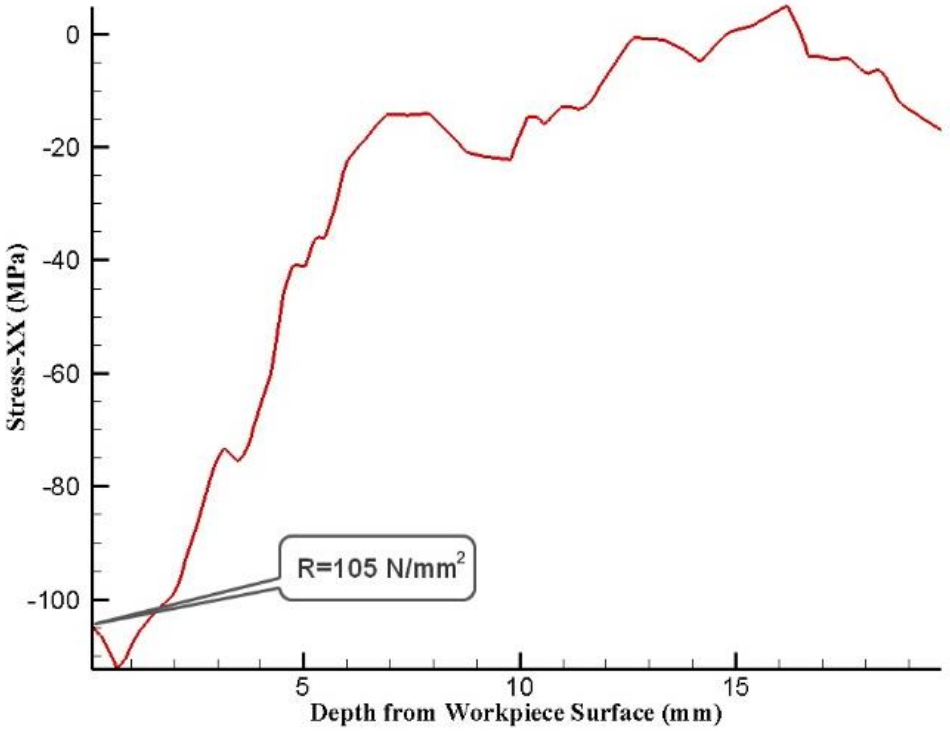
а)


0
-20
-40
-60
Stress-XX (MPa)
R=66 N/mm²
5
10
15
Depth from Workpiece Surface (mm)

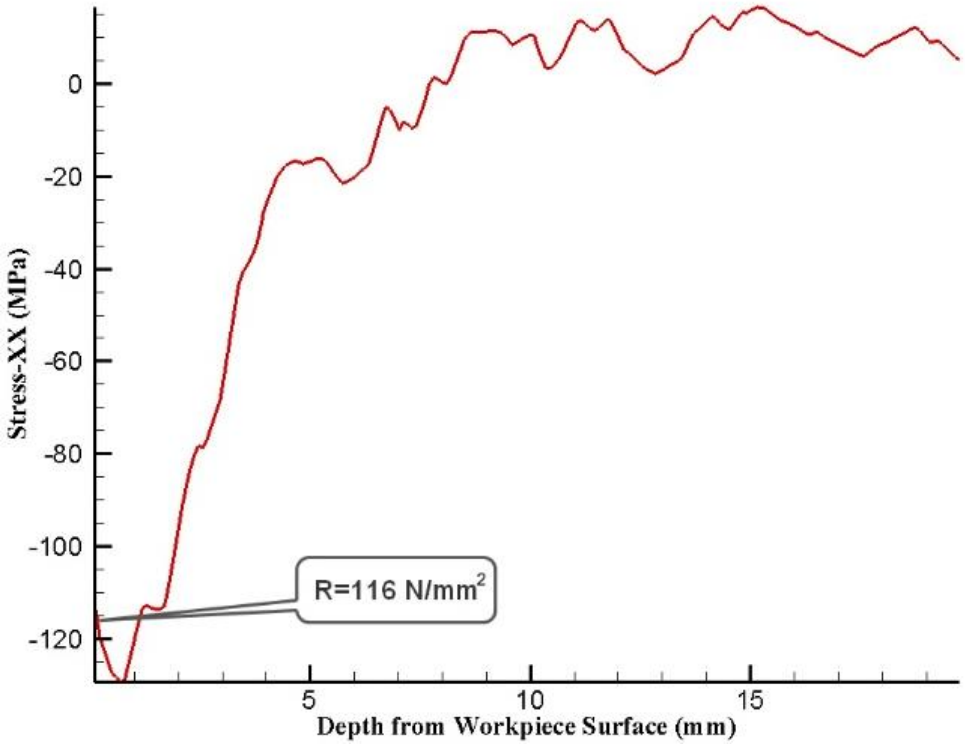
б)


0
-20
-40
-60
-80
Stress-XX (MPa)
R=75 N/mm2
5
10
15
Depth from Workpiece Surface (mm)

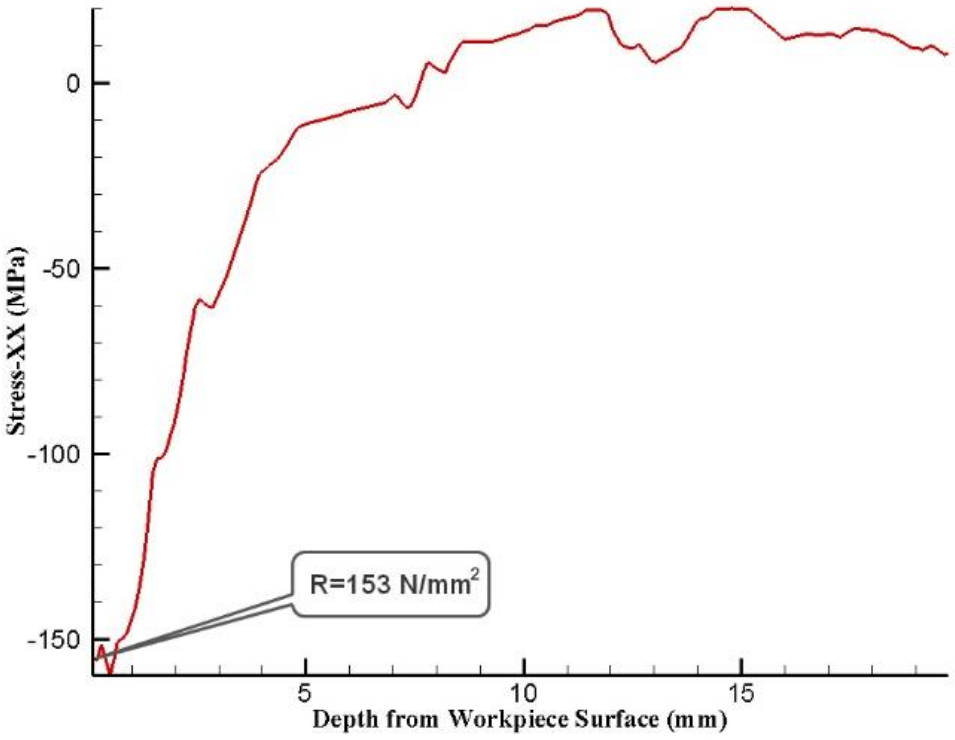
в)


0
-20
-40
-60
-80
-100
Stress-XX (MPa)
R=105 N/mm2
5
10
15
Depth from Workpiece Surface (mm)

г)



д)



е)

Рис. 3.13. Графік залишкових напружень в зоні термостабілізації при різних швидкостях різання сплаву IN718.

Аналіз результатів такого моделювання показав, що при швидкості різання 100 м/хв залишкові напруження в зоні термостабілізації становлять 66 Н/мм², що на 18% більше порівняно зі значенням залишкових напружень при швидкості різання 50 м/хв, яка дорівнює 56 Н/мм². Збільшення швидкості різання до 150 м/хв призводить до подальшого зростання величини поверхневих залишкових напружень до 75 Н/мм², що на 34% більше, ніж при швидкості різання 50 м/хв. Подальше підвищення швидкості різання до 200 м/хв спричинює значне зростання залишкових напружень до 105 Н/мм², що на 88% більше порівняно з показником при швидкості різання 50 м/хв. При швидкості різання 250 м/хв цей показник досягає 116 Н/мм², що на 107% більше порівняно з аналогічним параметром при швидкості різання 50 м/хв. Найбільше досліджуване значення швидкості різання 300 м/хв призводить до подальшого збільшення залишкових напружень до 153 Н/мм², що становить приріст на 127% у порівнянні з поверхневими залишковими напруженнями, індукованими при швидкості різання 50 м/хв. Динаміку впливу швидкості різання на величину залишкових напружень наочно показано на рис. 3.14, що ілюструє прямий зв'язок між збільшенням швидкості різання та підвищенням залишкових напружень у поверхневих шарах обробленого матеріалу.

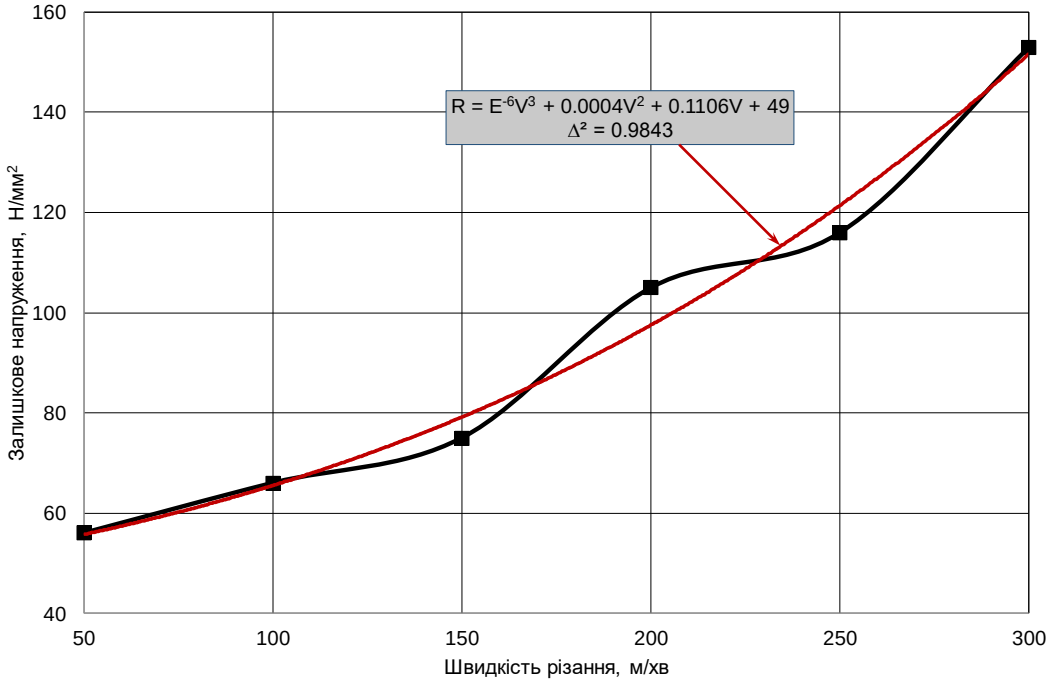


Рис. 3.14. Графік залежності поверхневих залишкових напружень від швидкості різання.

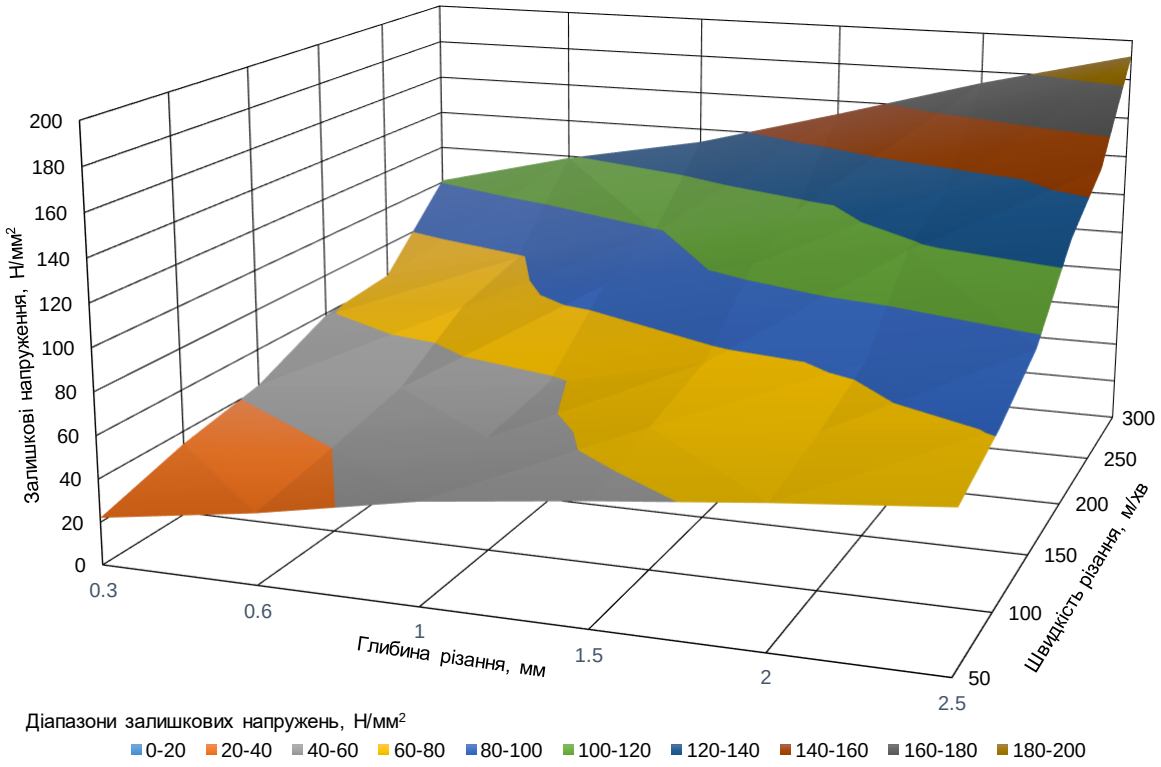


Рис. 3.15. Інтегральна залежність залишкових напружень від швидкості та глибини різання

3.2. Аналіз термодинамічного стану оброблюваного матеріалу в зоні формоутворення підчас механічного оброблення заготовок з хромо-нікелевого сплаву Inconel 718 зі зміною швидкості різання в діапізоні від 50 м/хв до 300 м/хв.

Першопричиною такого різкого зростання залишкових напружень під час різання хромо-нікелевого сплаву залежно від швидкості механічного оброблення є, безумовно, висока температура, що утворюється в зоні різання. Зі збільшенням швидкості різання відбувається інтенсивніше виділення тепла, що призводить до значного підвищення температури у контактній зоні між інструментом і заготівкою. Це підвищення температури спричиняє зміни в структурі матеріалу, підвищує пластичність металу, що в свою чергу, призводить до збільшення залишкових напружень у поверхневих шарах обробленого матеріалу. Висока температура також призводить до термічних деформацій, які залишають після себе додаткові залишкові напруження розтягу, що негативно впливають на загальні механічні властивості готового виробу.

На рис. 3.16 наведено графічні результати імітаційних досліджень процесу різання заготовок зі хромо-нікелевого сплаву Інконель 718 з швидкістю різання V=50 м/хв; V=100 м/хв; V=150 м/хв; V=200 м/хв; V=250 м/хв та V=300 м/хв .

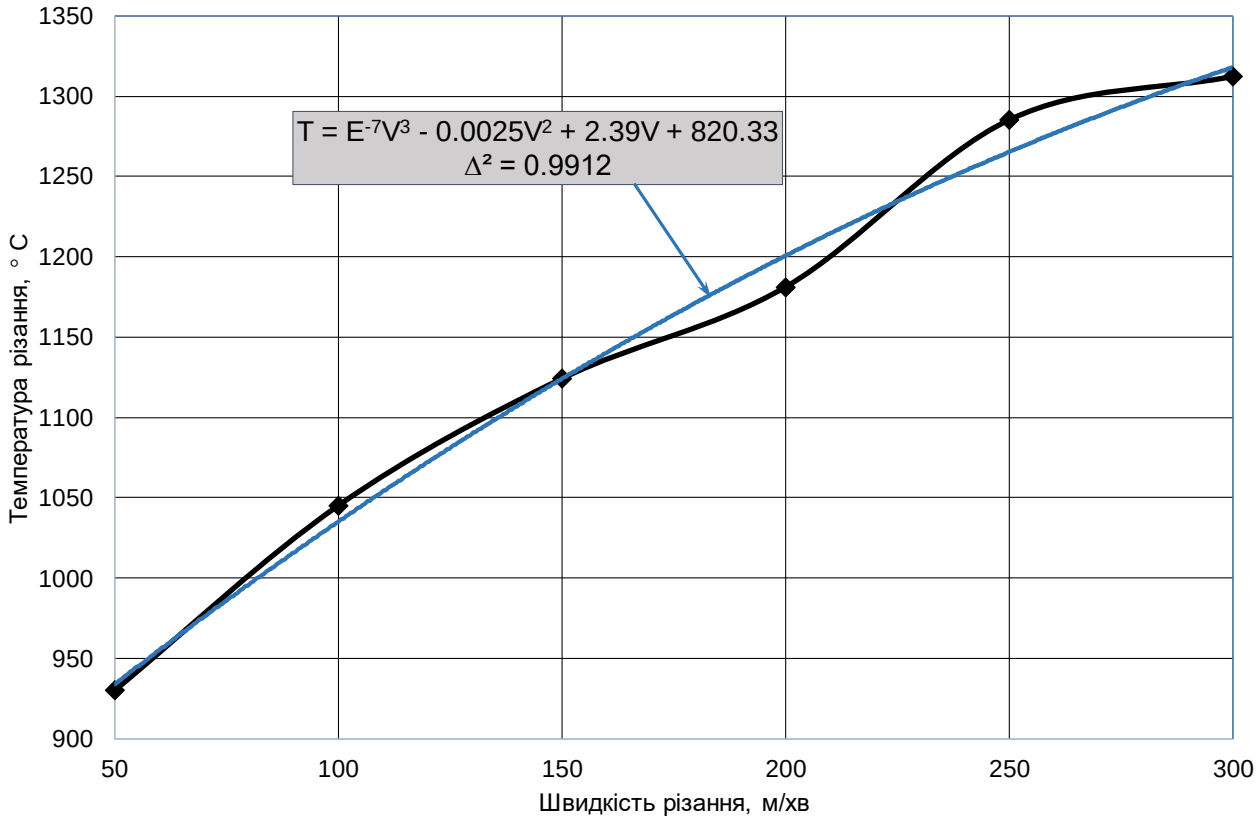


Рис. 3.16. Графік залежності температури різання від швидкості різання

Аналіз результатів імітаційного моделювання термодинамічного стану заготовок з хромо-нікелевого сплаву Inconel 718 продемонстрував важливі закономірності, що виникають при зміні швидкості різання, і їхній вплив на температуру в зоні різання. Зокрема, при швидкості різання 100 м/хв температура в зоні різання досягає 1045 °C, що є на 13% вищою в порівнянні з температурою при швидкості різання 50 м/хв, яка становила 930 °C. Це зростання температури відображає вплив збільшення швидкості різання на інтенсивність процесу теплоутворення.

При підвищенні швидкості різання до 150 м/хв спостерігається подальше підвищення температури в зоні різання до 1124 °C, що на 21% більше у порівнянні з температурою, отриманою при швидкості різання 50 м/хв. Цей стрибок температури демонструє, як швидкість різання впливає на

термодинамічний стан матеріалу, що може мати значний вплив на результати механічної обробки та якість обробленої поверхні.

Збільшення швидкості різання до 200 м/хв призводить до ще більшого зростання температури в зоні різання до 1181 °C, що на 27% перевищує температуру при швидкості різання 50 м/хв. Такий значний приріст температури свідчить про прогресивний вплив швидкості різання на процес теплоутворення і можливі зміни у структурі матеріалу під впливом високих температур.

Подальше підвищення швидкості різання до 250 м/хв зумовлює зростання температури до 1285 °C, що на 38% більше у порівнянні з аналогічним показником при швидкості різання 50 м/хв. Це різке підвищення температури є індикатором того, що швидкість різання продовжує суттєво впливати на тепловий стан матеріалу в зоні різання, що може мати як позитивні, так і негативні наслідки для процесу обробки.

Найбільше досліджуване значення швидкості різання, 300 м/хв, призводить до досягнення температури в зоні формоутворення 1312 °C, що на 41% перевищує температуру, зафіксовану при швидкості різання 50 м/хв. Це максимальне значення температури відображає кумулятивний ефект збільшення швидкості різання на термодинамічні умови в зоні різання, підкреслюючи важливість оптимізації параметрів різання для контролю температури і, як наслідок, якості обробки та стану залишкових напружень у матеріалі. Таким чином, ці результати чітко демонструють тісний взаємозв’язок між швидкістю різання та температурним режимом у зоні обробки, що вкрай важливо враховувати при виборі режимів різання для обробки високоміцних і важкооброблюваних матеріалів, таких як Inconel 718.

Висновки до розділу 3.

1. Для того, щоб розробити науково обґрунтований алгоритм вибору параметрів механічного оброблення, визначення оптимальної геометрії різального леза, правильного розподілу припуску на обробку, а також для формування показників точності, шорсткості та стану поверхневого шару обробленої заготовки, необхідно ретельно передбачити напружено-деформовану та термодинамічну картину різання конкретного важкооброблюваного матеріалу для конкретних умов майбутньої експлуатації виробу. Аналіз такої картини дозволяє робити логічно обґрунтовані технологічні висновки з урахуванням особливостей течії матеріалу в процесі формоутворення. Ефективною методикою для аналізу параметрів термодинамічного, напружено-деформаційного та силового стану заготовок є застосування імітаційного моделювання процесу механічного оброблення в системі AdvantEdge, яка дозволяє отримати точні дані для подальшого оптимального налаштування параметрів обробки.

2. Проведений аналіз результатів моделювання силових параметрів під час лезового механічного оброблення заготовок з хромо-нікелевого сплаву Inconel 718 зі зміною глибини різання продемонстрував такі результати: при глибині різання 0,6 мм сила різання становить 491,68 Н, що є на 95,5% більше, ніж при глибині різання 0,3 мм. Подальша зміна глибини різання до t=1,0 мм призводить до значного збільшення сили різання, яка досягає 834,29 Н, що на 69,7% більше, ніж при глибині різання t=0,6 мм. Збільшення глибини різання до 1,5 мм спричинює подальше зростання сили різання до 1252,06 Н, що на 50% більше, ніж при глибині різання t=1,0 мм. При глибині різання 2,0 мм сила різання досягає вже 1678,5 Н, що є на 34% більше в порівнянні з аналогічним параметром при глибині різання t=1,5 мм. Нарешті, найбільше досліджуване значення глибини різання 2,5 мм спричинює збільшення сили різання на 27,5% у порівнянні з глибиною різання 2,0 мм, тобто до значення 2140,54 Н. Ці результати підтверджують залежність сили різання від глибини оброблення і показують, як

значне збільшення глибини різання впливає на механічні навантаження під час оброблення.

3. Аналізуючи складну залежність сили від швидкості різання при обробці заготовки з хромо-нікелевого сплаву, слід зауважити, що при збільшенні швидкості різання до 120 м/хв сила різання інтенсивно зменшується через значний вплив наростаючої пластичної деформації матеріалу; на середніх швидкостях (120 - 180 м/хв) сила різання також зменшується внаслідок скорочення товщини стружки та зниження сил адгезії між стружкою і різальним лезом, але інтенсивність цієї зміни значно падає; на високих швидкостях (більше 180 м/хв) сила різання стабілізується і знову незначно зростає через високе термічне навантаження, як домінуючий чинник, що впливає на розм'якшення оброблюваного матеріалу в зоні первинної та вторинної деформації.

4. Аналіз результатів дослідження поверхневих залишкових напружень, індукованих під час лезового механічного оброблення заготовок з хромо-нікелевого сплаву Inconel 718 зі зміною глибини різання, виявив наступне: при глибині різання 0,6 мм залишкові напруження в зоні термостабілізації становлять 48 Н/мм², що на 11,6% більше, ніж при глибині різання 0,3 мм, яка складає 43 Н/мм². Зміна глибини різання до t=1,0 мм призводить до подальшого збільшення величини поверхневих залишкових напружень до 58 Н/мм², що на 35% більше порівняно з результатами при глибині різання t=0,3 мм. Подальше збільшення глибини різання до 1,5 мм викликає значне зростання залишкових напружень до 76 Н/мм², що становить 77% більше, ніж при глибині різання t=0,3 мм. При глибині різання 2,0 мм цей показник досягає 83 Н/мм², що є на 93% більше порівняно з аналогічним параметром при глибині різання t=0,3 мм. Нарешті, найбільше досліджуване значення глибини різання 2.5 мм спричинює збільшення величини залишкових напружень на 123%, тобто до 96 Н/мм², у порівнянні з поверхневими залишковими напруженнями, індукованими при глибині різання

0,3 мм. Ці результати вказують на значний вплив глибини різання на формування залишкових напружень у поверхневих шарах матеріалу.

5. Дослідження зміни залишкових напружень у поверхневих шарах матеріалу в залежності від зміни швидкості різання показало наступне: при швидкості різання 100 м/хв залишкові напруження в зоні термостабілізації становлять 66 Н/мм², що на 18% більше порівняно зі значенням залишкових напружень при швидкості різання 50 м/хв, де цей показник дорівнював 56 Н/мм². Збільшення швидкості різання до 150 м/хв призводить до подальшого зростання залишкових напружень до 75 Н/мм², що на 34% більше, ніж при швидкості різання 50 м/хв. Збільшення швидкості різання до 200 м/хв спричинює подальше зростання залишкових напружень до 105 Н/мм², що на 88% більше, ніж при швидкості різання 50 м/хв. При швидкості різання 250 м/хв величина залишкових напружень досягає 116 Н/мм², що є на 107% більше у порівнянні з аналогічним параметром при швидкості різання 50 м/хв. Найбільше досліджуване значення швидкості різання 300 м/хв призводить до збільшення залишкових напружень до 153 Н/мм², що є на 127% більше у порівнянні з поверхневими залишковими напруженнями, індукованими при швидкості різання 50 м/хв. Ці результати демонструють прямий і суттєвий вплив швидкості різання на величину залишкових напружень, що виникають у процесі обробки.

6. Аналіз термодинамічного стану оброблюваного матеріалу в зоні формоутворення під час механічного оброблення заготовок з хромо-нікелевого сплаву Inconel 718 зі зміною швидкості різання показав такі результати: при швидкості різання 100 м/хв температура в зоні різання досягає 1045 °С, що на 13% більше, ніж температура при швидкості різання 50 м/хв, яка складала 930 °С. Підвищення швидкості різання до 150 м/хв спричинює подальше підвищення температури в зоні різання до 1124 °С, що на 21% більше у порівнянні з температурою при швидкості різання 50 м/хв. Подальше збільшення швидкості різання до 200 м/хв призводить до ще більшого підвищення температури до

1181 °C, що на 27% перевищує температуру при швидкості різання 50 м/хв. При збільшенні швидкості різання до 250 м/хв температура в зоні різання досягає вже 1285 °C, що є на 38% більше у порівнянні з температурою при швидкості різання 50 м/хв. Нарешті, найбільше досліджуване значення швидкості різання, 300 м/хв, призводить до досягнення температури в зоні формоутворення 1312°C, що на 41% перевищує температуру при швидкості різання 50 м/хв. Ці результати підтверджують значний вплив швидкості різання на температурний режим у зоні різання, що в свою чергу може мати суттєвий вплив на механічні властивості оброблюваного матеріалу та процес формування залишкових напружень.

РОЗДІЛ 4.
ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ГЕОМЕТРІЇ РІЗАЛЬНОГО ІНСТРУМЕНТУ НА ФОРМУВАННЯ СИЛОВИХ ТА ТЕРМОДЕФОРМАЦІЙНИХ ПАРАМЕТРІВ ПРОЦЕСУ МЕХАНІЧНОГО ОБРОБЛЕННЯ ХРОМО-НІКЕЛЕВИХ СПЛАВІВ

В розділі 1 було доведено, що основними чинниками, які обмежують оброблюваність деталей з хромонікелевих сталей та споріднених сплавів, є їх підвищена твердість та термічна стійкість. Крім того, іншим важливим фактором, що впливає на формування надмірних параметрів потужності різання, є пластичність оброблюваного матеріалу. У цьому випадку на процес впливають два протилежні фактори. З одного боку, межа текучості матеріалу заготовки зростає разом зі збільшенням твердості, що вимагає більших зусиль для процес руйнівної деформації та утворення стружки. І навпаки, матеріал заготовки зазнає зниження межі текучості через виділення надмірного тепла в процесі обробки. У випадку важкооброблюваних матеріалів, таких як хромонікелеві сталі, якщо твердість заготовки перевищує певний поріг, домінуючим явищем стає утворення тріщин, а не пластична деформація. Іншими словами, пластична деформація поступається крихкому руйнуванню, подібно до обробки, наприклад, чавуну. В результаті цього явища енергія деформації, яка, в свою чергу, перетворюється в тепло, зменшується і розм'якшення матеріалу, практично, не відбувається. Вивченню приорітетності цих чинників, аналізу впливу базових технологічних параметрів та геометрії різального інструменту на напружено-деформований та термодинамічний стан заготовки в процесі різання хромо-нікелевих сплавів присвячено дослідження даного розділу дисертаційної роботи

4.1. Постановка задачі досліджень

Зональність протікання швидкоплинних процесів різання передбачає поділ на: первинну зону зсуву, яка формується від корня стружки до вершини інструменту; вторинну зону зсуву, яка з розвивається вздовж передньої

поверхні інструменту і третинну зону зсуву, де заокруглення леза та частково задня поверхня інструменту контактує з новоутвореною обробленою поверхнею заготовки. Очевидно, що тертя стружки по передній поверхні інструменту і по заокругленому лезу інструменту суттєво (обернено-пропорційно) залежить від швидкості різання і подачі. Крім того, пружно-пластичні властивості зруйнованого матеріалу заготовки впливатимуть на розподіл напружень на вторинній та третинній зонах зсуву.

Різальні інструменти передбачають наявність радіусу заокруглення леза в межах від 5 до 250 мкм. Причому, інструмент з покриттям зазвичай має більший радіус, ніж інструмент без покриття. Численні експериментальні дані показують, що геометрія кромки інструменту відіграє вирішальну роль підчас чистового оброблення, де швидкість подачі невелика і має той же порядок величини, що і розмір леза інструменту [45]. Важливо враховувати вплив геометрії леза інструменту для кращого розуміння механізму деформації стружки і точного прогнозування характеристик обробки, таких як сили різання і температури різання, знос інструменту і стійкість інструменту, а також інженерія обробленої поверхні.

Для візуалізації зони розподілу обробленого матеріалу на 2 потоки наведена схема як результат імітаційного моделювання процесу механічного оброблення сплаву IN718 в системі Deform 2D. Точкою розподілу є точка D2 (рис.4.1). Нижче (Рис.4.2) наведена хромограма швидкості течії матеріалу у всіх 3-х зонах зсуву.

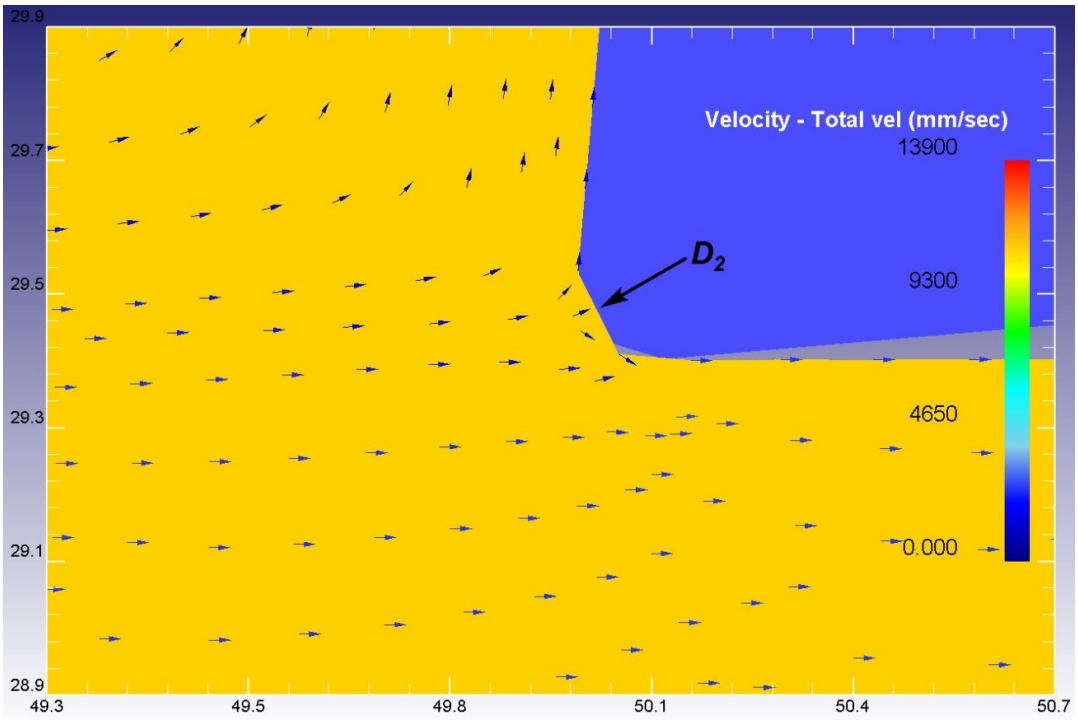


Рис. 4.1. Візуалізація зони розподілу обробленого матеріалу на 2 потоки як результат імітаційного моделювання процесу механічного оброблення сплаву IN718 в системі Deform 2D

Аналіз значної кількості імітаційних досліджень процесу стружкоутворення дозволяє зробити наступні висновки. По-перше, швидкість потоку матеріалу в третинній зоні зсуву практично не загальмовується і є вищою в 1,3-1,4 рази, ніж у первинній зоні, і у 2,4-2,5 раз більшою, ніж у вторинній зоні зсуву. Причому, на передній поверхні інструменту візуалізується зона загальмовування стружки (700-900 мм/с), в той час, коли номінальна швидкість матеріалу становить 1850 мм/с (110 м/хв). Такий ефект пояснюється специфічною фрикційною контактною взаємодією підсистеми різання «Інструмент-Стружка» та підтверджує результати, отримані Н.Фангом у роботі [45]. Запропонована в даному сенсі модель також враховує сили різання, радіус закручування стружки, товщину стружки та довжину контакту інструменту зі стружкою. Для чисельного розв'язання задач про ковзання було використано математичне формулювання моделі на основі матричного методу Дьюхерста і Коллінза

[34]. Проте й тут автор стверджує, що єдине аналітичне рішення для розрахунку контакту стружки з інструментом на вторинній зоні зсуву є складнопрогнозоване.

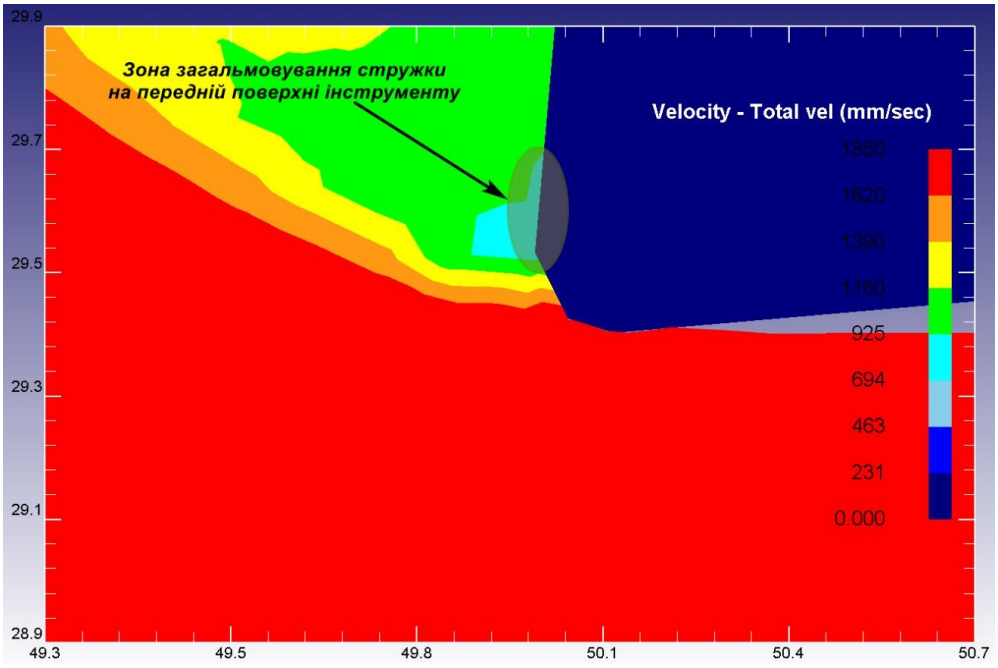


Рис. 4.2. Хромограма швидкості течії матеріалу в зоні стужкоутворення

Використовуючи перевагу імітаційного моделювання у визначенні поточних параметрів напружено-деформаційних та термодинамічних параметрів різання, запропоновано модернізовану (у порівнянні наведених Н. Фангом у [46]) розрахункову схему стружкоутворення (рис.4.3.). Акцент у даному випадку приділений аналізу впливу заокруглення різального леза на силові та термодеформаційні процеси у всіх зонах зсуву. Розміри зон зсуву, показані на рис. 4.3, перебільшені для того, щоб чітко показати лінії проковзування деформованого матеріалу заготовки в цих зонах. Заокруглене лезо інструмента D_1-D_3 умовно апроксимовано хордами D_1-D_2 і D_2-D_3 з метою спрощення математичної інтерпретації задачі про лінії загальмовування та проковзування стружки у вторинній та третинній зонах зсуву.

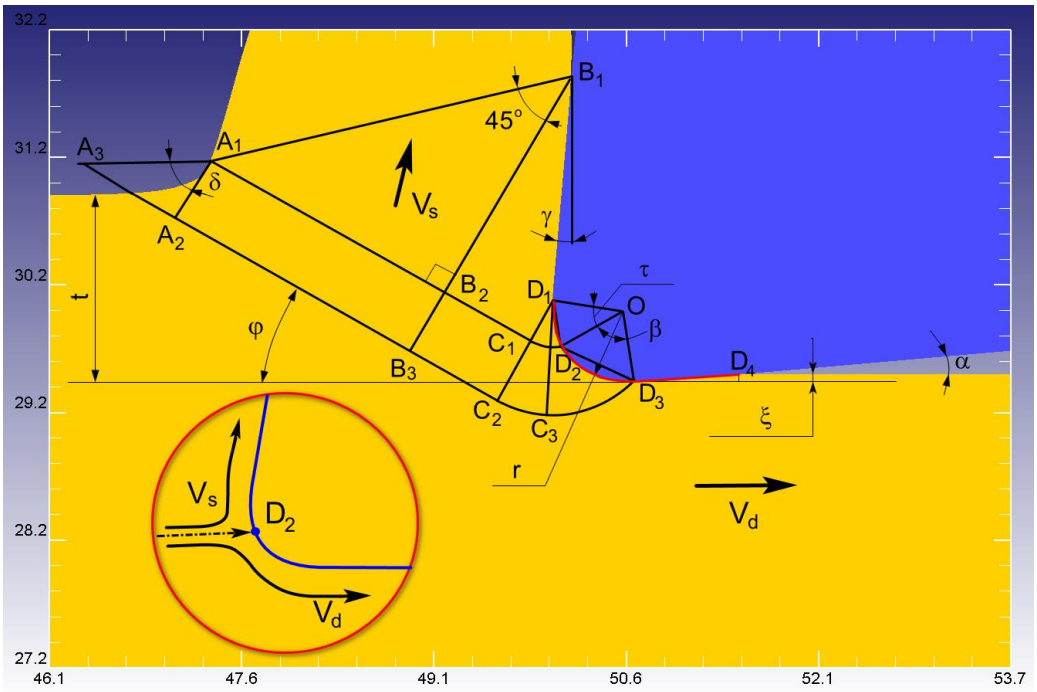


Рис. 4.3. Формалізована схема формоутворення в зоні різання

4.2. Результати досліджень впливу заокруглення різального леза на напружено-деформаційні параметри різання заготовки з хромо-нікелевого сплаву.

Точка D_2, яку називають точкою застою потоку матеріалу, точкою відриву або нейтральною точкою [45], умовно ділить потік оброблюваного матеріалу на 2 складових, які рухаються з різними швидкостями – V_s і V_d. Важливим з точки зору формування інтенсивності цих потоків є співвідношення кутів τ та β, які визначають ступінь розподілу потоку матеріалу між стружкою та пластично-деформованим матеріалом оброблюваного шару заготовки. Чим вищою є ці співвідношення, тим, з однієї сторони коефіцієнт усадки стружки є нижчим, а величина пружної деформації ξ є більшою. Слід зауважити, що проведення аналогічних досліджень, використовуючи виключно аналітичні моделі є неможливим. Теоретично, такі дослідження можна було б провести завдяки високошвидкісній зйомці [10]. Проте, аналогічні дослідження досі не проводились. Таким чином, єдиним інструментом є імітаційне моделювання. Такі дослідження для оброблення заготовки з Інконелю 718 показані на рис. 4.5. Дослідження проводились в

системі Deform 2D V.11/02 для наступних режимів різання: швидкість різання V=110 м/хв; глибина різання t=1,5 мм; подача S=0,25 мм/об. Геометрія різального леза – передній кут γ = 5°; задній кут α=8°; радіус при вершині вар'ювався в діапазоні – r = {0,1; 0,25; 0,5; 1,0; 1,5} мм. Покриття інструменту – нітрид титану (Рис. 4.4.).

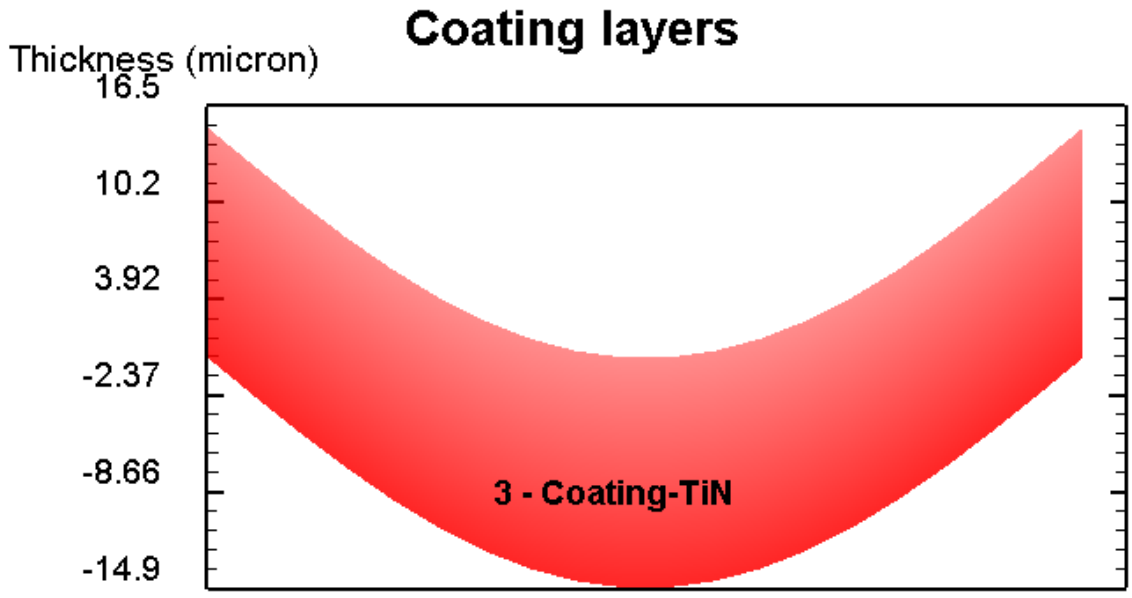


Рис. 4.4.. Моделювання покриття різального інструменту в системі Deform 2D.

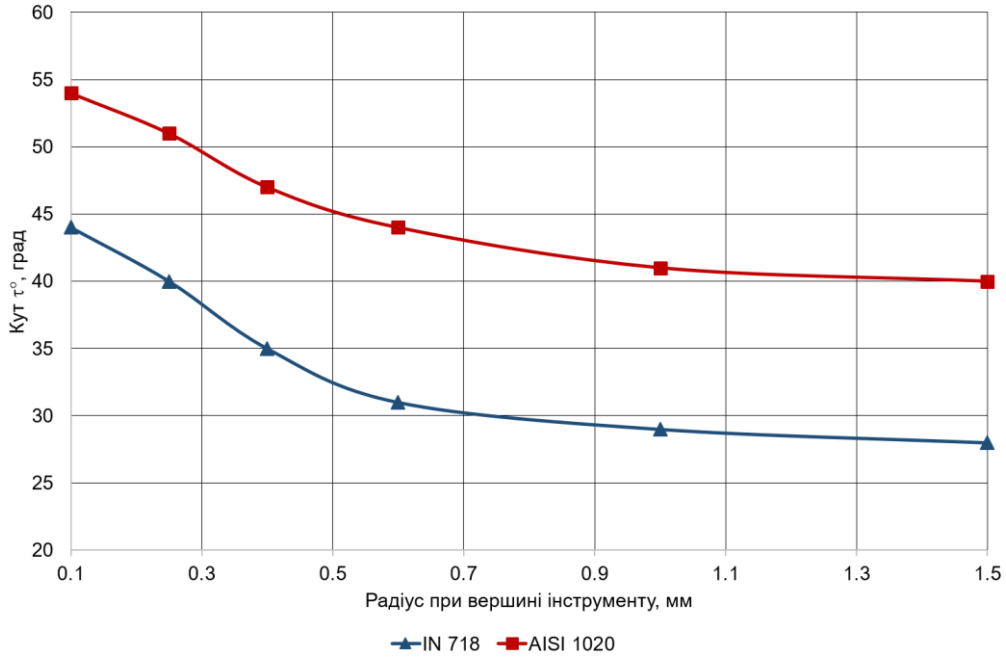


Рис. 4.5. Залежність деформаційного кута τ, від радіуса при вершині інструменту

Результати співвідношення $\nu = \tau/\beta$ в залежності від радіусу заокруглення різального леза, отримані як результат імітаційного моделювання сталі 20 (аналог AISI1020) та хромо-нікелевого сплаву ХН45Ю (аналог IN718) наведені на рис. 4.6.

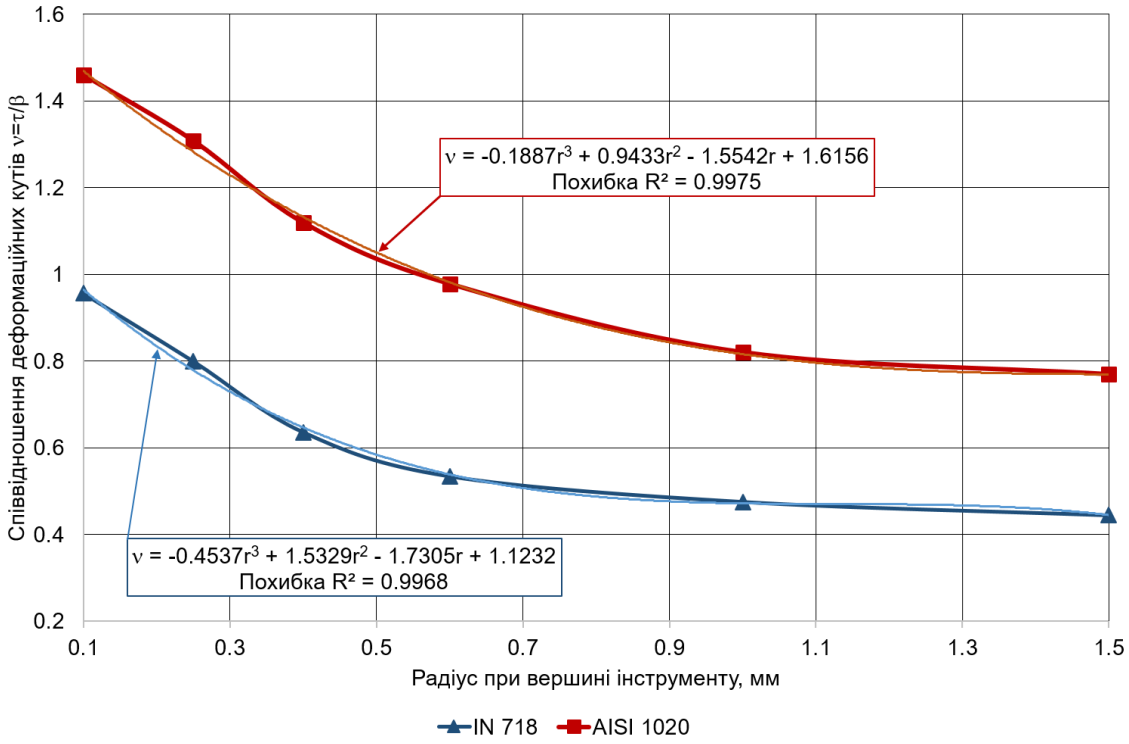


Рис. 4.6. Залежність співвідношення ν деформаційних кутів τ і β від радіуса при вершині інструменту в процесі оброблення IN718 та AISI 1020

На рис. 4.6. також додані експотенційні лінії тренду та апроксимаційні рівняння залежності співвідношень ν підчас оброблення матеріалів IN718 (1) та AISI 1020 (2). Похибка апроксимації не перевищує 1%, що є цілком допустимою величиною і свідчить про її адекватність.

$$\nu = -0.4537r^3 + 1.5329r^2 - 1.7305r + 1.1232 \quad (4.1)$$

$$\nu = -0.1887r^3 + 0.9433r^2 - 1.5542r + 1.6156 \quad (4.2)$$

Аналіз цих залежностей дозволяє зробити висновок про те, що співвідношення кутів деформації на заокругленій частині леза різального інструмента ν суттєво залежить як від радіусу при вершині інструменту, так і

від механічних властивостей матеріалу (а саме від його пластичності). Причому, із зростанням радіусу заокруглення від 0,1 мм до 1 мм, величина ν зменшується (для IN 718 – на 51%, а для більш пластичного матеріалу: сталі AISI1020 – на 46%). Тобто, на малих радіусах заокруглення (0,1-0,25 мм) значно більший відсоток матеріалу заготовки в заокругленій частині інструменту переходить в стружку, а для великих радіусів (0,6-1,5 мм) навпаки підлягає пружно-пластичній деформації на сформованому шарі обробленої поверхні.

Виходячи з аналізу геометричної картини (див. Рис. 4.3), довжина хорди $|D_1D_2|$ становить:

$$|D_1D_2| = 2 \cdot r \cdot \sin\left(\tau/2\right), \tag{4.3}$$

а довжина хорди $|D_2D_3|$ становить:

$$|D_2D_3| = 2 \cdot r \cdot \sin\left(\beta/2\right) \tag{4.4}$$

Враховуючи те, що $\beta = 90° + \gamma - \tau$, рівняння (4) набуває вигляду:

$$|D_2D_3| = 2 \cdot r \cdot \sin\left(45 + \left(\gamma - \tau\right)/2\right), \tag{4.5}$$

де γ – це передній кут інструменту (Рис. 4.3).

Аналогічно, довжина дуги $|L_{D_1D_2}|$:

$$|L_{D_1D_2}| = \frac{\pi \cdot r \cdot \tau}{180} = 0,017 \cdot \tau \cdot r, \tag{4.6}$$

а довжина дуги $|L_{D_2D_3}|$:

$$|L_{D_2D_3}| = 0,017 \cdot \beta \cdot r = 1,53 \cdot r + 0,017 \cdot r \cdot \left(\gamma - \tau\right) \tag{4.7}$$

Тоді співвідношення ν визначається за формулою:

$$\nu = \frac{|L_{D_1D_2}|}{|L_{D_2D_3}|} = \frac{0,017 \cdot \tau \cdot r}{1,53 \cdot r + 0,017 \cdot r \cdot \left(\gamma - \tau\right)}. \tag{4.8}$$

Загальна довжина дуги контакту заокругленої частини інструменту з оброблюваним матеріалом $|L_{D_1D_3}|$ після математичних перетворень становить:

$$\left|L_{D_1D_3}\right| = 0,017 \cdot (\tau + \beta) \cdot r = 0,017 \cdot (90 + \gamma) \cdot r \qquad (4.9)$$

Ділянка пружного контакту інструменту з обробленим матеріалом заготовки по задній поверхні $\left|L_{D_3D_4}\right|$ визначається за формулою:

$$\left|L_{D_3D_4}\right| = \frac{\xi}{\sin\alpha}, \qquad (4.10)$$

де ξ – пружне відтиснення матеріалу заготовки (див. Рис.7); α – задній кут різального інструменту.

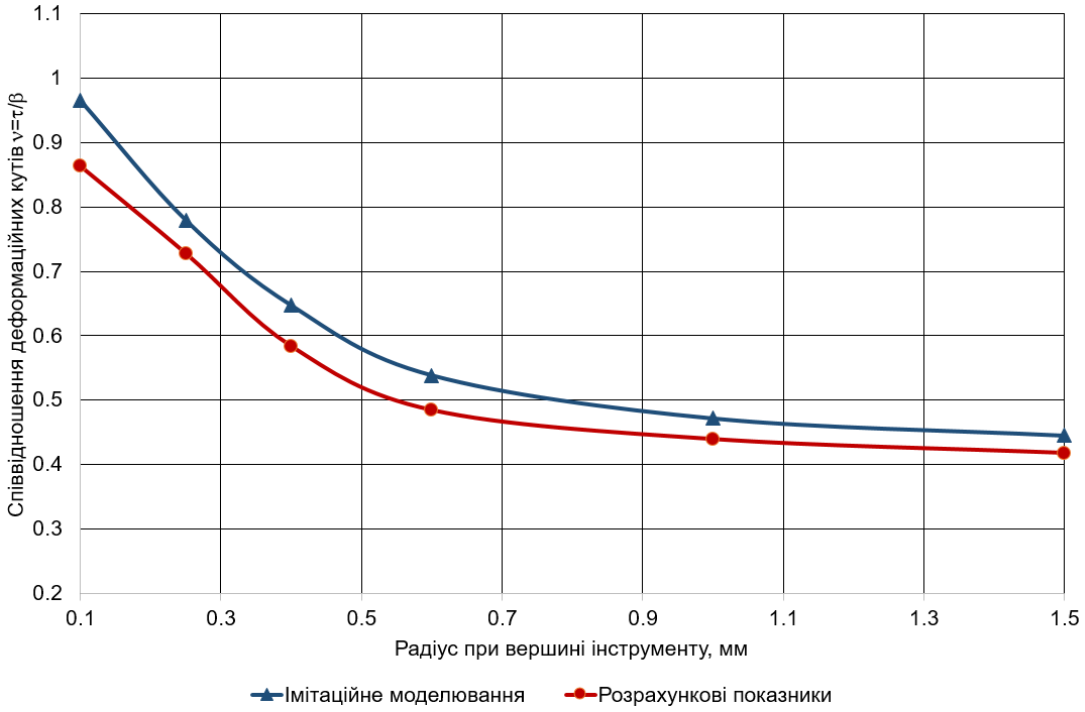


Рис. 4.7. Порівняння результатів імітаційного моделювання, отриманими за імітаційними та аналітичними показниками для випадку оброблення заготовки з хромо-нікелевого сплаву ХН45Ю (аналог IN718)

Різниця між результатами імітаційного моделювання, отриманими за апроксимаційною формулою (1) та розрахунковими даними (8) для випадку оброблення заготовки з хромо-нікелевого сплаву ХН45Ю (аналог IN718) за наступних режимів різання: швидкість різання V=110 м/хв; глибина різання t=1,5 мм; подача S=0,25 мм/об., наведена на рис.4.7. Різниця між результатами цих досліджень не перевищує 5%, що свідчить про адекватність вищенаведених залежностей зі всіма припущеннями та апроксимаціями.

Для чисельного аналізу та порівняння з аналітичними та експериментальними результатами в цьому дослідженні було використано програмний пакет Deform 2D, компанії Scientific Forming Technologies Corporation (SFTC). Результати таких досліджень дозволять оцінити динаміку силового, напружено-деформованого та термодинамічного стану інструменту з урахуванням заданих параметрів різання та зміни геометрії різального леза.

Вибір критеріїв руйнування в системі Deform 2D залежить від фізико-механічних властивостей оброблюваного матеріалу та типу супроводжуючої різання пластичної деформації. Для реологічного моделювання процесу різання хромо-нікелевих сплавів в даній дисертаційній роботі використовувалась феноменологічна модель Джонсона-Кука [58]. Ця модель враховує як кінематичне зміцнення, так і термодинамічний стан хромо-нікелевого сплаву у вигляді залежності напружень від швидкості деформації та температури. За цією методикою еквівалентне пластичне напруження описується виразом:

$$\sigma = \left(A + B\varepsilon_f^n\right)\left[1 + C\left(\frac{\dot{\varepsilon}_f}{\left(\dot{\varepsilon}_f\right)_0}\right)\right]\cdot\left(\frac{\dot{\varepsilon}_f}{\left(\dot{\varepsilon}_f\right)_0}\right)^{\alpha}\left(1 - \left(\frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}}\right)^m\right), \quad (4.11)$$

де A - межа текучості при сталому навантаженні (A=860 МПа для IN718 [100]); B - статичне зміцнення, що характеризує деформаційну властивість матеріалу (B=1100 МПа для IN718 [10]); ε_f - еквівалентна пластична деформація (формується в процесі імітаційного моделювання в системі Deform).; n - коефіцієнт, що характеризує зміцнювальну властивість (n=0,5); C - коефіцієнт швидкості деформації (C =0,0082) [100]; $\dot{\varepsilon}_2$ - швидкість зміни пластичної деформації; $\left(\dot{\varepsilon}_2\right)_0$ - швидкість деформації в статичному стані; T_{room}, T_{melt} - початкова кімнатна температура та температура плавлення матеріалу відповідно; m - показник ступеня, що враховує явище термічного розм'якшення матеріалу (m = 1,05). У рівнянні (11) перша частина рівняння описує явище статичного зміцнення, друга частина характеризує динамічне зміцнення, а третя частина формалізує явище термічного розм'якшення.

В роботі [100] також запропоновано модель для представлення руйнування матеріалів, яка включає вплив тривісності напружень, швидкості деформації та температури на деформацію матеріалу до руйнування, що стосовно оброблення сплаву IN718 описується рівнянням:

$$\varepsilon_f = \left(0,04 + 0,75\varepsilon^{-1,45\sigma^*}\right)\left(1 + 0,04 \cdot \ln \dot{\varepsilon}^*\right)\left(1 + 0,89T^*\right) \qquad (4.12)$$

де σ^* - еквівалентне напруження (von-Mises stress).

Як зазначалось вище, імітаційні дослідження проводились в системі Deform 2D V.11/02 для наступних режимів різання: швидкість різання V=110 м/хв; глибина різання t=1,5 мм; подача S=0,25 мм/об. Геометрія різального леза – передній кут γ = 5°; задній кут α=8°; радіус при вершині вар'ювався в діапазоні – r = {0,1; 0,25; 0,5; 1,0; 1,5} мм. В якості ітераційного методу дослідження використовувався метод Ньютона-Рафсона. Тип деформаційного процесу в імітаційній моделі різання розглядався відповідно до інкрементальної моделі Лагранжа. Основним вирішувачем системи (обчислювальним ядром) був метод розріджених матриць. Параметри міцності, фізико-механічні та теплофізичні характеристики титанового сплаву IN 718 були прийняті згідно з [100].

Графічна інтерпретація динаміки зміни поздовжньої (L_x) та поперечної (L_y) сили різання для радіусу при вершині інструменту r = 0,25 мм показана на рис. 4.8.

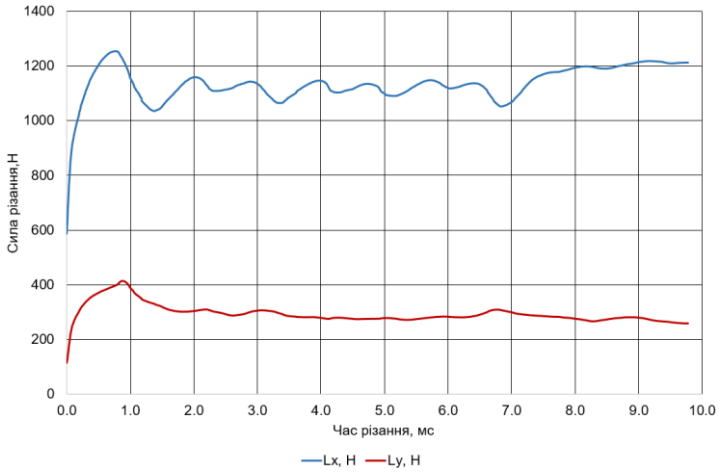


Рис. 4.8. Динаміка складових зміни сили різання сплаву IN 718 V=110 м/хв; t=1,5 мм; S=0,25 мм/об; радіус при вершині r = 0,25 мм

Залежність результуючих сил різання від радіусу при вершині інструменту показано на рис. 4.9 - 4.10. Аналіз графічних залежностей дозволяє зробити висновок про суттєвий вплив цього показника на навантаження підчас різання хромо-нікелевого сплаву, типовим представником якого є інконель IN 718. Причому стрімке зростання середньостатистичної сили різання характерне для радіусу при вершині в межах 0,1-0,8 мм. Потім зростання сповільнюється і після 1,5 мм стає практично сталим. Це підтверджує попередньо висловлену тезу про домінуючий розподіл обсягу деформованого металу в зоні стружкоутворення, який переходить в третинну зону деформації перед обсягом металу у вторинній зоні у випадку великих радіусів заокруглення. У відсотковому відношенні результуюча сила різання зростає на 8,0% при збільшенні радіуса з 0,1 мм до 0,25 мм, на 20,1%, 27,2%, 39,3% та 44,1% при збільшенні до 0,4 мм; 0,6 мм; 1,0 мм та 1,5 мм, відповідно.

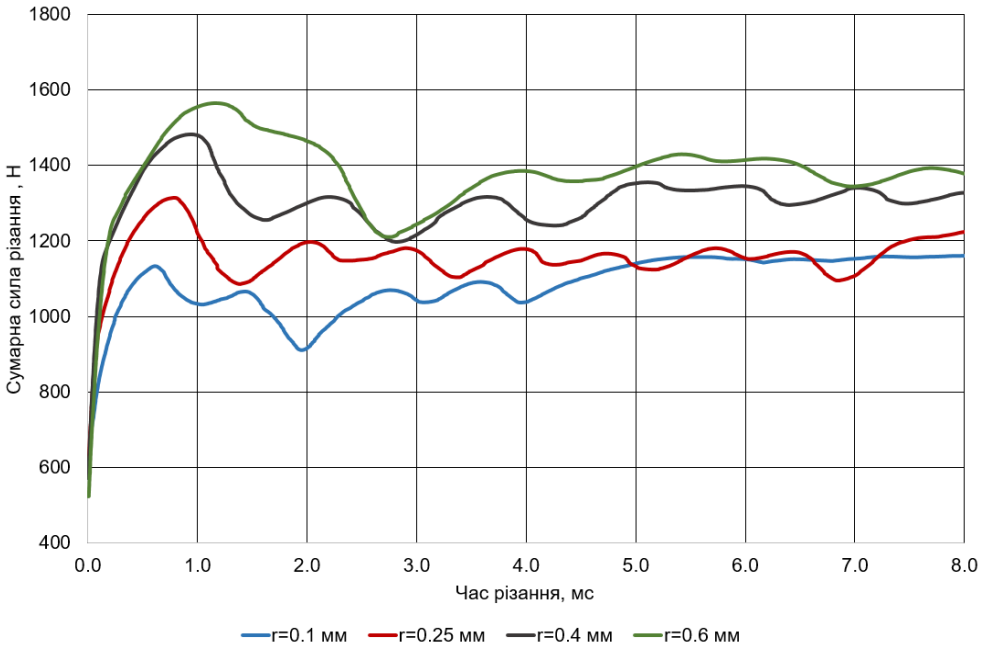
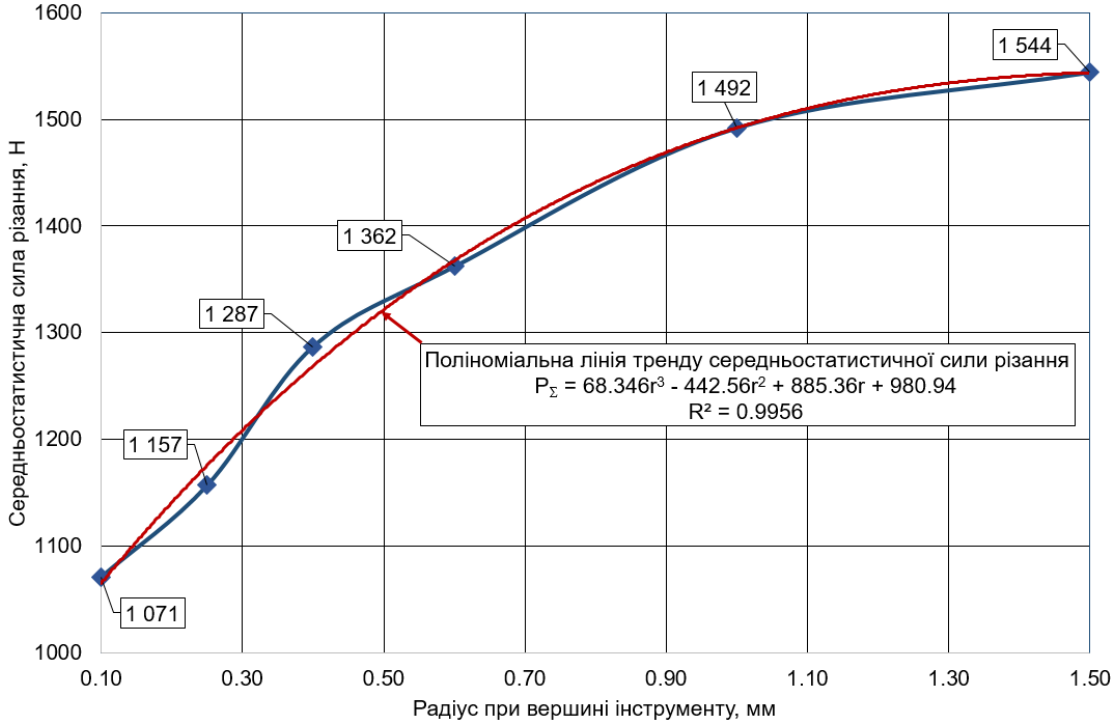
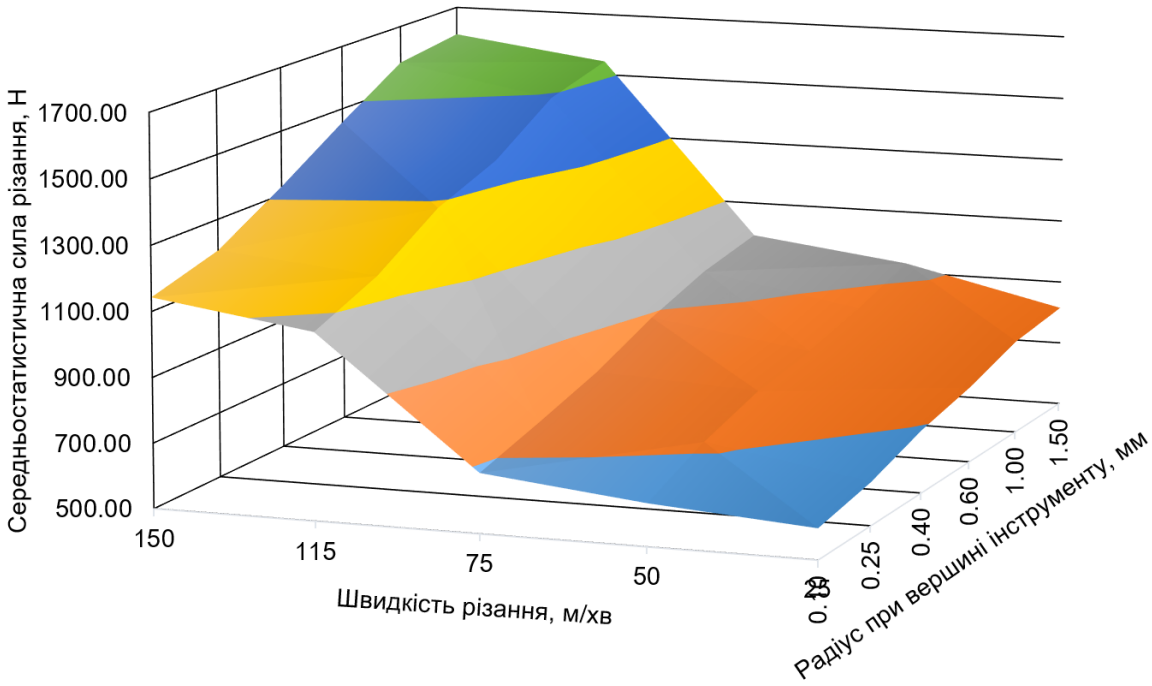


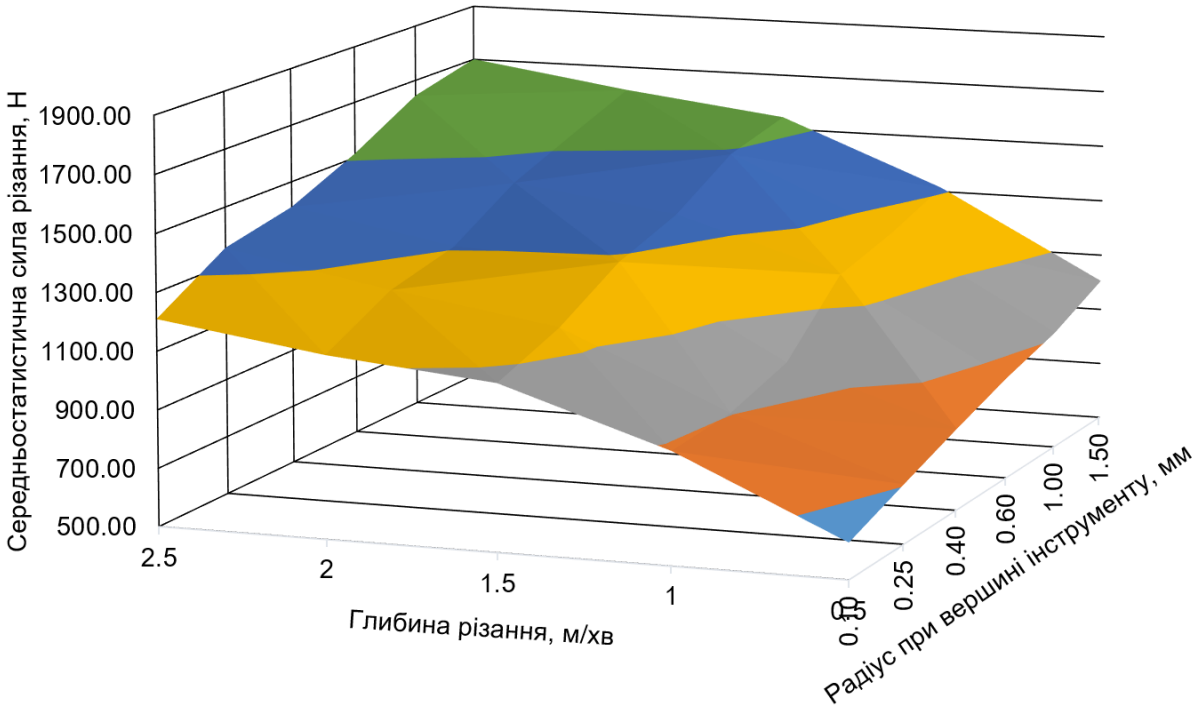
Рис. 4.9. Динаміка результуючих зміни сили різання сплаву IN 718


Середньостатистична сила різання, Н
1600
1500
1400
1300
1200
1100
1000
0.10
0.30
0.50
0.70
0.90
1.10
1.30
1.50
Радіус при вершині інструменту, мм
1 544
1 492
1 362
1 287
1 157
1 071
Поліноміальна лінія тренду середньостатистичної сили різання
$P_\Sigma = 68.346r^3 - 442.56r^2 + 885.36r + 980.94$
$R^2 = 0.9956$

а


Середньостатистична сила різання, Н
1700.00
1500.00
1300.00
1100.00
900.00
700.00
500.00
150
115
75
50
Швидкість різання, м/хв
0.25
0.40
0.60
1.00
1.50
Радіус при вершині інструменту, мм

б



в

Рис. 4.10. Графічна залежність результуючих зміни сили різання сплаву IN 718 від радіусу при вершині різального клину (а - V=110 м/хв; t=1,5 мм; S=0,25 мм/об; б - V={50; 75; 110; 150} м/хв; t=1,5 мм; S=0,25 мм/об; в - V= 110 м/хв; t={0,5; 1,0; 1,5; 2,0; 2,5} мм; S=0,25 мм/об;)

Формула апроксимаційної кривої тренду зміни середньостатистичної сили різання від радіусу при вершині різального леза за умови дотримання наступних режимів механічного оброблення сплаву IN 718: швидкість різання V=110 м/хв; глибина різання t=1,5 мм; подача S=0,25 мм/об; геометрія різального леза – передній кут γ = 5°; задній кут α=8°, є наступною:

$$L_S = 68.346 \cdot r^3 - 442.56 \cdot r^2 + 885.36 \cdot r + 980.94 \qquad (4.13)$$

В даному випадку коефіцієнт детермінації (R^2) (статистичний показник, що визначає міру залежності варіації результуючих зміни сили різання сплаву IN 718 від варіації радіусів при вершині різального клину), становить R^2=0,996.

4.3. Результати імітаційних досліджень впливу геометричних параметрів різального інструменту на термодинамічні показники різання хромо-нікелевого сплаву.

В процесі аналізу результатів імітаційного моделювання механічного оброблення хромо-нікелевого сплаву, отримані графічні залежності термодинамічного стану заготовки, що показано на рис. 4.11.

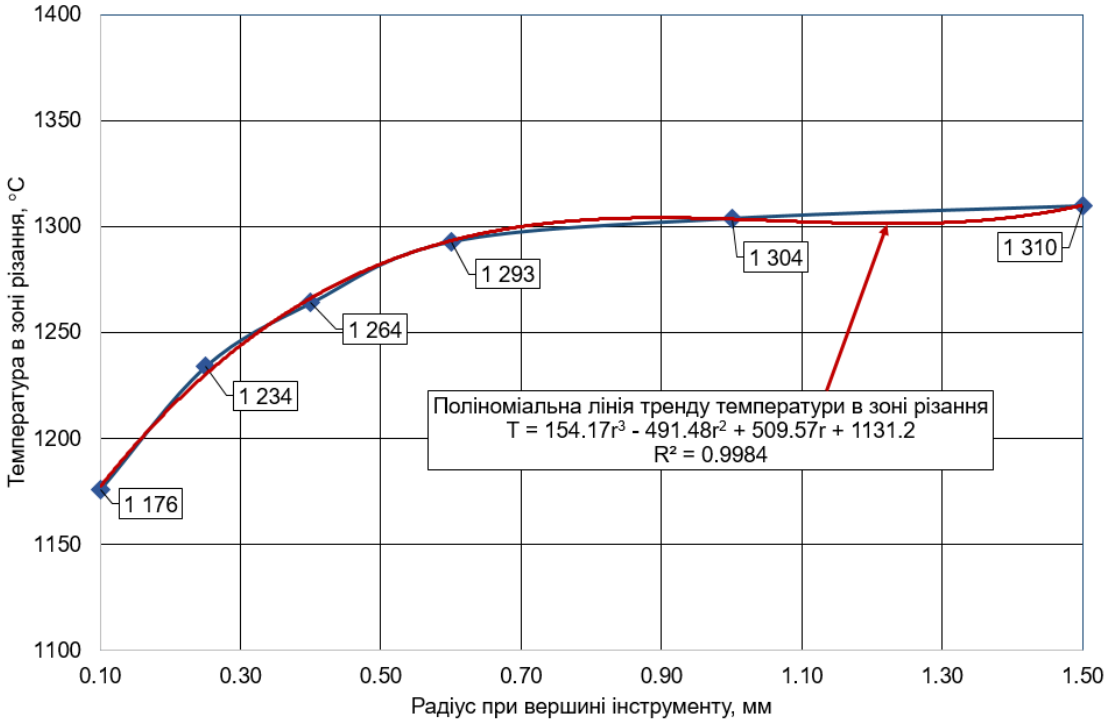


Рис. 4.11. Залежність середньозваженої температури в зоні різання хромонікелевого сплаву IN 718 (V=110 м/хв; t=1,5 мм; S=0,25 мм/об) від радіусу при вершині різального клину

Аналіз наведених залежностей температури різання від радіусу при вершині інструменту дозволяє зробити висновок про важливість врахування цього чинника на термодинамічний стан у зоні різання хромо-нікелевого сплаву. Слід зазначити, що найбільш інтенсивне зростання температури відбувається для радіусу при вершині до 0,6 мм. Потім зростання практично не спостерігається. У відсотковому відношенні температура в зоні різання збільшується на 4,9% (від 1176°С до 1234°С) при збільшенні радіуса з 0,1 мм

до 0,25 мм, а в подальшому на 7,5%, 9,9%, 10,9% та 11,4% при зміні радіуса при вершині до 0,4 мм; 0,6 мм; 1,0 мм та 1,5 мм, відповідно

Формула апроксимаційної лінії тренду зміни середньостатистичної температури різання від радіусу при вершині різального леза підчас механічного оброблення сплаву IN 718, є наступною:

$$T = 154,2 \cdot r^3 - 491,5 \cdot r^2 + 509,6 \cdot r + 1131,2 \qquad (4.14)$$

В даному випадку коефіцієнт детермінації становить R^2=0,998

Щоб пояснити вищенаведені результати досліджень, доцільно проаналізувати однин важливий показник – еквівалентну деформацію заготовки в зоні формоутворення, що являє собою феноменологічну модель руйнування матеріалів, яка включає вплив тривісності напружень, швидкості деформації та температури на деформацію матеріалу заготовки і описується в загальному вигляді у рівняння (4.11), а стосовно оброблення сплаву IN718 - рівнянням (4.12). Результати імітаційних досліджень показані на рис. 4.12.

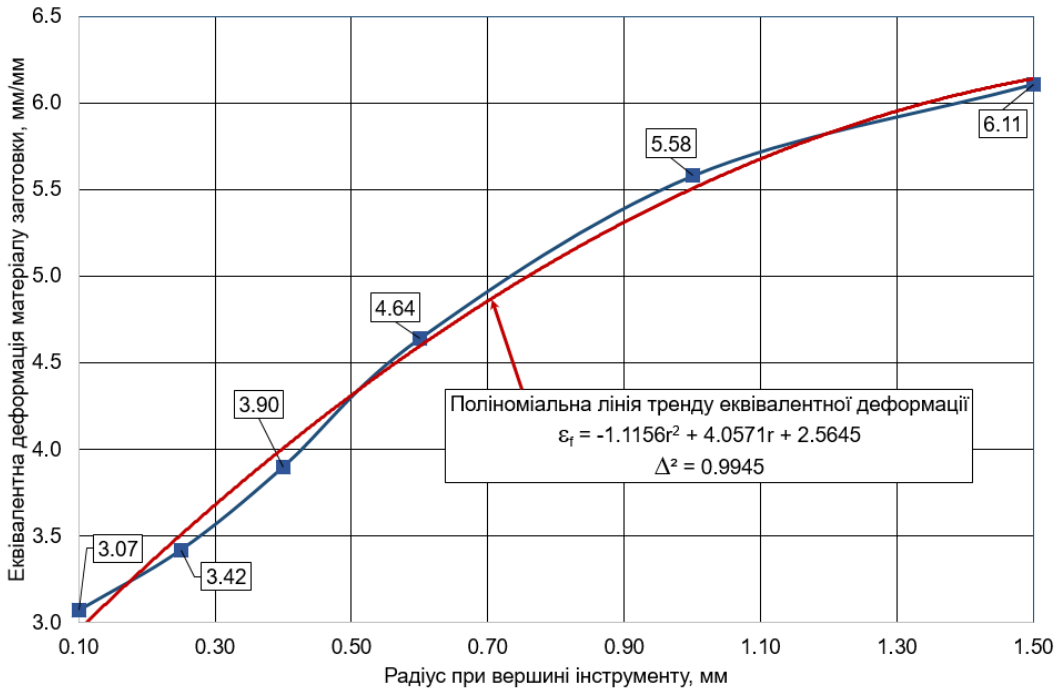


Рис. 4.12. Залежність середньостатистичного показника деформації матеріалу в зоні різання хромонікелевого сплаву IN 718 (V=110 м/хв; t=1,5 мм; S=0,25 мм/об) від радіусу при вершині різального клину

Формула апроксимаційної кривої зміни ефективної деформації матеріалу заготовки від радіусу при вершині різального леза підчас механічного оброблення сплаву IN 718, має вигляд:

$$\varepsilon_f = -1{,}12 \cdot r^2 + 4{,}06 \cdot r + 2{,}56 \qquad (4.15)$$

При цьому коефіцієнт детермінації становить R^2=0,994. Диференціальний аналіз даного рівняння дозволяє встановити умовний екстремум, при якому деформація припиняє зростати - ε_{fmax}=1,82 мм. У відсотковому відношенні показник еквівалентної деформації в зоні різання зростає на 11,4% при збільшенні радіуса з 0,1 мм до 0,25 мм, а в подальшому на 27,0%, 51,1%, 81,7% та 99,1% при збільшенні до 0,4 мм; 0,6 мм; 1,0 мм та 1,5 мм, відповідно.

Всі ці результати імітаційного та аналітичного моделювання силових, напружено-деформаційних та термодинамічних показників підчас механічного оброблення хромо-нікелевого сплаву, типовим представником якого є інконель IN 718, потребують експериментального підтвердження адекватності.

Висновки до розділу 4.

1. Підчас різання заготовок з хромонікелевих сталей та сплавів, спостерігається явище, що у випадку перевищення твердості заготовки певного порогового значення, домінуючим явищем руйнування матеріалу заготовки стає утворення тріщин, а не пластична деформація. В результаті цього явища енергія деформації, яка, в свою чергу, перетворюється в тепло, зменшується і розм'якшення матеріалу, практично, не відбувається. Аналіз проведених імітаційних досліджень процесу різання заготовок з хромо-нікелевих сплавів дозволяє зробити наступні висновки. По-перше, швидкість потоку матеріалу в третинній зоні зсуву практично не загальмовується і є вищою в 1,3-1,4 рази, ніж у первинній зоні, і у 2,4-2,5 раз є більшою, ніж у вторинній зоні зсуву. Причому, на передній поверхні інструменту візуалізується зона загальмовування стружки (700-900 мм/с), в той час, коли номінальна швидкість матеріалу становить 1850 мм/с (110 м/хв). Такий ефект пояснюється специфічною фрикційною контактною взаємодією підсистеми

різання «Інструмент-Стружка» саме для механічного оброблення хромо-нікелевих сталей та сплавів. Цей ефект покладено в основу вдосконаленої (у порівнянні з традиційною) розрахункової схеми математичної інтерпретації задачі про лінії загальмовування та проковзування стружки у вторинній та третинній зонах зсуву. В результаті співставлення аналітичної та імітаційної моделі досліджень не перевищує 5%, що свідчить про адекватність вищенаведених залежностей зі всіма припущеннями та апроксимаціями.

2. Аналіз експотенційних ліній тренду та апроксимаційних рівнянь залежності співвідношень ν кутів деформації на заокругленій частині леза різального інструмента підчас оброблення типового представника хромо-нікелевого сплаву - Інконель IN718 та звичайної конструкційної сталі (аналог AISI 1020) (для порівняння) дозволяє зробити висновок про те, що ці співвідношення суттєво залежать як від радіусу при вершині інструменту, так і від механічних властивостей матеріалу (а саме від його пластичності). Причому, із зростанням радіусу заокруглення від 0,1 мм до 1 мм, величина ν зменшується (для IN 718 – на 51%, а для більш пластичного матеріалу: сталі AISI1020 – на 46%). Тобто, на малих радіусах заокруглення (0,1-0,25 мм) значно більший відсоток матеріалу заготовки в заокругленій частині інструменту переходить в стружку, а для великих радіусів (0,6-1,5 мм) навпаки підлягає пружно-пластичній деформації на сформованому шарі обробленої поверхні. У цьому випадку можна стверджувати, що природа користих залишкових напружень стиску на обробленій поверхні безпосередньо залежить від радіусу при вершині різального леза. Причому для хромо-нікелевого сплаву цей параметр є більш важливим, ніж при обробленні звичайної конструкційної сталі приблизно на 5-8%.

3. Залежність результуючих сил різання від радіусу при вершині інструменту дозволяє зробити висновок про суттєвий вплив цього показника на навантаження підчас різання хромо-нікелевого сплаву IN 718. Причому стрімке зростання середньостатистичної сили різання характерне для радіусу при вершині в межах 0,1-0,8 мм. Потім зростання сповільнюється і після 1,5

мм стає практично сталим. Це підтверджує попередньо висловлену тезу про домінуючий розподіл обсягу деформованого металу в зоні стружкоутворення, який переходить в третинну зону деформації перед обсягом металу у вторинній зоні у випадку великих радіусів заокруглення. У відсотковому відношенні результуюча сила різання хромо-нікелевого сплаву на середніх режимах різання (V=110 м/хв; t=1,5 мм; S=0,25 мм/об) зростає на 8,0% при збільшенні радіуса з 0,1 мм до 0,25 мм, на 20,1%, 27,2%, 39,3% та 44,1% при збільшенні до 0,4 мм; 0,6 мм; 1,0 мм та 1,5 мм, відповідно.

4. Аналіз отриманих в результаті імітаційних досліджень залежностей температури різання від радіусу при вершині інструменту дозволяє зробити висновок про важливість врахування цього чинника на термодинамічний стан у зоні різання хромо-нікелевого сплаву. Слід зазначити, що найбільш інтенсивне зростання температури відбувається для радіусу при вершині до 0,6 мм. Потім зростання практично не спостерігається. У відсотковому відношенні температура в зоні різання збільшується на 4,9% (від 1176°С до 1234°С) при збільшенні радіуса з 0,1 мм до 0,25 мм, а в подальшому на 7,5%, 9,9%, 10,9% та 11,4% при зміні радіуса при вершині до 0,4 мм; 0,6 мм; 1,0 мм та 1,5 мм, відповідно. Диференціальний аналіз отриманих кореляційних залежностей термодинамічного стану заготовки в зоні різання дозволяє встановити умовний екстремум, при якому деформація припиняє зростати - ε_{fmax}=1,82 мм. У відсотковому відношенні показник еквівалентної деформації в зоні різання зростає на 11,4% при збільшенні радіуса з 0,1 мм до 0,25 мм, а в подальшому на 27,0%, 51,1%, 81,7% та 99,1% при збільшенні до 0,4 мм; 0,6 мм; 1,0 мм та 1,5 мм, відповідно.

РОЗДІЛ 5.
ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ МЕХАНІЧНОГО ОБРОБЛЕННЯ ВИРОБІВ З ХРОМО-НІКЕЛЕВИХ МАТЕРІАЛІВ

5.1. Мета та методи проведення експериментальних досліджень

В розділах 2-4 даної дисертаційної роботи наголошувалось, що до основних параметрів, що є найбільш впливовими при дослідженні процесів механічного оброблення важкооброблюваних сплавів, належать силові, напружено-деформаційні а термодинамічні параметри процесу різання. Вище доведено, що саме ці показники є найбільш впливовими чинниками у формуванні параметрів якості та продуктивності механічного оброблення, оскільки вони накладають обмеження на високопродуктивні режими різання, формують експуатаційно-важливі параметри оброблюваної поверхні: мікрорельєф та механічні властивості, а також впливають на собвартість технологічної операції. Так, наприклад, визначення температури в зоні різання є критично важливим, оскільки температурний режим механічного оброблення має безпосередній вплив на зношування різального інструмента, якість оброблюваної поверхні та стабільність самого процесу. Найбільш доцільним метрологічним обладнанням експериментального дослідження даного параметру є використання пірометричного оснащення, що дозволяє здійснювати безконтактне вимірювання температури за їх випромінюванням в оптичному спектральному діапазоні. Таким чином, саме завдяки своїм характеристикам пірометр є ідеальним інструментом для дослідження температури в важкодоступних зонах різання, де прямий контакт з досліджуваним об'єктом неможливий або небезпечний для дослідника.

Більш складним (в організаційному сенсі) аспектом експериментального дослідження механічного оброблення важкооброблюваних матеріалів є

визначення силових параметрів різання важкооброблюваних матеріалів, до ских належать заготовки з хромо-нікелевих сплавів. Цей процес потребує використання спеціалізованих високоточних лабораторних установок. Незважаючи на достатньо високу вартість такого обладнання, отримання точних даних про силові параметри є критично важливим, оскільки вони безпосередньо впливають на зношування інструмента, стабільність процесу та якість кінцевого продукту.

Як зазначалось у розділах 2-4, для теоретичного обгрунтування впливу технологічних та конструктивних параметрів механічного оброблення на силові, напружено-деформаційні та термодинамічні параметри різання хромо-нікелевих сплавів та сталей автором даної дисертації використовувались імітаційні методи дослідження, зокрема в програмному середовищі DEFORM 2D та AdvantEdge (див. розд 2-4). Ці програмні продукти дозволяють моделювати процеси різання ітераційними методами, що базуються на теорії скінченних елементів. Проте, дані, отримані з моделювання, потребують ретельної верифікації через порівняльний аналіз з реальними експериментальними результатами. Такий підхід дозволяє значно підвищити точність і надійність досліджень, а також розширити можливості прогнозування зміни фізико-механічних властивостей матеріалів під час їх механічного оброблення. Важливим також є корегування моделюючих процедур (зокрема, наприклад критерію руйнування – див. Розділ 2) на основі проведених експериментів.

Кінцевою метою проведення описаних нижче експериментальних досліджень є підтвердження або заперечення результатів імітаційного моделювання, наведених у розділах 3 та 4 даної дисертаційної роботи. Доведення адекватності імітаційної моделі оброблення важкооброблюваних матеріалів у програмному середовищі, основаному на методі скінченних елементів (DEFORM 2D та AdvantEdge) можна здійснити, відтворивши аналогічні умови оброблення

в процесі проведення натурного експерименту з застосуванням дослідних пристоїв, які забезпечать можливість отримання масиву даних, придатного до порівняння з результатами імітаційної симуляції.

5.2. Організаційні аспекти планування експерименту

Планування експерименту є одним з найважливіших етапів наукових досліджень, особливо коли мова йде про дослідження механічного оброблення важкооброблюваних сплавів. Ці матеріали мають унікальні фізико-механічні властивості, які вимагають глибокого розуміння та ретельного підходу до оброблення. Невідповідний підхід або недбале планування експерименту може призвести до помилкових висновків, неефективного використання ресурсів та, в кінцевому підсумку, до неадекватності результатів дослідження. Тому важливо усвідомлювати, що успішне проведення експерименту вимагає системного і детального підходу до всіх етапів планування.

Першим кроком у плануванні експерименту є чітке визначення мети та завдань дослідження. Важливо розуміти, що саме хочеться досягти в результаті експерименту, які параметри необхідно дослідити і які питання потребують відповіді. У випадку з металообробкою важкооброблюваних сплавів, це може бути визначення оптимальних режимів різання, дослідження впливу температурних та силових параметрів на якість оброблюваної поверхні, або ж аналіз зношуванняу інструмента. Визначення конкретних цілей дозволяє створити структуру експерименту, яка забезпечить одержання релевантних і корисних даних для подальшого аналізу.

Наступним важливим етапом є вибір методів і обладнання для проведення експерименту. При роботі з важкооброблюваними сплавами необхідно враховувати специфіку матеріалів, їх властивості та можливі проблеми, що виникатимуть під час такого дослідження. Для цього необхідно ретельно підбирати інструменти, обладнання, а також методи вимірювання, які

відповідатимуть завданням дослідження. Наприклад, якщо метою експерименту є дослідження температурних режимів, важливо заздалегідь передбачити використання високоточних пірометрів для безконтактного вимірювання температури у зоні різання. Вибір неправильної методології або обладнання може ускладнити процес досягнення точності отриманих результатів. Крім того, важливо правильно оцінити неминучі та можливі ризики та невизначеності, що можуть виникнути під час проведення експерименту. Наприклад, при обробці важкооброблюваних сплавів може виникнути проблема швидкого зношуванняу інструмента, що призведе до необхідності його заміни під час експерименту. Але у цьому разі виникає ризик зміни механічних та конструктивно-геометричних властивостей нового інструменту в межах допустимої похибки цих параметрів. Проте навіть незначні відхилення можуть неативно вплинути на результати експерименту. Тобто, на цьому прикладі показано важливість ретельного тестування та корегування вхідних параметрів змінного обладнання, постійного контролю за процесами динаміки зношування різальних лез, утворення нашарувань на передній поверхні тощо.

Не менш важливим етапом планування є визначення методів опрацювання та аналізу даних, отриманих під час експерименту. Методи статистичного аналізу повинні бути ретельно відібрані і адаптовані до специфіки отриманих результатів. У випадку з металообробкою важкооброблюваних сплавів, це може включати аналіз силових параметрів, температурних режимів, а також оцінку якості оброблюваної поверхні. Попереднє планування аналізу дозволяє забезпечити систематичний підхід до адекватної інтерпретації результатів та критичного зменшення похибок, пов'язаних з неправильним або неповним аналізом даних.

Таким чином, планування експерименту при дослідженні механічного оброблення важкооброблюваних сплавів є ключовим етапом, що визначає якість

дослідно-експериментальної роботи. Від правильної інтерпретації даних залежить забезпечення ефективності прийнятих технологічних рішень якісного високопродуктивного оброблення важкооброблюваних матеріалів.

5.3. Моделювання та обгрунтування вибору структурних компонентів експериментальної установки .

Основними вимогами до експериментальної установки для силового аналізу експериментальних даних механічного оброблення є забезпечення достатньої точності вимірювань, простота конструкції та доступність компонентів, що дозволить зменшити вартість і збільшити доступність технологічних рішень. Прийнято рішення , що соновним технологічним обладнанням, на якому тестуатимуться експериментальні процедури, буде вертикально-фрезерний верстат з ЧПК HAAS VF-5/50. Вибір саме такого обладнання обумовлений значними перевагами даного верстату перед аналогами, які полягають в тому, що по-перше, даний тип обладнання є високоефективним та широко-розповсюдженим оснащенням для більшості сучасних машинобудівних підприємств Європи та України; по-друге такий верстат має здатність широкого спектру режимів різання, наявністю високоточного шпинделю із конусом 50 із двоступінчастим редуктором; по-третє, іннваційний пакет програмних функцій верстату дозволяє швидко алдаптуватись до умов різання, забезпечити стабільність режимів оброблення, адаптивно реагувати на появу «позаштатних» ситуацій.

Експериментально установка повинна бути універсальною, щоб її можна було адаптувати для роботи з різними типами столів металообробного обладнання, що дозволить в подальшому застосовувати її у різних експериментальних умовах і з різними типами матеріалів. Це забезпечить гнучкість у дослідженнях і підвищить ефективність експериментів, дозволяючи досягти більш точних і надійних результатів.

Запропонована 3D модель експериментельної установки силового аналізу даних механічного оброблення хромо-нікелевих сплавів, створена в пакеті SolidWorks, зображена на Рис.5.1.

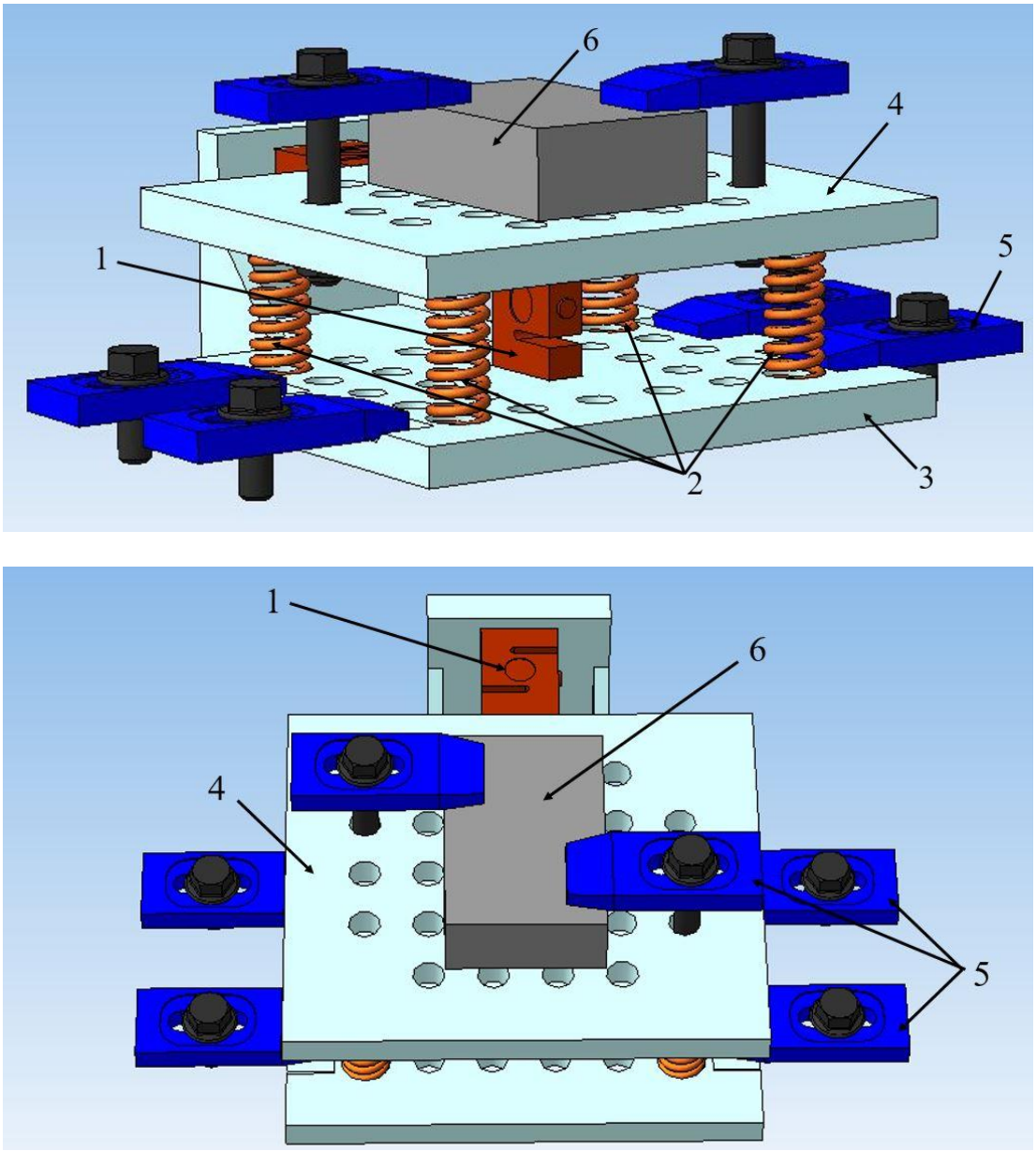


Рис. 5.1. 3D модель дослідної установки для вимірювання силових параметрів різання важкооброблюваних матеріалів (1- тензометричний давач; 2 – демпфувальні пружиши; 3 - нижня плита фіксації; 4 - верхня плита фіксації; 5 - затискачі; 6 - досліджуваний взірець.)

Основою запропонованої експериментальної установки 2 тензометричних давачі 1, які розташовані у взаємоперпендикулярних площинах. Таким чином, покази вимірювання деформацій, що виникають під впливом осьової та тангенціальної сили різання, дають узагальнеру інформацію про силу різання. Принцип дії тензометричного давача заснований на ефекті тензорезистивності — явищі, при якому електричний опір матеріалу змінюється під впливом механічного напруження. Коли давач піддається деформації, відбуваються зміни у його структурі, що впливає на провідність, і цей параметр фіксується для подальшого аналізу [1].

Тензометричні давачі (Рис.5.2) також активно використовуються у дослідженнях для визначення сил, які діють на матеріали під час різних видів оброблення, включаючи металообробку.

Рис.5.2. Тензометричні давачі

В базовому варіанті експериментальної установки використовується тензометричний давач стиску YZC-516C з наступними основними технічними параметрами:

- лінійний діапазон вимірювання навантаження – 1000 – 10000 Н;
- чутливість аналогового сигналу: 2,0±0,05 мВ/В
- клас точності: С2;

- комбінована похибка: ±0,03%;
- похибка аналогового сигналу: ±0,02%
- температурний коефіцієнт точності: ±0,005% F.S/℃;
- діапазон робочих температур: -20 ℃ ～ + 80 ℃;
- вхідний опір: 350±20Ω;
- вихідний опір: 350±5Ω;
- безпечне перевантаження: ≤150% F.S;
- напруга живлення: 5В-12В.

Однією з вагомих переваг тензометричних давачів є їх компактність, що дозволяє застосовувати їх в умовах обмеженого простору. Завдяки невеликим розмірам давачі серії YZC можуть бути інтегровані у складні системи, де доступ до робочої зони обмежений, зберігаючи при цьому високу точність вимірювань. Описані вище технічні характеристики давачів роблять їх ідеальними для використання в експериментальних установках, де обмежені простори і компактність є критично важливими факторами. Окрім цього, вони характеризуються широким діапазоном робочих температур і вологості, що забезпечує їхню надійність у різних умовах експлуатації.

Однак, незважаючи на переваги, тензометричні давачі мають і певні недоліки. Одним із головних викликів є складність їх калібрування. Для забезпечення точної роботи давача YZC-516C необхідно періодично проводити калібрування, що може вимагати додаткового часу та ресурсів. Важливо щоразу після заміни різального інструменту підчас експериментальних випробовувань здійснювати стандартну процедуру його тестування. Ще одним потенційним недоліком є їхня чутливість до зовнішніх впливів, таких як вібрації або електромагнітні перешкоди. Все це врахована в конструктивній схемі експериментальної установки (Рис.5.1). Оскільки давач YZC-516C сприймає навантаження під час оброблення заготовки і передає дані на аналогово-

цифровий перетворювач (АЦП), важливо враховувати можливі похибки, які можуть виникати через зовнішні впливи або недостатнє калібрування. Тензометричний давач у цій установці зазнаватиме незначної деформації під впливом сили, яку генерує процес оброблення, і ці зміни перетворюватимуться на електричні сигнали. АЦП (умовно не наведений в схемі (Рис.5.1), інтегрований в установку, здійснюватиме обробку аналогових сигналів та переводитиме їх у числові значення сили, що дозволить досліднику точно аналізувати процес силової взаємодії інструменту та оброблюваної заготовки.

Важливою перевагою даної системи є те, що АЦП в якості контролера може працювати з різними типами тензометричних давачів, що забезпечує значну гнучкість у використанні експериментальної установки. Це відкриває можливості для роботи з давачами різної чутливості та характеристик, що особливо корисно при зміні заготовок або умов експерименту. За рахунок цього можна суттєво збільшити обсяг зібраних даних, що дозволить дослідникам більш точно аналізувати результати та коригувати параметри процесу оброблення. Використання давачів з різними характеристиками також дозволяє експериментувати з різними матеріалами та варіювати робочі параметри верстата, що значно розширює можливості дослідження.

Оптимальним рішенням у випадку даної дослідної установки є використання трьох різних типів тензометричних давачів. Це забезпечує достатній робочий діапазон для проведення різноманітних експериментів і отримання точних даних для подальшого аналізу. Така комбінація давачів дозволяє ефективно працювати з широким спектром матеріалів і заготовок різної ваги та розмірів. Використання більшої кількості давачів може надати ще більше можливостей для дослідження, однак це супроводжується зростанням витрат на розробку та впровадження системи. Додаткові давачі збільшують не лише

вартість установки, а й її розміри, що може негативно позначитися на можливості інтеграції установки в обмежені робочі зони деяких металообробних верстатів.

Наступним важливим аспектом у проєктуванні дослідної установки для вивчення силових параметрів процесів механічного оброблення важкооброблюваних матеріалів є захист тензометричного давача від надмірних навантажень, які можуть призвести до його пошкодження. Це питання є особливо актуальним, оскільки під час оброблення таких матеріалів часто виникають значні силові впливи, які перевищують робочі характеристики давача. Тому необхідно вжити відповідних заходів для зменшення навантаження на давач і забезпечення його тривалої та надійної експлуатації.

Одним із конструктивних рішень для механічного фільтрування даних від випадкових та пікових показів тензометричного давача є застосування пружин стиску 2 (Рис.5.1) замість традиційних статичних колон-фіксаторів, які зазвичай використовуються у подібних установках. Використання пружин стиску дозволяє не лише рівномірно розподілити навантаження, а й ефективно амортизувати пікові навантаження, які можуть виникати в перхідному режимі роботи верстату (початок різання, зміна режимів, вимкнення подачі тощо). Пружини стиску 2 працюють за принципом поглинання короткотермінової надмірної сили та перетворення її на потенційну енергію пружного матеріалу, що зменшує ризик пошкодження давача. Завдяки цьому, система стає більш стабільною та довговічною, особливо у випадках, коли навантаження можуть перевищувати розрахункові значення.

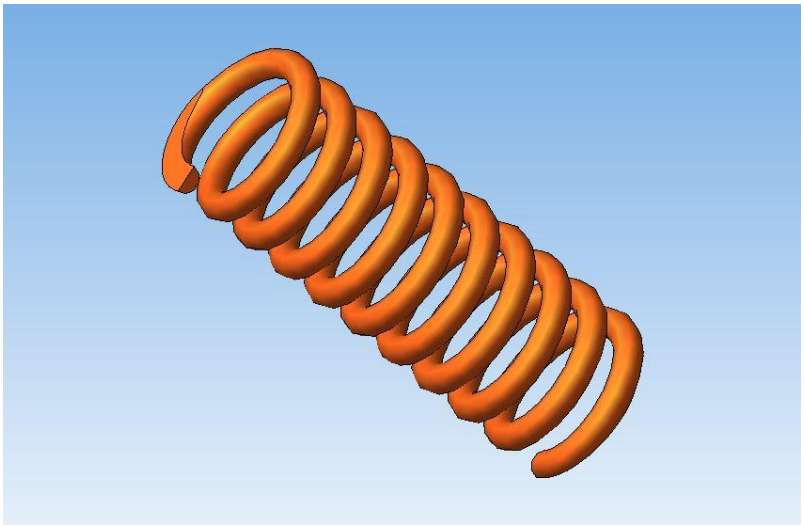


Рис.5.3 Модель пружини дослідної установки

Окрім захисту від надмірних навантажень, необхідно також мінімізувати вплив сторонніх чинників, які можуть впливати на точність вимірювань. До таких факторів належить маса робочого стола та елементів кріплення, яка може створювати додаткове навантаження на тензометричні давачі у взаємоперпендикулярних площинах, спотворюючи отримання реальних показників силових параметрів. Цей вплив може бути досить значним у випадках, коли дослідні установки використовуються на великих та важких верстатах, де маса робочого стола є суттєвою.

Завдяки своїм властивостям, пружини можуть компенсувати вплив маси робочого стола та кріпильних елементів, забезпечуючи більш точне вимірювання силових параметрів. Вони створюють ефект відокремлення робочої зони, дозволяючи давачам фіксувати тільки ті деформації, які безпосередньо пов'язані з процесом механічного оброблення. Це значно підвищує точність отриманих даних і мінімізує похибки, пов'язані з впливом зовнішніх факторів.

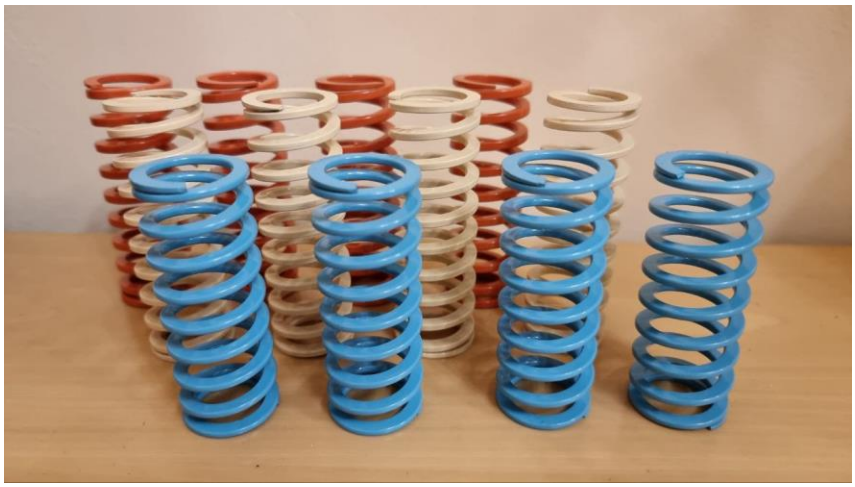


Рис.5.4 Пружини дослідної установки

Для забезпечення точності та ефективності роботи дослідної установки, важливо застосовувати різні типи пружин стиску для кожного типу тензометричного давача. Це пояснюється необхідністю дослідження процесів оброблення різних типів заготовок, які можуть відрізнятися за масою та іншими фізичними характеристиками. При обробленні важкооброблюваних матеріалів сили різання можуть варіюватися у широкому діапазоні, тому для кожного конкретного випадку необхідно підбирати пружини з відповідною стискаючою силою, яка забезпечить ефективну протидію навантаженню і захист давача.

В даній дослідній установці передбачено використання трьох комплектів пружин, кожен з яких відповідає певному типу тензометричних давачів. Це рішення дозволяє забезпечити надійний захист давачів і гарантує їхню тривалу експлуатацію, навіть при значних навантаженнях. Такий підхід також забезпечує точність отриманих даних, оскільки пружини допомагають уникнути надмірного навантаження на давач і, відповідно, знижують ймовірність пошкодження.

Застосовувані у дослідній установці комплекти пружин включають по чотири одиниці кожен, з наступними розмірами, які відповідають різним конкретним давачам:

- Довжина 81 мм, переріз 2.3×4.4 мм;

- Довжина 91 мм, переріз 2.7×4.4 мм;
- Довжина 91 мм, переріз 3.7×4.4 мм;

Інші конструктивні елементи корпусу дослідної установки, такі як нижня 3 та верхня 4 плити фіксації установки (Рис.5.1), які встановлюються для забезпечення міцності, стабільності та тривалої експлуатації. Ці плити відіграють ключову роль у надійній фіксації як самої установки на столі металообробного верстата, так і досліджуваної заготовки. Матеріал - сталь 40Х, з якого виготовляються плити, повинен витримувати значні навантаження та вібрації, що виникають під час процесу оброблення важкооброблюваних матеріалів. Використання цього матріалу з високими показниками міцності та стійкості до зношування забезпечує стабільність конструкції та її довготривалу експлуатацію навіть у важких умовах промислових цехів.

Конструктивні особливості нижньої та верхньої плит виконуються з урахуванням ергономічних вимог, що виникають під час роботи з різними типами металообробних верстатів. Це означає, що для кожного окремого верстата або групи однотипного обладнання плити можуть мати різні розміри, форми та конфігурації, які максимально відповідають вимогам конкретної технології. Такі параметри, як товщина, площа та розміщення фіксаційних отворів, залежать від особливостей верстату і забезпечують легкий доступ до елементів управління, а також зручність монтажу та демонтажу установки.

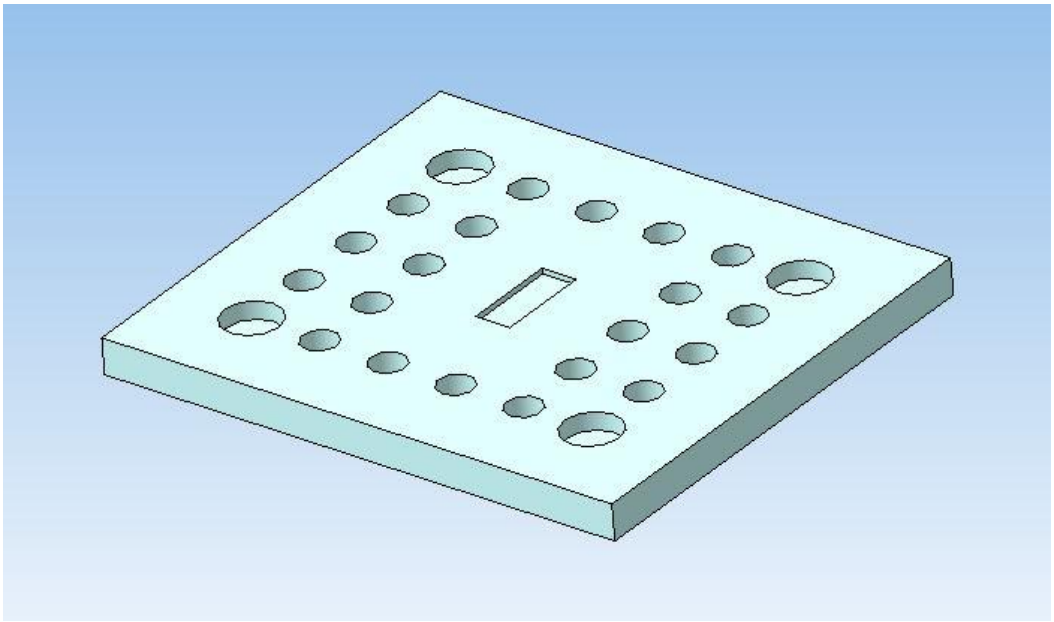


Рис.5.5 Модель верхньої плити фіксації

Особливу увагу під час проєктування плит слід приділити розмірам та вазі зразків з важкооброблюваних матеріалів, які будуть досліджуватися на даній установці. Оскільки заготовки можуть бути різних габаритів і маси, плити повинні бути здатними витримувати навантаження та забезпечувати їх надійну фіксацію. Це особливо важливо при роботі з великими або нестандартними заготовками, де існує ризик деформації або зсуву під час процесу оброблення. Надійність фіксації заготовки безпосередньо впливає на точність отриманих результатів експерименту, тому цей аспект є ключовим під час проєктування плит.

Для збільшення точності вимірювання показника сили різання варто також включити у вимірювання тангенціальної величини сили різання, для цього конструкція тижньої плити повинна мати приварений упор, змічнений кутниками, у якому передбачено місце для встановлення давача. Даний додатковий давач відповідатиме за визначення тангенціальної складової сили різання. В такому разі, результуюча сила різання визначається як корінь з суми квадратів осьової та тангенціальної складових сили різання. Однак, така

конструкція також має мінуси. Зокрема, виконання конструкції бокового упора здорожчує виготовлення дослідної установки, також надлишкові витрати спричинить необхідність придбання додаткового комплекту давачів. Ще однією проблемою може бути сумісність з верстатом, на робочий стіл якого встановлюється установка, так як конструкція бокового упора суттєво збільшує ширину дослідної установки.

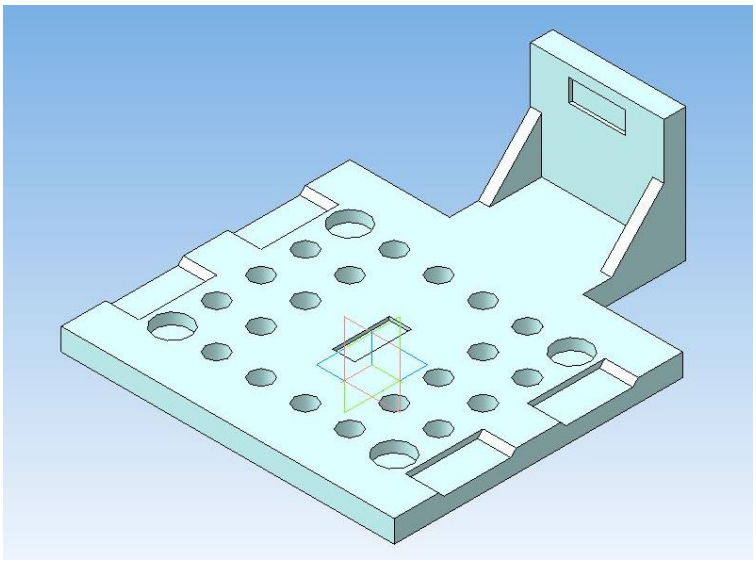


Рис.5.6 Модель нижньої плити фіксації з додатковим боковим упором

Для забезпечення надійної фіксації як самої дослідної установки на столі верстата, так і заготовки на столі дослідної установки, плити обладнуються спеціальними фіксаційними отворами. Ці отвори призначені для кріплення заготовки за допомогою затискних механізмів 5 або гвинтів, що дозволяє міцно закріпити заготовку та уникнути її зміщення під час експерименту. На нижній плиті виконуються пази, призначені для надійної фіксації плеча затискного механізму. Це рішення дозволяє не лише ефективно розподілити навантаження по всій площині плити, але й забезпечити максимальну стабільність системи.

Завдяки такому підходу фіксація стає більш надійною та зручною в експлуатації, що дозволяє швидко адаптувати установку до різних типів експериментів. Окрім того, пази на нижній плиті забезпечують можливість

налаштування та адаптації фіксуючих механізмів до різних типів заготовок, що підвищує універсальність установки. Це дозволяє проводити експерименти з різними матеріалами та у різних умовах, мінімізуючи ризики неправильного закріплення або зсуву заготовки під час оброблення.

Розміри нижньої та верїньої плит, для зручного та безпечного використання дослідної установки та наявному верстаті дорівнюють 260×300 мм, а товщина плит складає 20 мм, що є оптимальним як з економічної точки зору, так і для виконання пазу для встановлення давача.

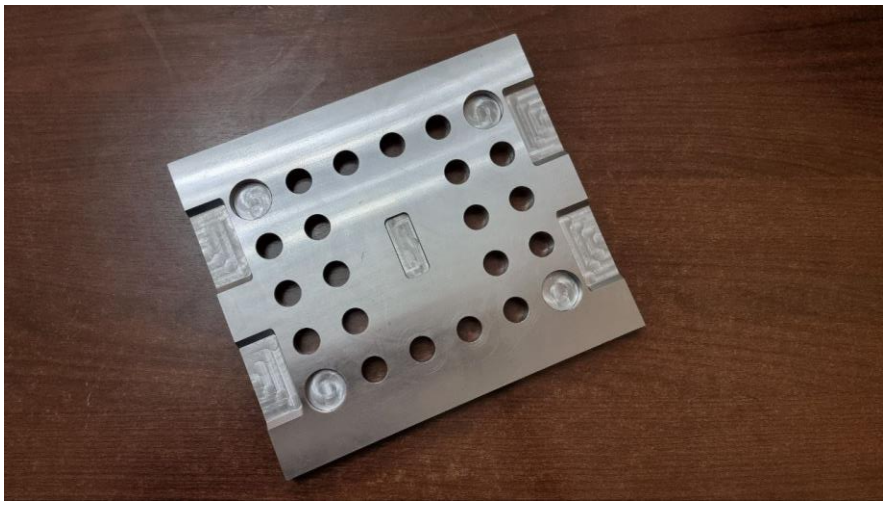


Рис.5.7. Нижня плита фіксації

Реалізація кріплення в дослідній установці повинна базуватися на використанні надійних затискних механізмів, які забезпечують достатній запас міцності для безпечної роботи оператора верстата і всієї дослідної команди. При роботі з важкооброблюваними матеріалами виникають значні сили та навантаження, тому важливо, щоб затискні механізми могли витримувати ці впливи без ризику поломки або деформації. Крім того, надійне кріплення дозволяє уникнути небажаних зсувів або зміщення заготовки під час процесу оброблення, що забезпечує точність результатів досліджень і безпеку експериментальної роботи.

Після того, як основні елементи дослідної установки, включаючи верхню та нижню плити, затискні механізми та пружини стиску, змонтовані і встановлені на місце, наступним важливим етапом є припасування основних корпусних елементів. Це необхідно для забезпечення точної відповідності всіх частин установки та забезпечення їх стабільної роботи під час експериментів. Після цього етапу проводиться перевірка функціонування всіх механічних вузлів для виявлення можливих несправностей або недоліків у монтажі. Ця перевірка є важливим кроком, оскільки вона дозволяє переконатися, що всі елементи працюють належним чином і установка готова до подальшого використання.

Після підключення аналогово-цифрового перетворювача (АЦП) необхідно виконати калібрування підключених тензометричних давачів. Цей процес є критично важливим для забезпечення точності вимірювань. Різні тензометричні давачі можуть мати свої особливості калібрування, залежно від країни виробництва або конкретної компанії-виробника. Відповідно, необхідно ретельно дотримуватися інструкцій, наданих виробником для кожного окремого типу давача. Важливо звернути увагу на те, що різні давачі можуть мати специфічні вимоги до калібрування та налаштувань, і недотримання цих вимог може вплинути на точність результатів досліджень або навіть призвести до пошкодження самого давача.

Зокрема, калібрування давачів включає перевірку їхнього початкового стану, встановлення відповідних параметрів та перевірку реакції на різні навантаження. Якщо давачі не калібруються належним чином, це може призвести до серйозних помилок під час збору даних, що знизить наукову цінність експериментів. Тому необхідно забезпечити, щоб кожен давач був точно налаштований на відповідну роботу в умовах дослідження і щоб результати вимірювань були максимально точними та надійними.

5.4. Опис дослідної установки для силового аналізу експериментальних даних механічного оброблення хромо-нікелевих сплавів, організація процесу вимірювання

Дослідна установка для дослідження силових параметрів процесів механічного оброблення важкооброблюваних матеріалів (Рис.5.8) реалізована у відповідності до описаної вище та наведеної на Рис.5.1 моделі. Цей пристрій відповідає вимогам точності, компактності, утилітарності та універсальності. Основна увага зосереджена на нівелюванні проблем організаційного та конструктивного характеру, які детально описані у підрозділах 5.2 та 5.3.

Рис.5.8 Дослідна установка у зборі

Основні переваги цієї дослідної установки полягають у наступному:

1. Простота складання та налаштування: конструкція установки розроблена таким чином, щоб мінімізувати час та зусилля, необхідні для її складання. Використання стандартних компонентів та модульної конструкції дозволяє швидко адаптувати установку до різних типів експериментів без необхідності здійснювати складні модифікації.

2. Незначна собівартість: завдяки використанню універсальних матеріалів та компонентів, загальні витрати на створення установки залишаються на мінімальному рівні. Це дозволяє розширити можливості проведення досліджень

навіть при обмеженому бюджеті, сприяючи більш широкому залученню дослідників до металообробної науки.

3. Надійність та стабільність: простота конструкції не впливає на надійність роботи установки. Всі механічні та електронні компоненти ретельно підібрані та протестовані, що забезпечує стабільність вимірювань та довговічність експлуатації.

4. Гнучкість у використанні: установка може бути легко адаптована для різних типів металообробних процесів та матеріалів. Це дозволяє дослідникам проводити широкий спектр експериментів, варіюючи параметри процесів та характеристики заготовок.

5. Точність та утилітарність фіксації експериментальних даних: встановлені тензометричні давачі забезпечують повний аналіз силових параметрів, які передаються на АЦП для подальшого опрацювання та інтерпритації..

6. Масштабованість: установка може бути розширена або модифікована для включення додаткових давачів або механізмів, що дозволяє розширювати функціональні можливості відповідно до зростаючих потреб дослідної групи.

Дослідна установка фіксується до столу верстата спеціальними затискачами 7. Як на столі верстата, так і на нижній плиті 4 дослідного пристрою, для цього передбачені пази. Заготовка 1 кріпиться до верхньої плити 3 дослідного пристрою з допомогою затискачів 2 (Рис.5.9).

Наступним етапом експериментально-дослідних робіт є підбір та встановлення металообробного інструменту. Для детальної перевірки імітаційного моделювання варто виконати дослідження з дікількома різновидами інструменту, відповідно змінюючи режими оброблення.

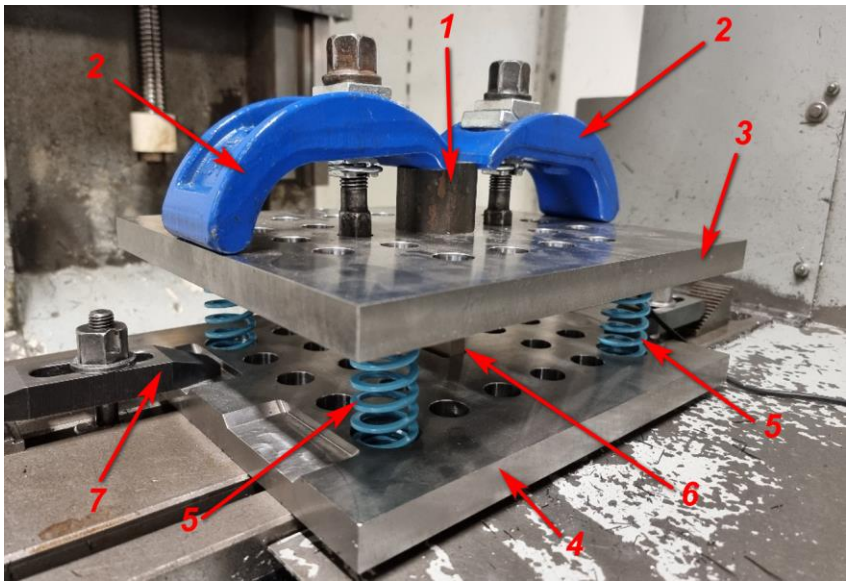


Рис.5.9 Встановлення дослідної установки на верстат HAAS та фіксація досліджуваної заготовки

Зношування інструменту у рамках даного дослідження не чинитиме значного негативного впливу, та все ж потребує контролю та фіксації.

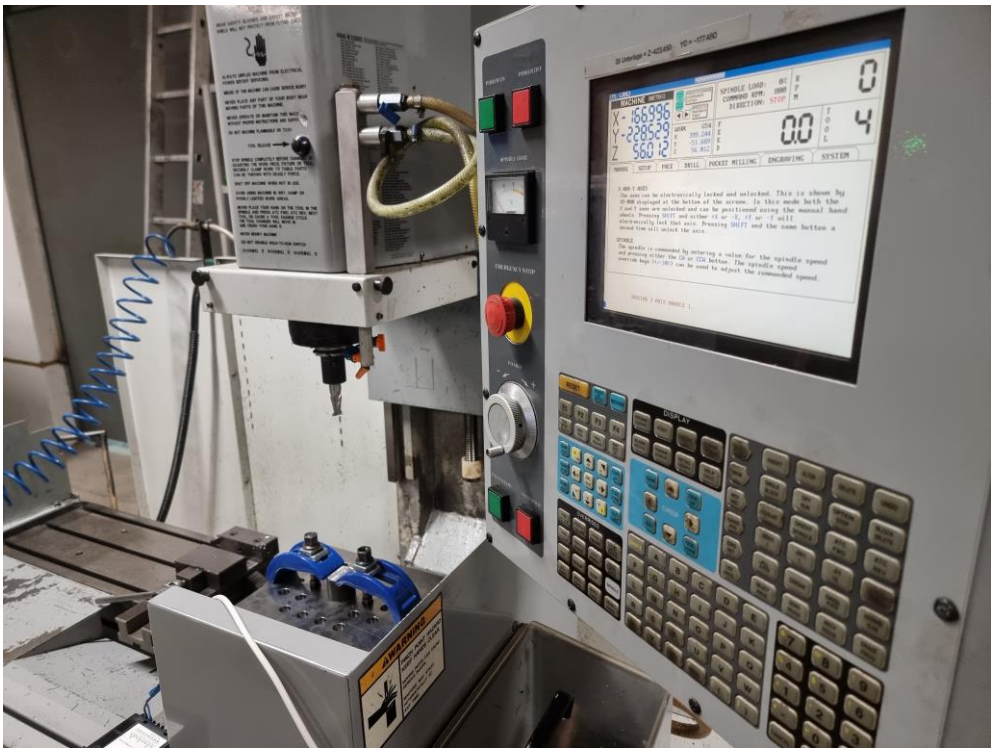


Рис.5.10 Вибір та встановлення інструменту

Налаштування параметрів оброблення, здійснюється з допомогою інтерфейсу стійки контролера верстата HAAS VF5. Режими різання задаються відповідно до проведених іматаційних досліджень, почергово змінюючись після фіксації результатів вимірювання.

Для коректрого відображення результатів та подальшого порівняння їх з результатами теоретичних розрахунків та імітаційного моделювання варто працювати на одному верстаті, без перевстановлення дослідного пристрою, яке може негативно повпливати на точність резільтатів вимірювань.

Рис.5.11 Налаштування параметрів, встановлення режимів оброблення

Після фіксації заготовки, вибору інструменту та встановленя режимів різання потрібно підключити АЦП тензометричного давача, відкалібрувати його та вибрати необхідні одиниці вимірювання.

Рис.5.12 Підключення АЦП та калібрування давачів

Дослідна обробка виконується у декілька етапів, для фіксації даних при різних режимах оброблення та з застосуванням різної геометрії інструменту. Значення подачі та швидкості занотовуються з стійки контролера металообробного верстата HAAS, а показник сили різання фіксується з АЦП на персональний комп’ютер.

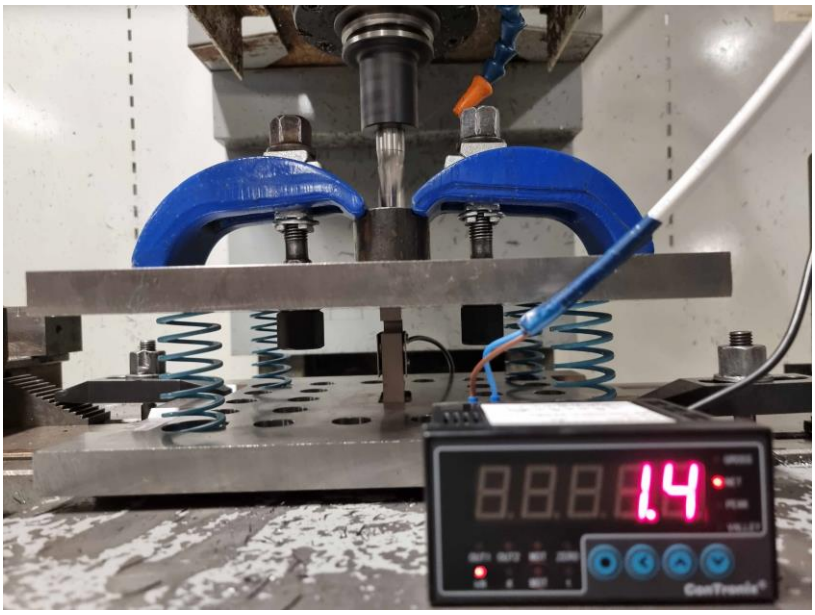


Рис.5.13 Виконання дослідної оброблення та фіксіція результатів

Отриманий масив даних потрібен для порівняння даних фактичного процесу оброблення заготовки та результатів імітаційного моделювання. Порівняння даних дає змогу перевірити адекватність комп'ютерної моделі та рівень її відхилення відносно експериментального процесу оброблення.

5.5. Математичний та кореляційний аналіз результатів експерименту

Експериментальні дослідження технологічних процесів на основі математичного планування багатофакторного аналізу статистичних даних є сучасним і ефективним підходом забезпечення достовірності отриманих результатів. Цей метод дозволяє враховувати множину факторів, що впливають на результативність порівняння результатів експериментальних та теоретичних досліджень, виявляти взаємозв'язки між параметрами, оптимізувати умови процесу та мінімізувати витрати на проведення експерименту. Теорія планування експериментів [2] базується на систематичній зміні факторів за схемою матриці планування, що забезпечує достатність статистично-визначеної виборки експериментів. Враховуються як відомі, так і випадкові фактори, що дозволяє зосередитись на ключових змінних. Правильний вибір моделі, що описує процес, є критично важливим для точності прогнозування та аналізу якості проведених теоретичних напрацювань.

Для перевірки результатів, отриманих шляхом імітаційного моделювання та порівняння їх з експериментальними даними, які, у свою чергу, потребують перевірки на адекватність, потрібно виконати розрахунок планування експерименту. В якості факторів вибрані основні технологічні режими механічного оброблення: швидкість різання V, глибина різання t та конструктивний параметр інструменту – радіус при вершині різального леза r.

Вибрані наступні межі зміни факторів (у відповідності до інтервалів дослідження цих показників, наведених у розд. 3-4): $V = 50 \div 300$ м/хв; $t = 0{,}3 \div 2{,}5$ мм; $r = 0{,}1 \div 1{,}5$ мм.

Емпірична залежність між силою різання F та режимами різання V, S, r шукається у вигляді степеневої залежності:

$$F = C_0 \cdot V^m \cdot S^n \cdot r^p \tag{5.1}$$

де C_0 - постійний коефіцієнт; m, n, p – показники степенів.

Перетворення натуральних факторів в кодовані безрозмірні змінні виконується за допомогою залежності:

$$X_i = \frac{2 \cdot \left(\ln \tilde{X}_i - \ln \tilde{X}_{i\max} \right)}{\ln \tilde{X}_{i\max} - \ln \tilde{X}_{i\min}} + 1, \tag{5.2}$$

Кодування натуральних змінних виконане на основі даних таблиці 5.1:

Таблиця 5.1.

Рівні зміни факторів

Рівень факторів		V , м/хв;		r , мм		t , мм.	
Назва	Кодоване значення	$\tilde{X}_1 = V$	$\ln \tilde{X}_1$	$\tilde{X}_2 = r$	$\ln \tilde{X}_2$	$\tilde{X}_3 = t$	$\ln \tilde{X}_3$
Верхній	+ 1	300	5,70	1,5	0,40	2,5	0,91
Основний	0	175	-	0,8	-	1,4	-
Нижній	- 1	50	3,91	0,1	- 2,30	0,3	- 1,20

$$x_1 := \frac{2 \cdot (\ln(V) - 5.70)}{5.70 - 3.91} + 1 \rightarrow 1.1173184357541899441 \cdot \ln(V) - 5.3687150837988826816$$

$$x_2 := \frac{2 \cdot (\ln(r) - 0.40)}{0.40 + 2.30} + 1 \rightarrow 0.74074074074074074 \cdot \ln(r) + 0.7037037037037037$$

$$x_2 := \frac{2 \cdot (\ln(t) - 0.91)}{0.91 + 1.2} + 1 \rightarrow 0.94786729857819905213 \cdot \ln(t) + 0.13744075829383886256$$

Визначення коефіцієнтів емпіричної моделі проводиться за допомогою

матриці повного факторного експерименту (ПФЕ) типу 2^3 (число незалежних факторів – 3, число рівнів зміни кожного фактора – 2. Число дослідів за планом експериментів - $N=8$.

Матриця ПФЕ типу 2^3 дозволяє також визначити коефіцієнти регресії з врахуванням взаємодії факторів.

Рівняння регресії з кодованими змінними, що враховує взаємодію факторів:

$$Y=b_0+b_1X_1+b_2X_2+b_3X_3+b_{12}X_1X_2+b_{13}X_1X_3+b_{23}X_2X_3+b_{123}X_1X_2X_3 \quad (5.3)$$

Відтворюваність результатів дослідів забезпечується повторюваністю останніх. Число повторних дослідів - $n=2$.

Коефіцієнти визначаються шляхом сумування почленних добутків стовпця матриці плану експериментів 2^3 на стовпець $\bar{Y}_v$ за наступними залежностями:

$$b_i=\frac{1}{N}\cdot\sum_{v=1}^{N}X_{iv}\cdot\bar{Y}_v \quad . \quad (5.4)$$

Відповідно, матриця планування експерименту матиме наступний вигляд:

$F_{11}:=970$	$\ln(F_{11})=6.877$	$F_{21}:=890$	$\ln(F_{21})=6.791$
$F_{12}:=1120$	$\ln(F_{12})=7.021$	$F_{22}:=920$	$\ln(F_{22})=6.824$
$F_{13}:=1240$	$\ln(F_{13})=7.123$	$F_{23}:=1180$	$\ln(F_{23})=7.073$
$F_{14}:=1310$	$\ln(F_{14})=7.178$	$F_{24}:=1290$	$\ln(F_{24})=7.162$
$F_{15}:=1390$	$\ln(F_{15})=7.237$	$F_{25}:=1320$	$\ln(F_{25})=7.185$
$F_{16}:=1450$	$\ln(F_{16})=7.279$	$F_{26}:=1410$	$\ln(F_{26})=7.251$
$F_{17}:=1530$	$\ln(F_{17})=7.333$	$F_{27}:=1470$	$\ln(F_{27})=7.293$
$F_{18}:=1590$	$\ln(F_{18})=7.371$	$F_{28}:=1520$	$\ln(F_{28})=7.326$

$$F_{1cep} := \frac{F_{11}+F_{21}}{2} = 930 \qquad \ln\left(F_{1cep}\right) = 6.835 \qquad Y_{Vcep1} := \ln\left(F_{1cep}\right) = 6.835$$

$$F_{2cep} := \frac{F_{12}+F_{22}}{2} = 1020 \qquad \ln\left(F_{2cep}\right) = 6.928 \qquad Y_{Vcep2} := \ln\left(F_{2cep}\right) = 6.928$$

$$F_{3cep} := \frac{F_{13}+F_{23}}{2} = 1210 \qquad \ln\left(F_{3cep}\right) = 7.098 \qquad Y_{Vcep3} := \ln\left(F_{3cep}\right) = 7.098$$

$$F_{4cep} := \frac{F_{14}+F_{24}}{2} = 1300 \qquad \ln\left(F_{4cep}\right) = 7.17 \qquad Y_{Vcep4} := \ln\left(F_{4cep}\right) = 7.17$$

$$F_{5cep} := \frac{F_{15}+F_{25}}{2} = 1355 \qquad \ln\left(F_{5cep}\right) = 7.212 \qquad Y_{Vcep5} := \ln\left(F_{5cep}\right) = 7.212$$

$$F_{6cep} := \frac{F_{16}+F_{26}}{2} = 1430 \qquad \ln\left(F_{6cep}\right) = 7.265 \qquad Y_{Vcep6} := \ln\left(F_{6cep}\right) = 7.265$$

$$F_{7cep} := \frac{F_{17}+F_{27}}{2} = 1500 \qquad \ln\left(F_{7cep}\right) = 7.313 \qquad Y_{Vcep7} := \ln\left(F_{7cep}\right) = 7.313$$

$$F_{8cep} := \frac{F_{18}+F_{28}}{2} = 1555 \qquad \ln\left(F_{8cep}\right) = 7.349 \qquad Y_{Vcep8} := \ln\left(F_{8cep}\right) = 7.349$$

Вихідні дані для визначення дисперсії відтворюваності дослідів визначаються наступним чином:

Дослід №1.1

$$\left(\ln\left(F_{11}\right) - Y_{Vcep1}\right) = 0.042 \qquad \left(\ln\left(F_{11}\right) - Y_{Vcep1}\right)^2 = 0.002$$

Дослід №1.2

$$\left(\ln\left(F_{21}\right) - Y_{Vcep1}\right) = -0.044 \qquad \left(\ln\left(F_{21}\right) - Y_{Vcep1}\right)^2 = 0.002$$

Дослід №2.1

$$\left(\ln\left(F_{12}\right) - Y_{Vcep2}\right) = 0.094 \qquad \left(\ln\left(F_{12}\right) - Y_{Vcep2}\right)^2 = 0.009$$

Дослід №2.2

$$\left(\ln\left(F_{22}\right) - Y_{Vcep2}\right) = -0.103 \qquad \left(\ln\left(F_{22}\right) - Y_{Vcep2}\right)^2 = 0.011$$

Дослід №3.1

$$\left(\ln\left(F_{13}\right)-Y_{Vcep3}\right)=0.024 \qquad \left(\ln\left(F_{13}\right)-Y_{Vcep3}\right)^{2}=0.0005998$$

Дослід №3.2

$$\left(\ln\left(F_{23}\right)-Y_{Vcep3}\right)=-0.025 \qquad \left(\ln\left(F_{23}\right)-Y_{Vcep3}\right)^{2}=0.0006303$$

Дослід №4.1

$$\left(\ln\left(F_{14}\right)-Y_{Vcep4}\right)=0.008 \qquad \left(\ln\left(F_{14}\right)-Y_{Vcep4}\right)^{2}=0.0000587$$

Дослід №4.2

$$\left(\ln\left(F_{24}\right)-Y_{Vcep4}\right)=-0.008 \qquad \left(\ln\left(F_{24}\right)-Y_{Vcep4}\right)^{2}=0.0000596$$

Дослід №5.1

$$\left(\ln\left(F_{15}\right)-Y_{Vcep5}\right)=0.026 \qquad \left(\ln\left(F_{15}\right)-Y_{Vcep5}\right)^{2}=0.0006504$$

Дослід №5.2

$$\left(\ln\left(F_{25}\right)-Y_{Vcep5}\right)=-0.026 \qquad \left(\ln\left(F_{25}\right)-Y_{Vcep5}\right)^{2}=0.0006849$$

Дослід №6.1

$$\left(\ln\left(F_{16}\right)-Y_{Vcep6}\right)=0.014 \qquad \left(\ln\left(F_{16}\right)-Y_{Vcep6}\right)^{2}=0.0001929$$

Дослід №6.2

$$\left(\ln\left(F_{26}\right)-Y_{Vcep6}\right)=-0.014 \qquad \left(\ln\left(F_{26}\right)-Y_{Vcep6}\right)^{2}=0.0001984$$

Дослід №7.1

$$\left(\ln\left(F_{17}\right)-Y_{Vcep7}\right)=0.02 \qquad \left(\ln\left(F_{17}\right)-Y_{Vcep7}\right)^{2}=0.0003921$$

Дослід №7.2

$$\left(\ln\left(F_{27}\right)-Y_{Vcep7}\right)=-0.02 \qquad \left(\ln\left(F_{27}\right)-Y_{Vcep7}\right)^{2}=0.0004081$$

Дослід №8.1

$$\left(\ln\left(F_{18}\right)-Y_{Vcep8}\right)=0.022 \qquad \left(\ln\left(F_{18}\right)-Y_{Vcep8}\right)^{2}=0.0004954$$

Дослід №8.2

$$\left(\ln\left(F_{28}\right)-Y_{Vcep8}\right)=-0.023 \qquad \left(\ln\left(F_{28}\right)-Y_{Vcep8}\right)^{2}=0.0005183$$

Разом: $S_V := \sqrt[2]{0.0288889}=0.17$ $\qquad {S_V}^2=0.029$

Підрахунок коефіцієнтів регресії виконується з урахуванням визначених значень коефіцієнтів:

$$b_0 := \frac{\left(Y_{Vcep1}\cdot(1)+Y_{Vcep2}\cdot(1)+Y_{Vcep3}\cdot(1)+Y_{Vcep4}\cdot(1)+Y_{Vcep5}\cdot(1)+Y_{Vcep6}\cdot(1)+Y_{Vcep7}\cdot(1)+Y_{Vcep8}\cdot(1)\right)}{8} = 7.146$$

$$b_1 := \frac{\left(Y_{Vcep1}\cdot(1)+Y_{Vcep2}\cdot(-1)+Y_{Vcep3}\cdot(1)+Y_{Vcep4}\cdot(-1)+Y_{Vcep5}\cdot(1)+Y_{Vcep6}\cdot(-1)+Y_{Vcep7}\cdot(1)+Y_{Vcep8}\cdot(-1)\right)}{8} = -0.032$$

$$b_2 := \frac{\left(Y_{Vcep1}\cdot(1)+Y_{Vcep2}\cdot(1)+Y_{Vcep3}\cdot(-1)+Y_{Vcep4}\cdot(-1)+Y_{Vcep5}\cdot(1)+Y_{Vcep6}\cdot(1)+Y_{Vcep7}\cdot(-1)+Y_{Vcep8}\cdot(-1)\right)}{8} = -0.086$$

$$b_3 := \frac{\left(Y_{Vcep1}\cdot(1)+Y_{Vcep2}\cdot(1)+Y_{Vcep3}\cdot(1)+Y_{Vcep4}\cdot(1)+Y_{Vcep5}\cdot(-1)+Y_{Vcep6}\cdot(-1)+Y_{Vcep7}\cdot(-1)+Y_{Vcep8}\cdot(-1)\right)}{8} = -0.139$$

$$b_{12} := \frac{\left(Y_{Vcep1}\cdot(1)+Y_{Vcep2}\cdot(-1)+Y_{Vcep3}\cdot(-1)+Y_{Vcep4}\cdot(1)+Y_{Vcep5}\cdot(1)+Y_{Vcep6}\cdot(-1)+Y_{Vcep7}\cdot(-1)+Y_{Vcep8}\cdot(1)\right)}{8} = -0.005$$

$$b_{13} := \frac{\left(Y_{Vcep1}\cdot(1)+Y_{Vcep2}\cdot(-1)+Y_{Vcep3}\cdot(1)+Y_{Vcep4}\cdot(-1)+Y_{Vcep5}\cdot(-1)+Y_{Vcep6}\cdot(1)+Y_{Vcep7}\cdot(-1)+Y_{Vcep8}\cdot(1)\right)}{8} = -0.009$$

$$b_{23} := \frac{\left(Y_{Vcep1}\cdot(1)+Y_{Vcep2}\cdot(1)+Y_{Vcep3}\cdot(-1)+Y_{Vcep4}\cdot(-1)+Y_{Vcep5}\cdot(-1)+Y_{Vcep6}\cdot(-1)+Y_{Vcep7}\cdot(1)+Y_{Vcep8}\cdot(1)\right)}{8} = -0.04$$

$$b_{123} := \frac{\left(Y_{Vcep1}\cdot(1)+Y_{Vcep2}\cdot(-1)+Y_{Vcep3}\cdot(-1)+Y_{Vcep4}\cdot(1)+Y_{Vcep5}\cdot(-1)+Y_{Vcep6}\cdot(1)+Y_{Vcep7}\cdot(1)+Y_{Vcep8}\cdot(-1)\right)}{8} = -0.00035$$

Загальний вигляд рівняння регресії (5.3) з врахуванням визначених значень коефіцієнтів b_i:

$$\begin{gathered} Y = 7{,}146 - 0{,}032X_1 - 0{,}086X_2 - 0{,}139X_3 + \\ -0{,}005X_1X_2 - 0{,}009X_1X_3 - 0{,}04X_2X_3 - 0{,}00035X_1X_2X_3 \end{gathered} \tag{5.5}$$

Далі виконуємо перевірку адекватності моделі. Визначення розрахункових значень $\hat{Y}_v$ після підставлення в рівняння регресії значень +1 та – 1 у відповідності з матрицею планування:

$$Y_{V'1} := b_0 + b_1 \cdot (1) + b_2 \cdot (1) + b_{23} \cdot (1) \cdot (1) = 6.988$$

$$Y_{V'2} := b_0 + b_1 \cdot (-1) + b_2 \cdot (1) + b_{23} \cdot (1) \cdot (1) = 7.052$$

$$Y_{V'3} := b_0 + b_1 \cdot (1) + b_2 \cdot (-1) + b_{23} \cdot (-1) \cdot (1) = 7.241$$

$$Y_{V'4} := b_0 + b_1 \cdot (-1) + b_2 \cdot (-1) + b_{23} \cdot (-1) \cdot (1) = 7.305$$

$$Y_{V'5} := b_0 + b_1 \cdot (1) + b_2 \cdot (1) + b_{23} \cdot (1) \cdot (-1) = 7.068$$

$$Y_{V'6} := b_0 + b_1 \cdot (-1) + b_2 \cdot (1) + b_{23} \cdot (1) \cdot (-1) = 7.132$$

$$Y_{V'7} := b_0 + b_1 \cdot (1) + b_2 \cdot (-1) + b_{23} \cdot (-1) \cdot (-1) = 7.161$$

$$Y_{V'8} := b_0 + b_1 \cdot (-1) + b_2 \cdot (-1) + b_{23} \cdot (-1) \cdot (-1) = 7.224$$

Розрахунок дисперсії адекватності:

$Y_{Vcep1} - Y_{V'1} = -0.153$	$(Y_{Vcep1} - Y_{V'1})^2 = 0.023$
$Y_{Vcep2} - Y_{V'2} = -0.124$	$(Y_{Vcep2} - Y_{V'2})^2 = 0.015$
$Y_{Vcep3} - Y_{V'3} = -0.143$	$(Y_{Vcep3} - Y_{V'3})^2 = 0.02$
$Y_{Vcep4} - Y_{V'4} = -0.134$	$(Y_{Vcep4} - Y_{V'4})^2 = 0.018$
$Y_{Vcep5} - Y_{V'5} = 0.143$	$(Y_{Vcep5} - Y_{V'5})^2 = 0.021$
$Y_{Vcep6} - Y_{V'6} = 0.134$	$(Y_{Vcep6} - Y_{V'6})^2 = 0.018$
$Y_{Vcep7} - Y_{V'7} = 0.152$	$(Y_{Vcep7} - Y_{V'7})^2 = 0.023$
$Y_{Vcep8} - Y_{V'8} = 0.125$	$(Y_{Vcep8} - Y_{V'8})^2 = 0.016$
	Разом: 0.154

Дисперсія відтворюваності визначається наступним чином:

$$SY := \sqrt[2]{\frac{S_V{}^2}{N \cdot (r-1)}} = 0.060093 \qquad SY^2 = 0.004 \tag{5.6}$$

Далі виконується перевірка однорідності дисперсій за критерієм Кохрена. Розрахункове значення критерія Кохрена:

$$G := \frac{\left(\ln\left(F_{22}\right) - Y_{Vcep2}\right)^2}{S_V{}^2} = 0.369 \tag{5.7}$$

Критичне значення критерія Кохрена $G_{кр} = 0{,}6798$.

Гіпотеза однорідності дисперсій приймається - $G = 0{,}37 < G_{кр} = 0{,}68$.

Перевірка значущості коефіцієнтів регресії. Дисперсія коефіцієнтів регресії:

$$S_{bi} := \sqrt[2]{\frac{0.003611}{N \cdot r}} = 0.015 \qquad S_{bi}{}^2 = 0.00023 \tag{5.8}$$

Табличне значення критерія Стьюдента $t_{кр} = 2{,}306$

Половина довжини довірчого інтервалу:

$$\Delta b_i := t_{кр} \cdot S_{bi} = 0.035 \tag{5.9}$$

Коефіцієнт рівняння регресії вважається значущим, якщо виконується умова:

$$\left|b_i\right| \geq \Delta b_i \tag{5.10}$$

Значимі коефіцієнти регресії:

$$\left|b_0\right| = 7{,}164;\ \left|b_2\right| = 0{,}086;\ \left|b_{23}\right| = 0{,}035$$

До значимих коефіцієнтів долучаємо коефіцієнти $\left|b_1\right| = 0{,}032$ і $\left|b_3\right| = 0{,}0139$ як такі, що відображають вплив базових параметрів режимів різання.

Рівняння регресії в кодованих змінних (отримано з (5.5) шляхом вилучення значущих коефіцієнтів):

$$Y = 7{,}146 - 0{,}032X_1 - 0{,}086X_2 - 0{,}139X_3 - 0{,}035X_2X_3 \tag{5.11}$$

Дисперсія адекватності моделі:

$$S_{ad} := \sqrt[2]{\frac{r}{N-m} \cdot 0.154} = 0.277 \qquad S_{ad}{}^2 = 0.077 \tag{5.12}$$

де m - число членів кінцевого апроксимуючого полінома (прийнято $m=4$).

Розрахунковий критерій Фішера:

$$F := \frac{S_{ad}{}^2}{SY^2} = 21.323 \tag{5.13}$$

Середня величина значень функції визначена за експериментальними даними:

$$Y_{cep} := \frac{1}{8} \cdot \left(Y_{Vcep1} + Y_{Vcep2} + Y_{Vcep3} + Y_{Vcep4} + Y_{Vcep5} + Y_{Vcep6} + Y_{Vcep7} + Y_{Vcep8}\right) = 7.146 \tag{5.14}$$

Значення для розрахунку коефіцієнта множинної кореляції R:

$$\left(Y_{Vcep1}-b_0\right)=-0.3111 \qquad \left(Y_{Vcep1}-b_0\right)^2=0.0968$$

$$\left(Y_{Vcep2}-b_0\right)=-0.2188 \qquad \left(Y_{Vcep2}-b_0\right)^2=0.0479$$

$$\left(Y_{Vcep3}-b_0\right)=-0.048 \qquad \left(Y_{Vcep3}-b_0\right)^2=0.0023$$

$$\left(Y_{Vcep4}-b_0\right)=0.0238 \qquad \left(Y_{Vcep4}-b_0\right)^2=0.0006$$

$$\left(Y_{Vcep5}-b_0\right)=0.0652 \qquad \left(Y_{Vcep5}-b_0\right)^2=0.0043$$

$$\left(Y_{Vcep6}-b_0\right)=0.1191 \qquad \left(Y_{Vcep6}-b_0\right)^2=0.0142$$

$$\left(Y_{Vcep7}-b_0\right)=0.1669 \qquad \left(Y_{Vcep7}-b_0\right)^2=0.0279$$

$$\left(Y_{Vcep8}-b_0\right)=0.2029 \qquad \left(Y_{Vcep8}-b_0\right)^2=0.0412$$

Разом: 0.2352

Отже, коефіцієнт множинної кореляції рівний:

$$R:=\sqrt[2]{1-\frac{0.154}{0.2352}}=0.59 \tag{5.15}$$

Перехід до моделі в натуральних змінних здійснюється підставляючи розкодовані заначення x_i в рівняння регресії (5.11).

$$\ln F+7{,}15-0{,}032\left(1{,}12\cdot\ln\left(V\right)-5{,}37\right)+0{,}086\left(0{,}74\cdot\ln\left(r\right)+0{,}703\right)$$
$$-0{,}139\left(0{,}948\cdot\ln\left(t\right)+0{,}137\right)-0{,}035\left(\left(0{,}74\cdot\ln\left(r\right)+0{,}703\right)\cdot\left(0{,}948\cdot\ln\left(t\right)+0{,}137\right)\right)$$

$$\ln F = 7,24 - 0,035 \cdot \ln(V) + 0,063 \cdot \ln(r) + 0,132 \cdot \ln(t)$$
$$-(0,026 \cdot \ln(r) + 0,025) \cdot (0,948 \cdot \ln(t) + 0,137)$$

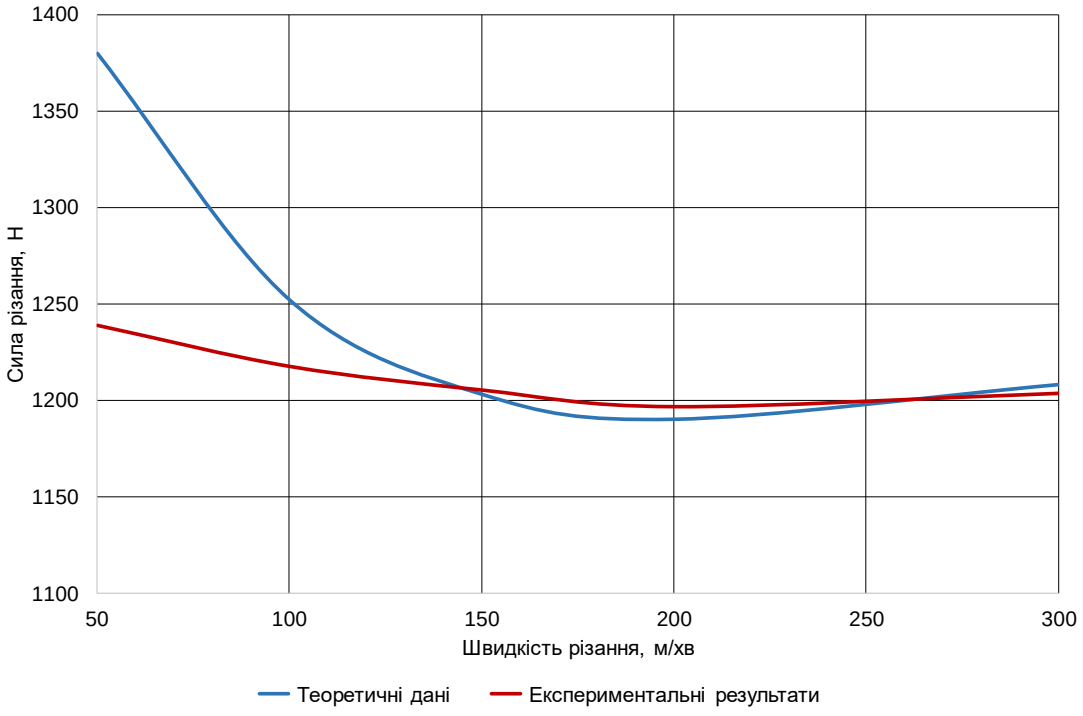
або після потенціювання

$$\bar{F} = 1366,5 \cdot V^{-0,035} \cdot r^{0,063} \cdot t^{0,092-0,31 \cdot \ln r} \quad (5.16)$$

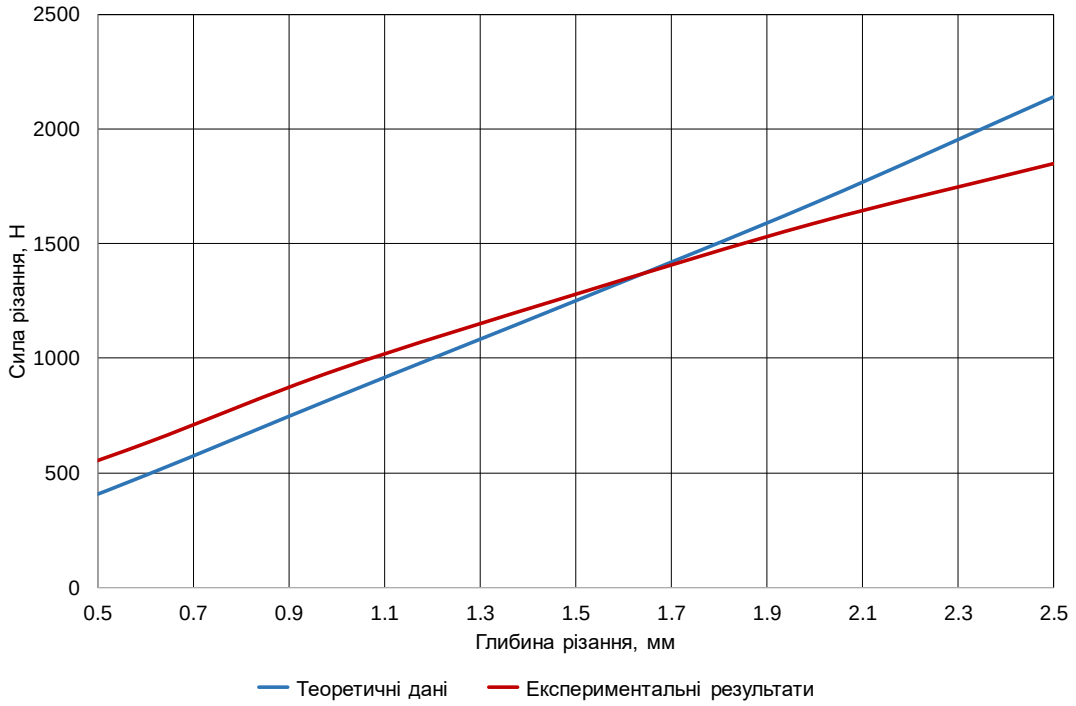
Усі зазначені розрахунки виконано з допомогою програмного середовища PTC Mathcad Prime версії 3.1. Повна програма розрахунку додається у Додатках до даної роботи.

5.6. Статистичний аналіз збіжності результатів імітаційного моделювання та експериментальних даних

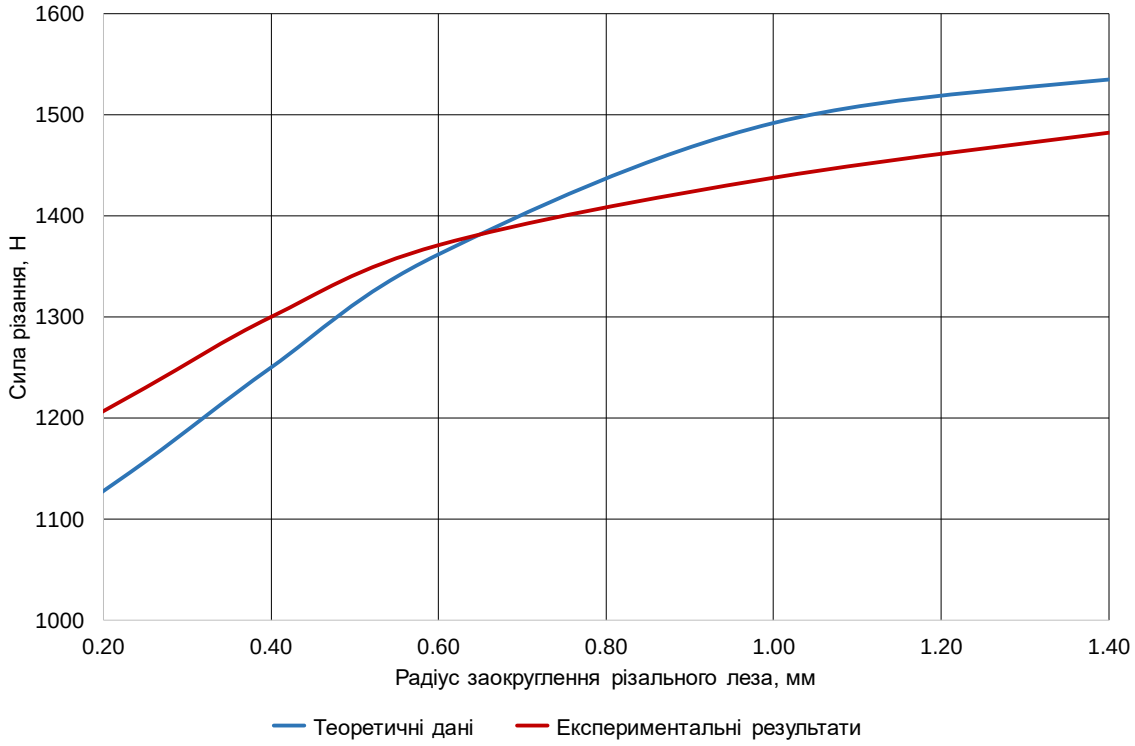
Важливим етапом дослідження є співставлення результатів імітаційного моделювання - залежності сили різання від швидкості та глибини різання (Розд.3) а також від радіусу при вершині разального леза (Розд. 4) з результатами експериментів, опрацьованими на основі регресійного аналізу даних (Розд. 5.5). Графічна інтерпретація цих результатів показана на Рис. 5.11.



а)



б)



в)

Рис. 5.14. Співставлення результатів імітаційного моделювання залежності сили різання від швидкості (а) та глибини різання (б) та радіусу при вершині разального леза (в) з результатами експериментів.

Аналіз массиву даних теоретичного (імітаційного) та експериментального дослідження дозволяє зробити наступні висновки:

– загалом, результати статистичного аналізу збіжності всіх факторних показників доводять загальну узгодженість результатів імітаційного моделювання та експериментальних даних. У якісному сенсі відтворюється споріднена картина динаміки впливу режимів різання на силу різання виробу з хромо-нікелевого сплаву, що має теоретичне та логічне обгрунтування. Відхилення теоретичних та експериментальних даних у кількісному вимірі є допустимим (узагальнена похибка - до 10%). Тому можна зробити висновок про загальну адекватність наведених в розділах 2-4 імітаційних та теоретичних досліджень;

– результати аналізу збіжності впливу режимів різання заготовки з хромо-нікелевого сплаву IN 718 на силу різання довів їхню задовільну адекватність. Так, середньостатистична похибка імітаційних та експериментальних результатів досліджень впливу зміни швидкості і глибини різання на силу різання складає 5,02% та 10,8%, відповідно. Такий результат можна вважати визнанням достовірності теоретичних досліджень, поданих в Розд. 2 даної дисертаційної роботи. Проте, можна відзначити загальну тенденцію відносного порушення збіжності результатів для початкових та заключних показників у прийнятих інтервалах зміни даних – це для швидкості різання V=50 мм/хв – 11,4% ; а для глибини різання t=0,3 мм – 28,8%, а для t=2,5 мм – 15,7%.

– аналіз відповідності впливу конструктивного параметру – радіусу заокруглення різального леза на силу різання показав, що середньостатистична похибка результатів імітаційного моделювання і експериментальних даних становить лише 4,2%.

– доцільно врахувати порушення відповідності результатів імітаційного дослідження і експериментальних даних шляхом корекції критеріїв руйнування у імітаційних моделях та вдосконалення загальної методики аналізу даних. Особливо це стосується умов оброблення заготовки з хромо-нікелевого сплаву при малих (до 0,4 мм) та великих (більше 2,5 мм) глибинах різання та малих (до 50 м/хв) швидкостях різання.

Висновки до Розділу 5

1. Для теоретичного обгрунтування впливу технологічних та конструктивних параметрів механічного оброблення на силові, напружено-деформаційні та термодинамічні параметри різання хромо-нікелевих сплавів та сталей автором даної дисертації використовувались імітаційні методи дослідження, зокрема в програмному середовищі DEFORM 2D та AdvantEdge (див. розд 2-4). Проте, дані, отримані з моделювання, потребують ретельної верифікації через порівняльний аналіз з реальними експериментальними результатами. Такий підхід дозволяє значно підвищити точність і надійність досліджень, а також розширити можливості прогнозування зміни фізико-механічних властивостей матеріалів під час їх механічного оброблення. Важливим також є корегування моделюючих процедур. Доведення адекватності імітаційної моделі оброблення важкооброблюваних матеріалів у програмному середовищі, основаному на методі скінченних елементів (DEFORM 2D та AdvantEdge) можна здійснити, відтворивши аналогічні умови оброблення в процесі проведення натурного експерименту з застосуванням дослідних пристоїв, які забезпечать можливість отримання масиву даних, придатного до порівняння з результатами імітаційної симуляції

2. Основними вимогами до експериментальної установки для силового аналізу експериментальних даних механічного оброблення є забезпечення достатньої точності вимірювань, простота конструкції та доступність компонентів, що дозволить зменшити вартість і збільшити доступність технологічних рішень. Запропонована модель експериментельної установки силового аналізу даних механічного оброблення хромо-нікелевих сплавів, основою якої є 2 тензометричні давачі стиску YZC-516C, які розташовані у взаємоперпендикулярних площинах. Таким чином, покази вимірювання

деформацій, що виникають під впливом осьової та тангенціальної сили різання, дають узагальнеру інформацію про силу різання.

3. Експериментальні дослідження технологічних процесів на основі математичного планування багатофакторного аналізу статистичних даних дозволяють враховувати множину факторів, що впливають на результативність порівняння результатів експериментальних та теоретичних досліджень, виявляти взаємозв'язки між параметрами, оптимізувати умови процесу та мінімізувати витрати на проведення експерименту. Для перевірки результатів, отриманих шляхом імітаційного моделювання та порівняння їх з експериментальними даними, виконано розрахунок планування експерименту. В якості факторів вибрані основні технологічні режими механічного оброблення: швидкість різання *V*, глибина різання *t* та конструктивний параметр інструменту – радіус при вершині різального леза *r*. Вибрані наступні межі зміни факторів: $V = 50 \div 300$ м/хв; $t = 0{,}3 \div 2{,}5$ мм; $r = 0{,}1 \div 1{,}5$ мм. Усі розрахунки щодо планування експериментів, математичного оброблення результатів дослідження із застосуванням методу регресійного аналізу та розрахунку знічущості та адекватності розрахункових процедур зроблені за допомогою програмного середовища PTC Mathcad Prime версії 3.1.

4. Важливим етапом дослідження є співставлення результатів імітаційного моделювання - залежності сили різання від швидкості та глибини різання (Розд.3) а також від радіусу при вершині разального леза (Розд. 4) з результатами експериментів, опрацьованими на основі регресійного аналізу даних (Розд. 5.5). Результати статистичного опрацювання збіжності всіх факторних показників доводять загальну узгодженість результатів імітаційного моделювання та експериментальних даних. У якісному сенсі відтворюється споріднена картина динаміки впливу режимів різання на силу різання виробу з хромо-нікелевого сплаву, що має теоретичне та логічне обгрунтування. Відхилення теоретичних та

експериментальних даних у кількісному вимірі є допустимим: середньостатистична похибка імітаційних та експериментальних результатів досліджень впливу зміни швидкості, глибини різання та радіусу заокруглення різального леза на силу різання складає 5,02%, 10,8% та 4,2%, відповідно. Звідси можна зробити висновок про загальну адекватність наведених в розділах 2-4 імітаційних та теоретичних досліджень.

5. Проте, слід відзначити загальну тенденцію відносного порушення збіжності результатів для початкових та заключних показників у прийнятих інтервалах зміни даних – це для швидкості різання V=50 мм/хв – 11,4%; для глибини різання t=0,3 мм – 28,8%, а для t=2,5 мм – 15,7%. Тому для імітаційних моделей механічного оброблення заготовки з хромо-нікелевого сплаву при малих (до 0,4 мм) та великих (більше 2,5 мм) глибинах різання та малих (до 50 м/хв) швидкостях різання доцільно врахувати порушення відповідності результатів імітаційного дослідження і експериментальних даних шляхом корекції критеріїв руйнування та вдосконалення загальної методики аналізу даних.

ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ ТА РЕЗУЛЬТАТИ

1. Доцільність використання різнотипних за реологічних описом імітаційних моделей різання (жорстко- та пружно-пластичних) в сучасних програмах моделювання процесів механічного оброблення виробів потребує науково-орієнтованого та логічного обґрунтування. Результати такого обґрунтування сприятимуть якіснішому та більш реалістичному відтворенню напружено-деформаційних процесів формоутворення. Внаслідок проведених теоретичних (імітаційних) досліджень в системі Deform 2D та їх експериментальної верифікації доведено, що застосування пружно-пластичної імітаційної моделі різання замість класичної пластичної моделі для пластичних матеріалів (наприклад, алюмінієвого сплаву), не є ефективною, оскільки різниця між результатами, отриманими за допомогою таких моделей, є незначною (в межах 8-10%), тоді як збільшення тривалості дослідження (у 8-10 разів) у цьому випадку є невиправданим. Однак, для імітаційного моделювання механічної оброблення хромо-нікелевих сплавів різниця між результатами, отриманими за методиками пружного або пружно-пластичного дослідження, вже є суттєвою (різниця становить 60-90%). Можна дійти до логічного висновку, що для таких матеріалів слід рекомендувати використання пружно-пластичної імітаційної моделі, але лише в тих випадках, коли об’єктом дослідження є наслідкові показники обробленої поверхні (наприклад, залишкові напруження або деформації), а не силові або напружено-деформаційні процеси, що відбуваються безпосередньо в зоні формоутворення, зношування інструменту тощо.

2. Надані практичні рекомендації щодо вдосконалення розрахунку в програмному комплексі Deform 2D напружено-деформованого стану заготовки в процесі її механічного оброблення. Рекомендовано під час розрахунку пружно-пластичних моделей, коли розв’язок МКЕ-аналізу не збігається з нормативною похибкою, збільшити норму похибки сили різання на два порядки більше, ніж норму похибки швидкості в меню Simulation Controls/Iteration. Після досягнення

потрібного ефекту збіжності доцільно поступово знижувати нормативне значення силової похибки, до стану, коли система автоматично не почне зменшувати вищеназвану помилку збіжності. Цей підхід дозволяє узгоджувати баланс між допустимою точністю розрахунків і стабільністю роботи імітаційної моделі.

3. Аналіз результатів проведених імітаційних та експериментальних досліджень для матеріалів, що відрізняються за своїми механічними властивостями, дозволяє зробити висновок, що різниця між отриманими результатами пружної та пружно-пластичної моделей формування залишкових напружень підчас механічного оброблення алюмінієвого сплаву Al6061 становить приблизно 13%; для імітаційної моделі різання заготовки зі сталі AISI 1020 ця величина зростає вже до 32% а для для імітаційних моделей різання заготовки з хромо-нікелевого сплаву, різниця в результатах імітаційного моделювання залишкових напружень за цими методиками становить приблизно 64%. Причому у випадку глибинного аналізу поширення цих показників похибка становить більше 90%. Такі результати дослідження підтверджують той факт, що застосування тієї чи іншої моделі деформації залежить від механічних властивостей оброблюваного матеріалу та поставленої мети дослідження.

4. Проведені за допомогою акустопружного методу експериментальні дослідження залишкових напружень дозволили верифікувати проведені імітаційні дослідження. Причому встановлено, що відхилення експериментальних даних залишкових напружень від результатів імітаційного моделювання механічного оброблення сплаву IN 718 складає 35,5% для пластичної моделі деформації і лише 10,6% для пружно-пластичної моделі.

5. Проведений в системі AdvantEdge аналіз результатів моделювання силових параметрів під час лезового механічного оброблення заготовок з хромо-нікелевого сплаву Inconel 718 зі зміною глибини різання продемонстрував такі результати: при глибині різання 0,6 мм сила різання становить 492 Н, що є на 95%

більше, ніж при глибині різання 0,3 мм. Подальша зміна глибини різання до t=1,0 мм призводить до значного збільшення сили різання, яка досягає 834 Н, що на 70% більше, ніж при глибині різання t=0,6 мм. Збільшення глибини різання до 1,5 мм спричинює подальше зростання сили різання до 1252 Н, що на 50% більше, ніж при глибині різання t=1,0 мм. При глибині різання 2,0 мм сила різання досягає вже 1679 Н, що є на 34% більше в порівнянні з аналогічним параметром при глибині різання t=1,5 мм. Нарешті, найбільше досліджуване значення глибини різання 2,5 мм спричинює збільшення сили різання на 28% у порівнянні з глибиною різання 2,0 мм, тобто до значення 2140 Н. Ці результати підтверджують залежність сили різання від глибини оброблення і показують, як значне збільшення глибини різання впливає на механічні навантаження під час оброблення.

6. На основі аналізу складної залежності сили від швидкості різання при обробці заготовки з хромо-нікелевого сплаву, зроблено висновок, що при збільшенні швидкості різання до 120 м/хв сила різання інтенсивно зменшується через значний вплив наростаючої пластичної деформації матеріалу; на середніх швидкостях (120 - 180 м/хв) сила різання також зменшується внаслідок скорочення товщини стружки та зниження сил адгезії між стружкою і різальним лезом, але інтенсивність цієї зміни значно падає; на високих швидкостях (більше 180 м/хв) сила різання стабілізується і знову незначно зростає через високе термічне навантаження, як домінуючий чинник, що впливає на розм’якшення оброблюваного матеріалу в зоні первинної та вторинної деформації.

7. Проведений аналіз результатів імітаційного моделювання поверхневих залишкових напружень, індукованих під час лезового механічного оброблення заготовок з хромо-нікелевого сплаву Inconel 718 зі зміною глибини різання, виявив наступне: при глибині різання 0,6 мм залишкові напруження в зоні термостабілізації становлять 48 Н/мм², що на 11,6% більше, ніж при глибині різання 0,3 мм, яка складає 43 Н/мм². Зміна глибини різання до t=1,0 мм

призводить до подальшого збільшення величини поверхневих залишкових напружень до 58 Н/мм², що на 35% більше порівняно з результатами при глибині різання t=0,3 мм. Подальше збільшення глибини різання до 1,5 мм викликає значне зростання залишкових напружень до 76 Н/мм², що становить 77% більше, ніж при глибині різання t=0,3 мм. При глибині різання 2,0 мм цей показник досягає 83 Н/мм², що є на 93% більше порівняно з аналогічним параметром при глибині різання t=0,3 мм. Нарешті, найбільше досліджуване значення глибини різання 2.5 мм спричинює збільшення величини залишкових напружень на 123%, тобто до 96 Н/мм², у порівнянні з поверхневими залишковими напруженнями, індукованими при глибині різання 0,3 мм. Ці результати підтверджують значний вплив глибини різання на формування залишкових напружень у поверхневих шарах матеріалу.

8. Дослідження зміни залишкових напружень у поверхневих шарах матеріалу в залежності від зміни швидкості різання показало наступне: при швидкості різання 100 м/хв залишкові напруження в зоні термостабілізації становлять 66 Н/мм², що на 18% більше порівняно зі значенням залишкових напружень при швидкості різання 50 м/хв, де цей показник дорівнював 56 Н/мм². Збільшення швидкості різання до 150 м/хв призводить до подальшого зростання залишкових напружень до 75 Н/мм², що на 34% більше, ніж при швидкості різання 50 м/хв. Збільшення швидкості різання до 200 м/хв спричинює подальше зростання залишкових напружень до 105 Н/мм², що на 88% більше, ніж при швидкості різання 50 м/хв. При швидкості різання 250 м/хв величина залишкових напружень досягає 116 Н/мм², що є на 107% більше у порівнянні з аналогічним параметром при швидкості різання 50 м/хв. Найбільше досліджуване значення швидкості різання 300 м/хв призводить до збільшення залишкових напружень до 153 Н/мм², що є на 127% більше у порівнянні з поверхневими залишковими напруженнями, індукованими при швидкості різання 50 м/хв. Ці результати демонструють прямий і суттєвий вплив швидкості різання на величину

залишкових напружень, що виникають у процесі обробки.

9. Аналіз термодинамічного стану оброблюваного матеріалу в зоні формоутворення під час механічного оброблення заготовок з хромо-нікелевого сплаву Inconel 718 зі зміною швидкості різання показав такі результати: при швидкості різання 100 м/хв температура в зоні різання досягає 1045 °С, що на 13% більше, ніж температура при швидкості різання 50 м/хв, яка складала 930 °С. Підвищення швидкості різання до 150 м/хв спричинює подальше підвищення температури в зоні різання до 1124 °С, що на 21% більше у порівнянні з температурою при швидкості різання 50 м/хв. Подальше збільшення швидкості різання до 200 м/хв призводить до ще більшого підвищення температури до 1181 °С, що на 27% перевищує температуру при швидкості різання 50 м/хв. При збільшенні швидкості різання до 250 м/хв температура в зоні різання досягає вже 1285 °С, що є на 38% більше у порівнянні з температурою при швидкості різання 50 м/хв. Нарешті, найбільше досліджуване значення швидкості різання, 300 м/хв, призводить до досягнення температури в зоні формоутворення 1312°С, що на 41% перевищує температуру при швидкості різання 50 м/хв. Ці результати доводять, що вплив швидкості різання на температурний режим у зоні різання є важливим. Очевидно, що цей фактор є одним з визначальних показників забезпечення стійкості різального інструменту, що обов’язково потрібно враховувати на етапі призначення режимів різання виробів з хромо-нікелевих сплавів.

10. В результаті проведених досліджень доведено, що підчас різання заготовок з хромонікелевих сталей та сплавів, спостерігається явище, що у випадку перевищення твердості заготовки певного порогового значення, домінуючим явищем руйнування матеріалу заготовки стає утворення тріщин, а не пластична деформація. В результаті цього явища енергія деформації, яка, в свою чергу, перетворюється в тепло, зменшується і розм'якшення матеріалу, практично, не відбувається. Аналіз проведених імітаційних досліджень процесу

різання заготовок з хромо-нікелевих сплавів дозволяє зробити наступні висновки. По-перше, швидкість потоку матеріалу в третинній зоні зсуву практично не загальмовується і є вищою в 1,3-1,4 рази, ніж у первинній зоні, і у 2,4-2,5 раз є більшою, ніж у вторинній зоні зсуву. Причому, на передній поверхні інструменту візуалізується зона загальмовування стружки (700-900 мм/с), в той час, коли номінальна швидкість матеріалу становить 1850 мм/с (110 м/хв). Такий ефект пояснюється специфічною фрикційною контактною взаємодією підсистеми різання «Інструмент-Стружка» саме для механічного оброблення хромо-нікелевих сталей та сплавів. Цей ефект покладено в основу вдосконаленої (у порівнянні з традиційною) розрахункової схеми математичної інтерпретації задачі про лінії загальмовування та проковзування стружки у вторинній та третинній зонах зсуву. В результаті співставлення аналітичної та імітаційної моделі досліджень не перевищує 5%, що свідчить про адекватність вищенаведених залежностей зі всіма припущеннями та апроксимаціями.

11. Аналіз експотенційних ліній тренду та апроксимаційних рівнянь залежності співвідношень ν кутів деформації на заокругленій частині леза різального інструмента підчас оброблення типового представника хромо-нікелевого сплаву IN718 та звичайної конструкційної сталі (аналог AISI 1020) (для порівняння) дозволяє зробити висновок про те, що ці співвідношення суттєво залежать як від радіусу при вершині інструменту, так і від механічних властивостей матеріалу (а саме від його пластичності). Причому, із зростанням радіусу заокруглення від 0,1 мм до 1 мм, величина ν зменшується (для IN 718 – на 51%, а для більш пластичного матеріалу: сталі AISI1020 – на 46%). Тобто, на малих радіусах заокруглення (0,1-0,25 мм) значно більший відсоток матеріалу заготовки в заокругленій частині інструменту переходить в стружку, а для великих радіусів (0,6-1,5 мм) навпаки підлягає пружно-пластичній деформації на сформованому шарі обробленої поверхні. У цьому випадку можна стверджувати, що природа користих залишкових напружень стиску на обробленій поверхні

безпосередньо залежить від радіусу при вершині різального леза. Причому для хромо-нікелевого сплаву цей параметр є більш важливим, ніж при обробленні звичайної конструкційної сталі приблизно на 5-8%.

12. Проведений в дисертаційній роботі аналіз залежності сили різання від радіусу при вершині інструменту дозволяє зробити висновок про суттєвий вплив цього показника на навантаження підчас різання хромо-нікелевого сплаву IN 718. Цей чинник, в свою чергу, разом з термодинамічним впливом на інструмент, є основним наслідком інтенсивності зношування різального леза. Виявлено, що стрімке зростання середньостатистичної сили різання характерне для радіусу при вершині в межах 0,1-0,8 мм. Потім зростання сповільнюється і після 1,5 мм стає практично сталим. Це підтверджує попередньо висловлену тезу про домінуючий розподіл обсягу деформованого металу в зоні стружкоутворення, який переходить в третинну зону деформації перед обсягом металу у вторинній зоні у випадку великих радіусів заокруглення. Щодо іншого чинника стійкості інструменту, то аналіз отриманих в результаті імітаційних досліджень залежностей температури різання від радіусу при вершині леза дозволяє зробити висновок, що найбільш інтенсивне зростання температури відбувається для радіусу при вершині до 0,6 мм. Потім зростання практично не спостерігається. Диференціальний аналіз отриманих кореляційних залежностей термодинамічного стану заготовки в зоні різання дозволяє встановити умовний екстремум, при якому деформація припиняє зростати - ε_{fmax}=1,82 мм. У відсотковому відношенні показник еквівалентної деформації в зоні різання зростає на 11,4% при збільшенні радіуса з 0,1 мм до 0,25 мм, а в подальшому на 27,0%, 51,1%, 81,7% та 99,1% при збільшенні до 0,4 мм; 0,6 мм; 1,0 мм та 1,5 мм, відповідно.

13. Спроектована та реалізована експериментальна установка силового аналізу даних механічного оброблення хромо-нікелевих сплавів, основою якої є 2 тензометричні давачі стиску YZC-516C, які розташовані у

взаємоперпендикулярних площинах. Таким чином, покази вимірювання деформацій, що виникають під впливом осьової та тангенціальної сили різання, дають узагальнеру інформацію про силу різання. Експериментальні дослідження технологічних процесів на основі математичного планування багатофакторного аналізу статистичних даних дозволяють враховувати множину факторів, що впливають на результативність порівняння результатів експериментальних та теоретичних досліджень, виявляти взаємозв'язки між параметрами, оптимізувати умови процесу та мінімізувати витрати на проведення експерименту. Для перевірки результатів, отриманих шляхом імітаційного моделювання та порівняння їх з експериментальними даними, виконано розрахунок планування експерименту. В якості факторів вибрані основні технологічні режими механічного оброблення: швидкість різання *V*, глибина різання *t* та конструктивний параметр інструменту – радіус при вершині різального леза *r*. Вибрані наступні межі зміни факторів: $V = 50 \div 300$ м/хв; $t = 0{,}3 \div 2{,}5$ мм; $r = 0{,}1 \div 1{,}5$ мм. Усі розрахунки щодо планування експериментів, математичного оброблення результатів дослідження із застосуванням методу регресійного аналізу та розрахунку знічущості та адекватності розрахункових процедур виконані за допомогою програмного середовища PTC Mathcad Prime

14. Важливим етапом дослідження є співставлення результатів імітаційного моделювання - залежності сили різання від швидкості та глибини різання а також від радіусу при вершині різального леза з результатами експериментів, опрацьованими на основі регресійного аналізу даних. Результати статистичного опрацювання збіжності всіх факторних показників доводять загальну узгодженість результатів імітаційного моделювання та експериментальних даних. У якісному сенсі відтворюється споріднена картина динаміки впливу режимів різання на силу різання виробу з хромо-нікелевого сплаву, що має теоретичне та логічне обґрунтування. Відхилення теоретичних та експериментальних даних у кількісному вимірі є допустимим:

середньостатистична похибка імітаційних та експериментальних результатів досліджень впливу зміни швидкості, глибини різання та радіусу заокруглення різального леза на силу різання складає 5,02%, 10,8% та 4,2%, відповідно. Звідси можна зробити висновок про загальну адекватність імітаційних та теоретичних досліджень. Проте, слід відзначити загальну тенденцію відносного порушення збіжності результатів для початкових та заключних показників у прийнятих інтервалах зміни даних – це для швидкості різання V=50 мм/хв – 11,4%; для глибини різання t=0,3 мм – 28,8%, а для t=2,5 мм – 15,7%. Тому для імітаційних моделей механічного оброблення заготовки з хромо-нікелевого сплаву при малих (до 0,4 мм) та великих (більше 2,5 мм) глибинах різання та малих (до 50 м/хв) швидкостях різання доцільно врахувати порушення відповідності результатів імітаційного дослідження і експериментальних даних шляхом корекції критеріїв руйнування та вдосконалення загальної методики аналізу даних.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Андрєєв А. Г., Львов Г. І., Щепкін О. В. Тензометрія. Харків : НТУ «ХПІ», 2017. 232 с.

2. Лапач С. М. Теорія планування експериментів. Київ : КПІ ім. Ігоря Сікорського, 2020. 86 с.

3. Ступницький В. Аналіз та вибір критерію локального руйнування під час імітаційного моделювання процесів різання у системі Deform 2D. *Вісник НУ "Львівська політехніка" "Оптимізація виробничих процесів і технічний контроль в машинобудуванні і приладобудуванні"*. 2012. № 729. С. 107–115.

4. Ступницький В., Ступницька Н. Методологія проектування об'єктно-орієнтованих та функціонально-орієнтованих технологічних процесів машинобудівного виробництва. *Вісник НТУ «ХПІ». Серія: високі технології в машинобудуванні*. 2016. № 1(26). С. 91–99.

5. Технології виготовлення деталей складної форми : навч. посіб. / Ю. В. Петраков та ін. ; ред. Ю. В. Петраков. Київ : КПІ ім. Ігоря Сікорського,, 2020. 102 с.

6. A comparison between routine vs. normalized Cockroft-Latham fracture criteria for prediction of fracture during equal channel angular pressing / S. M. Mirghasemi et al. *Engineering fracture mechanics*. 2018. Vol. 199. P. 721–729. URL: https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2018.07.016 (date of access: 11.01.2025).

7. Acoustofluidics along inclined surfaces based on AlN/Si Rayleigh surface acoustic waves / Y. Wang et al. *Sensors and actuators A: physical*. 2020. Vol. 306. P. 111967. URL: https://doi.org/10.1016/j.sna.2020.111967 (date of access: 14.01.2025).

8. Akca E., Gürsel A. A Review on Superalloys and IN718 Nickel-Based INCONEL Superalloy. *Periodicals of engineering and natural sciences (PEN)*. 2015. Vol. 3, no. 1. URL: https://doi.org/10.21533/pen.v3i1.43 (date of access: 11.01.2025).

9. An experimental investigation of hot machining with induction to improve ti-5553 machinability / M. Baili et al. *Applied mechanics and materials*. 2011. Vol. 62.

P. 67–76. URL: https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/amm.62.67 (date of access: 14.01.2025).

10. An experimental study on the effect of tool geometry on tool wear and surface roughness in hard turning / P. M. Duc et al. *Advances in mechanical engineering*. 2020. Vol. 12, no. 9. P. 168781402095988. URL: https://doi.org/10.1177/1687814020959885 (date of access: 11.01.2025).

11. A review of engineering research in sustainable manufacturing / K. R. Haapala et al. *Journal of manufacturing science and engineering*. 2013. Vol. 135, no. 4. URL: https://doi.org/10.1115/1.4024040 (date of access: 14.01.2025).

12. A review of surface integrity in machining and its impact on functional performance and life of machined products / R. M'Saoubi; et al. *International journal of sustainable manufacturing*. 2008. Vol. 1, no. 1/2. P. 203. URL: https://doi.org/10.1504/ijsm.2008.019234 (date of access: 14.01.2025).

13. A review of surface integrity in machining of hardened steels / W. F. Sales et al. *Journal of manufacturing processes*. 2020. Vol. 58. P. 136–162. URL: https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2020.07.040 (date of access: 14.01.2025).

14. Astakhov V. P. Machining of hard materials – definitions and industrial applications. *Machining of hard materials*. London, 2011. P. 1–32. URL: https://doi.org/10.1007/978-1-84996-450-0_1 (date of access: 14.01.2025).

15. Astakhov V. P., Shvets S. V., Osman M. O. M. Chip structure classification based on mechanics of its formation. *Journal of materials processing technology*. 1997. Vol. 71, no. 2. P. 247–257. URL: https://doi.org/10.1016/s0924-0136(97)00081-2 (date of access: 14.01.2025).

16. A theoretical assessment of surface defect machining and hot machining of nanocrystalline silicon carbide / S. Goel et al. *Journal of manufacturing science and engineering*. 2014. Vol. 136, no. 2. URL: https://doi.org/10.1115/1.4026297 (date of access: 14.01.2025).

17. Baránek I. Trends in cutting materials and tools for hard machining. *Applied mechanics and materials*. 2014. Vol. 474. P. 236–241. URL: https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/amm.474.236 (date of access: 14.01.2025).

18. Barry J., Byrne G. Cutting tool wear in the machining of hardened steels. *Wear*. 2001. Vol. 247, no. 2. P. 152–160. URL: https://doi.org/10.1016/s0043-1648(00)00528-7 (date of access: 14.01.2025).

19. Batchelor G. K. An introduction to fluid dynamics (cambridge mathematical library). Cambridge University Press, 2000. 658 p.

20. Benachour M., Benachour N., Benguediab M. Effect of compressive residual stress generated by plastic preload on fatigue initiation of 6061 Al-alloy. *Procedia structural integrity*. 2016. Vol. 2. P. 3090–3097. URL: https://doi.org/10.1016/j.prostr.2016.06.386 (date of access: 14.01.2025).

21. Benchmarking of several material constitutive models for tribology, wear, and other mechanical deformation simulations of Ti6Al4V / C. Liu et al. *Journal of the mechanical behavior of biomedical materials*. 2019. Vol. 97. P. 126–137. URL: https://doi.org/10.1016/j.jmbbm.2019.05.013 (date of access: 14.01.2025).

22. Berezvai S., Bachrathy D., Stepan G. High-speed camera measurements in the mechanical analysis of machining. *Procedia CIRP*. 2018. Vol. 77. P. 155–158. URL: https://doi.org/10.1016/j.procir.2018.08.264 (date of access: 11.01.2025).

23. Besseling J. F., Giessen E. V. D. Mathematical modeling of inelastic deformation (applied mathematics and mathematical computation series). Chapman & Hall/CRC, 1994. 328 p.

24. Biallas A., Nicodim I. ABAQUS/Explicit implementation of a constitutive model for thin sheet metals subjected to forming procedures. part I: theory. *The romanian journal of technical sciences. applied mechanics.* 2019. Vol. 2, no. 62. P. 125–135.

25. Bleicher F., Finkeldei D., Siller A. Machining of Difficult-To-Cut Materials. *Proceedings of the 27th international DAAAM symposium 2016*. 2016. P. 0473–0479. URL: https://doi.org/10.2507/27th.daaam.proceedings.071 (date of access: 11.01.2025).

26. Bonet J., Wood R. D. Stress and equilibrium. *Nonlinear continuum mechanics for finite element analysis*. Cambridge. P. 134–154. URL: https://doi.org/10.1017/cbo9780511755446.006 (date of access: 11.01.2025).

27. Carbonell J. M., Rodríguez J. M., Oñate E. Modelling 3D metal cutting problems with the particle finite element method. *Computational mechanics*. 2020. Vol. 66, no. 3. P. 603–624. URL: https://doi.org/10.1007/s00466-020-01867-5 (date of access: 14.01.2025).

28. Characterization of tool wear in high-speed milling of hardened powder metallurgical steels / F. Klocke et al. *Advances in tribology*. 2011. Vol. 2011. P. 1–13. URL: https://doi.org/10.1155/2011/906481 (date of access: 14.01.2025).

29. Chou Y. K., Evans C. J. Tool wear mechanism in continuous cutting of hardened tool steels. *Wear*. 1997. Vol. 212, no. 1. P. 59–65. URL: https://doi.org/10.1016/s0043-1648(97)00139-7 (date of access: 14.01.2025).

30. Chou Y. K., Evans C. J. White layers and thermal modeling of hard turned surfaces. *International journal of machine tools and manufacture*. 1999. Vol. 39, no. 12. P. 1863–1881. URL: https://doi.org/10.1016/s0890-6955(99)00036-x (date of access: 11.01.2025).

31. Chou Y. K., Song H. Tool nose radius effects on finish hard turning. *Journal of materials processing technology*. 2004. Vol. 148, no. 2. P. 259–268. URL: https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2003.10.029 (date of access: 14.01.2025).

32. Das S. R., Dhupal D., Kumar A. Study of surface roughness and flank wear in hard turning of AISI 4140 steel with coated ceramic inserts. *Journal of mechanical science and technology*. 2015. Vol. 29, no. 10. P. 4329–4340. URL: https://doi.org/10.1007/s12206-015-0931-2 (date of access: 11.01.2025).

33. Davies M. A., Chou Y., Evans C. J. On chip morphology, tool wear and cutting mechanics in finish hard turning. *CIRP annals*. 1996. Vol. 45, no. 1. P. 77–82. URL: https://doi.org/10.1016/s0007-8506(07)63020-0 (date of access: 14.01.2025).

34. Dewhurst P., Collins I. F. A matrix technique for constructing slip-line field solutions to a class of plane strain plasticity problems. *International journal for numerical methods in engineering*. 1973. Vol. 7, no. 3. P. 357–378. URL: https://doi.org/10.1002/nme.1620070312 (date of access: 11.01.2025).

35. Dove M. T. Lattice dynamics. *Structure and dynamics: an atomic view of materials*. 2003. P. 175–201. URL: https://doi.org/10.1093/oso/9780198506775.003.0008 (date of access: 14.01.2025).

36. Effect of cutting-edge geometry and workpiece hardness on surface residual stresses in finish hard turning of AISI 52100 steel / J. D. Thiele et al. *Journal of manufacturing science and engineering*. 1999. Vol. 122, no. 4. P. 642–649. URL: https://doi.org/10.1115/1.1286369 (date of access: 11.01.2025).

37. Effect of cutting edge radius on surface roughness and tool wear in hard turning of AISI 52100 steel / T. Zhao et al. *The international journal of advanced manufacturing technology*. 2017. Vol. 91, no. 9-12. P. 3611–3618. URL: https://doi.org/10.1007/s00170-017-0065-z (date of access: 14.01.2025).

38. Egorov F. Hot machining: utilisation of the forging heat for efficient turning at elevated temperatures. *Advanced materials research*. 2013. Vol. 769. P. 93–100. URL: https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/amr.769.93 (date of access: 14.01.2025).

39. Elbestawi M. A., Srivastava A. K., El-Wardany T. I. A model for chip formation during machining of hardened steel. *CIRP annals*. 1996. Vol. 45, no. 1. P. 71–76. URL: https://doi.org/10.1016/s0007-8506(07)63019-4 (date of access: 11.01.2025).

40. Exerimental estimation of hard turning contact characteristics / A. Manokhin et al. *Bulletin of the national technical university "kharkiv polytechnic institute" series: techniques in a machine industry*. 2023. No. 1(7). P. 16–21. URL: https://doi.org/10.20998/2079-004x.2023.1(7).02 (date of access: 11.01.2025).

41. Experiments and theory in strain gradient elasticity / D. C. C. Lam et al. *Journal of the mechanics and physics of solids*. 2003. Vol. 51, no. 8. P. 1477–1508. URL: https://doi.org/10.1016/s0022-5096(03)00053-x (date of access: 14.01.2025).

42. Ezugwu E. O. Key improvements in the machining of difficult-to-cut aerospace superalloys. *International journal of machine tools and manufacture*. 2005. Vol. 45, no. 12-13. P. 1353–1367. URL: https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.02.003 (date of access: 11.01.2025).

43. Ezugwu E. O., Wang Z. M., Machado A. R. The machinability of nickel-based alloys: a review. *Journal of materials processing technology*. 1999. Vol. 86, no. 1-3. P. 1–16. URL: https://doi.org/10.1016/s0924-0136(98)00314-8 (date of access: 11.01.2025).

44. Failure diagnosis system for a ball-screw by using vibration signals / W. G. Lee et al. *Shock and vibration*. 2015. Vol. 2015. P. 1–9. URL: https://doi.org/10.1155/2015/435870 (date of access: 11.01.2025).

45. Fang N., Fang G. Theoretical and experimental investigations of finish machining with a rounded edge tool. *Journal of materials processing technology*. 2007. Vol. 191, no. 1-3. P. 331–334. URL: https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.03.060 (date of access: 11.01.2025).

46. Fang N. Machining with tool–chip contact on the tool secondary rake face–Part I: a new slip-line model. *International journal of mechanical sciences*. 2002. Vol. 44, no. 11. P. 2337–2354. URL: https://doi.org/10.1016/s0020-7403(02)00185-6 (date of access: 11.01.2025).

47. FEM and analytical modeling of the incipient chip formation for the generation of micro-features / M. Lanzetta et al. *Materials*. 2021. Vol. 14, no. 14. P. 3789. URL: https://doi.org/10.3390/ma14143789 (date of access: 14.01.2025).

48. Gowthaman P. S., Jeyakumar S., Saravanan B. A. Machinability and tool wear mechanism of Duplex stainless steel – A review. *Materials today: proceedings*. 2020. Vol. 26. P. 1423–1429. URL: https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.02.295 (date of access: 14.01.2025).

49. Guo Y. B., Liu C. R. Mechanical properties of hardened AISI 52100 steel in hard machining processes. *Journal of manufacturing science and engineering*. 2001. Vol. 124, no. 1. P. 1–9. URL: https://doi.org/10.1115/1.1413775 (date of access: 14.01.2025).

50. Herrmann W. Elastic-plastic constitutive relations at large strain. *Shock compression of condensed matter–1991*. 1992. P. 379–382. URL: https://doi.org/10.1016/b978-0-444-89732-9.50085-6 (date of access: 11.01.2025).

51. Hillerborg A., Modéer M., Petersson P. E. Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements. *Cement and concrete research*. 1976. Vol. 6, no. 6. P. 773–781. URL: https://doi.org/10.1016/0008-8846(76)90007-7 (date of access: 11.01.2025).

52. Hodgson T., Trendler P. H. H., Micheletti G. F. Turning hardened tool steels with cubic boron nitride inserts. *CIRP annals*. 1981. Vol. 30, no. 1. P. 63–66. URL: https://doi.org/10.1016/s0007-8506(07)60896-8 (date of access: 14.01.2025).

53. Hosseinkhani K., Ng E.-G. A unique methodology for tool life prediction in machining. *Journal of manufacturing and materials processing*. 2020. Vol. 4, no. 1. P. 16. URL: https://doi.org/10.3390/jmmp4010016 (date of access: 11.01.2025).

54. Huang K., Yang W. Analytical modeling of residual stress formation in workpiece material due to cutting. *International journal of mechanical sciences*. 2016. Vol. 114. P. 21–34. URL: https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2016.04.018 (date of access: 14.01.2025).

55. Huang K., Yang W., Ye X. Adjustment of machining-induced residual stress based on parameter inversion. *International journal of mechanical sciences*. 2018. Vol. 135. P. 43–52. URL: https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2017.11.014 (date of access: 14.01.2025).

56. Huddle D. New hard turning tools and techniques offer a cost-effective alternative to grinding. *Tool. prod. mag.* 2001. No. 80. P. 96–103.

57. Investigation of the space distribution of the velocity of surface acoustic waves in plastically deformed steel by the laser method / V. V. Koshovyi et al. *Materials science*. 2014. Vol. 49, no. 4. P. 478–484. URL: https://doi.org/10.1007/s11003-014-9639-1 (date of access: 14.01.2025).

58. Johnson G. R., Cook W. N. A constitutive model and data for metals subjected to large strains. High rates and high temperatures. *International symposium on ballistics*. 1983. No. 7. P. 541–547.

59. Khamel S., Ouelaa N., Bouacha K. Analysis and prediction of tool wear, surface roughness and cutting forces in hard turning with CBN tool. *Journal of*

mechanical science and technology. 2012. Vol. 26, no. 11. P. 3605–3616. URL: https://doi.org/10.1007/s12206-012-0853-1 (date of access: 11.01.2025).

60. Kishawy H. A., Hosseini A. Machining Difficult-to-Cut Materials. Cham : Springer International Publishing, 2019. URL: https://doi.org/10.1007/978-3-319-95966-5 (date of access: 11.01.2025).

61. Klocke F., Eisenblätter G. Dry cutting. *CIRP annals*. 1997. Vol. 46, no. 2. P. 519–526. URL: https://doi.org/10.1016/s0007-8506(07)60877-4 (date of access: 14.01.2025).

62. Klocke F. Manufacturing processes 1: cutting. Berlin, Heidelberg : Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2011.

63. König W., Berktold A., Koch K. F. Turning versus grinding – A comparison of surface integrity aspects and attainable accuracies. *CIRP annals*. 1993. Vol. 42, no. 1. P. 39–43. URL: https://doi.org/10.1016/s0007-8506(07)62387-7 (date of access: 14.01.2025).

64. König W., Klinger M., Link R. Machining hard materials with geometrically defined cutting edges – field of applications and limitations. *CIRP annals*. 1990. Vol. 39, no. 1. P. 61–64. URL: https://doi.org/10.1016/s0007-8506(07)61003-8 (date of access: 14.01.2025).

65. Korshunov L. G., Chernenko N. L. Structural transformations and tribological effects in the surface layer of austenitic chrome-nickel steel initiated by nanostructuring and oxidation. *Journal of surface investigation: x-ray, synchrotron and neutron techniques*. 2020. Vol. 14, no. 3. P. 632–638. URL: https://doi.org/10.1134/s1027451020030301 (date of access: 14.01.2025).

66. Krauss G. Deformation and fracture in martensitic carbon steels tempered at low temperatures. *Metallurgical and materials transactions A*. 2001. Vol. 32, no. 4. P. 861–877. URL: https://doi.org/10.1007/s11661-001-0344-y (date of access: 14.01.2025).

67. Li J., Shan Z., Ma E. Elastic strain engineering for unprecedented materials properties. *MRS bulletin*. 2014. Vol. 39, no. 2. P. 108–114. URL: https://doi.org/10.1557/mrs.2014.3 (date of access: 14.01.2025).

68. Machinability assessment of Inconel 718 turning using PCBN cutting tools / F. Matos et al. *Procedia CIRP*. 2023. Vol. 117. P. 468–473. URL: https://doi.org/10.1016/j.procir.2023.03.079 (date of access: 14.01.2025).

69. Machining of hard materials / ed. by J. P. Davim. London : Springer London, 2011. URL: https://doi.org/10.1007/978-1-84996-450-0 (date of access: 11.01.2025).

70. Machining of hard materials / W. König et al. *CIRP annals - manufacturing technology*. 1984. Vol. 33, no. 2. P. 417–427. URL: https://doi.org/10.1016/s0007-8506(16)30003-8 (date of access: 11.01.2025).

71. Madhavulu G., Ahmed B. Hot Machining Process for improved metal removal rates in turning operations. *Journal of materials processing technology*. 1994. Vol. 44, no. 3-4. P. 199–206. URL: https://doi.org/10.1016/0924-0136(94)90432-4 (date of access: 14.01.2025).

72. Mamlouk M. S., Zaniewski J. P. Materials for civil and construction engineers: global edition. Pearson Education, Limited, 2014. 600 p.

73. Matsumoto Y., Barash M. M., Liu C. R. Cutting mechanism during machining of hardened steel. *Materials science and technology*. 1987. Vol. 3, no. 4. P. 299–305. URL: https://doi.org/10.1179/mst.1987.3.4.299 (date of access: 14.01.2025).

74. Matsumoto Y., Hashimoto F., Lahoti G. Surface integrity generated by precision hard turning. *CIRP annals*. 1999. Vol. 48, no. 1. P. 59–62. URL: https://doi.org/10.1016/s0007-8506(07)63131-x (date of access: 11.01.2025).

75. Modeling and multi-objective optimization for minimizing surface roughness, cutting force, and power, and maximizing productivity for tempered stainless steel AISI 420 in turning operations / A. Zerti et al. *The international journal of advanced manufacturing technology*. 2018. Vol. 102, no. 1-4. P. 135–157. URL: https://doi.org/10.1007/s00170-018-2984-8 (date of access: 11.01.2025).

76. Modeling and simulation of machined surface layer microgeometry parameters / V. Stupnytskyy et al. *Ukrainian journal of mechanical engineering and*

materials science. 2022. Vol. 8, no. 1. P. 1–11. URL: https://doi.org/10.23939/ujmems2022.01.001 (date of access: 11.01.2025).

77. Moniz B. J. Metallurgy. Homewood, Ill : American Technical Publishers, 1992. 538 p.

78. Nakayama K., Arai M., Kanda T. Machining characteristics of hard materials. *CIRP annals*. 1988. Vol. 37, no. 1. P. 89–92. URL: https://doi.org/10.1016/s0007-8506(07)61592-3 (date of access: 11.01.2025).

79. Numerical and experimental study of dry cutting for an aeronautic aluminium alloy (A2024-T351) / T. Mabrouki et al. *International journal of machine tools and manufacture*. 2008. Vol. 48, no. 11. P. 1187–1197. URL: https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2008.03.013 (date of access: 11.01.2025).

80. Özel T., Altan T. Determination of workpiece flow stress and friction at the chip–tool contact for high-speed cutting. *International journal of machine tools and manufacture*. 2000. Vol. 40, no. 1. P. 133–152. URL: https://doi.org/10.1016/s0890-6955(99)00051-6 (date of access: 14.01.2025).

81. Ozel T., Hsu T.-K., Zeren E. Effects of cutting edge geometry, workpiece hardness, feed rate and cutting speed on surface roughness and forces in finish turning of hardened AISI H13 steel. *The international journal of advanced manufacturing technology*. 2004. Vol. 25, no. 3-4. P. 262–269. URL: https://doi.org/10.1007/s00170-003-1878-5 (date of access: 11.01.2025).

82. Özel T. Modeling of hard part machining: effect of insert edge preparation in CBN cutting tools. *Journal of materials processing technology*. 2003. Vol. 141, no. 2. P. 284–293. URL: https://doi.org/10.1016/s0924-0136(03)00278-4 (date of access: 14.01.2025).

83. Özler L., İnan A., Özel C. Theoretical and experimental determination of tool life in hot machining of austenitic manganese steel. *International journal of machine tools and manufacture*. 2001. Vol. 41, no. 2. P. 163–172. URL: https://doi.org/10.1016/s0890-6955(00)00077-8 (date of access: 14.01.2025).

84. Parida A. K., Maity K. Numerical and experimental analysis of specific cutting energy in hot turning of Inconel 718. *Measurement*. 2019. Vol. 133. P. 361–

369. URL: https://doi.org/10.1016/j.measurement.2018.10.033 (date of access: 14.01.2025).

85. Parida A. K., Maity K. P. An experimental investigation to optimize multi-response characteristics of ni-hard material using hot machining. *Advanced engineering forum*. 2016. Vol. 16. P. 16–23. URL: https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/aef.16.16 (date of access: 14.01.2025).

86. Parida A. K., Maity K. P. Optimization in hot turning of nickel based alloy using desirability function analysis. *International journal of engineering research in africa*. 2016. Vol. 24. P. 64–70. URL: https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/jera.24.64 (date of access: 14.01.2025).

87. Perez N. Theory of elasticity. *Fracture mechanics*. Cham, 2016. P. 1–52. URL: https://doi.org/10.1007/978-3-319-24999-5_1 (date of access: 14.01.2025).

88. Pollock T. M., Tin S. Nickel-Based superalloys for advanced turbine engines: chemistry, microstructure and properties. *Journal of propulsion and power*. 2006. Vol. 22, no. 2. P. 361–374. URL: https://doi.org/10.2514/1.18239 (date of access: 11.01.2025).

89. Poulachon G., Moisan A. L. Hard turning: chip formation mechanisms and metallurgical aspects. *Journal of manufacturing science and engineering*. 1999. Vol. 122, no. 3. P. 406–412. URL: https://doi.org/10.1115/1.1285891 (date of access: 14.01.2025).

90. Prediction and optimization of cutting temperature on hard-turning of AISI H13 hot work steel / A. A. Elsadek et al. *SN applied sciences*. 2020. Vol. 2, no. 4. URL: https://doi.org/10.1007/s42452-020-2303-5 (date of access: 14.01.2025).

91. Pujana J., Arrazola P. J., Villar J. A. In-process high-speed photography applied to orthogonal turning. *Journal of materials processing technology*. 2008. Vol. 202, no. 1-3. P. 475–485. URL: https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.10.007 (date of access: 14.01.2025).

92. Rai J. K., Xirouchakis P. Finite element method based machining simulation environment for analyzing part errors induced during milling of thin-walled components. *International journal of machine tools and manufacture*. 2008. Vol. 48,

no. 6. P. 629–643. URL: https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2007.11.004 (date of access: 14.01.2025).

93. Rushchitsky J. J., Khotenko E. A. Rayleigh wave in a quadratic nonlinear elastic half-space (Murnaghan model). *International applied mechanics*. 2011. Vol. 47, no. 3. P. 268–275. URL: https://doi.org/10.1007/s10778-011-0457-y (date of access: 11.01.2025).

94. Sandvik coromant. *Sandvik Coromant*. URL: https://www.sandvik.coromant.com/en-gb/tools (date of access: 14.01.2025).

95. Shaw M. C., Vyas A. Chip formation in the machining of hardened steel. *CIRP annals - manufacturing technology*. 1993. Vol. 42, no. 1. P. 29–33. URL: https://doi.org/10.1016/s0007-8506(07)62385-3 (date of access: 14.01.2025).

96. Shreehah T. Extending the technological capability of turning operation. *International journal of engineering, science and technology*. 2010. Vol. 2, no. 1. P. 192–201. URL: https://doi.org/10.4314/ijest.v2i1.59112 (date of access: 11.01.2025).

97. Smart E. F., Trent E. M. Temperature distribution in tools used for cutting iron, titanium and nickel. *International journal of production research*. 1975. Vol. 13, no. 3. P. 265–290. URL: https://doi.org/10.1080/00207547508942996 (date of access: 11.01.2025).

98. Sortino M., Totis G., Prosperi F. Modeling the dynamic properties of conventional and high-damping boring bars. *Mechanical systems and signal processing*. 2013. Vol. 34, no. 1-2. P. 340–352. URL: https://doi.org/10.1016/j.ymssp.2012.05.016 (date of access: 11.01.2025).

99. State-of-the-art research in machinability of hardened steels / R. Suresh et al. *Proceedings of the institution of mechanical engineers, part B: journal of engineering manufacture*. 2013. Vol. 227, no. 2. P. 191–209. URL: https://doi.org/10.1177/0954405412464589 (date of access: 11.01.2025).

100. Study of various conical projectiles penetration into inconel-718 target / I. U. Haq et al. *Procedia structural integrity*. 2018. Vol. 13. P. 1955–1960. URL: https://doi.org/10.1016/j.prostr.2018.12.265 (date of access: 11.01.2025).

101. Stupnytskyy V., Hrytsay I. Comprehensive analysis of the product's operational properties formation considering machining technology. *Archive of mechanical engineering*. 2023. URL: https://doi.org/10.24425/ame.2020.131688 (date of access: 14.01.2025).

102. Stupnytskyy V., Hrytsay I. Computer-Aided conception for planning and researching of the functional-oriented manufacturing process. *Lecture notes in mechanical engineering*. Cham, 2020. P. 309–320. URL: https://doi.org/10.1007/978-3-030-40724-7_32 (date of access: 11.01.2025).

103. Stupnytskyy V., Hrytsay I. Simulation study of cutting-induced residual stress. *Lecture notes in mechanical engineering*. Cham, 2019. P. 341–350. URL: https://doi.org/10.1007/978-3-030-22365-6_34 (date of access: 11.01.2025).

104. Stupnytskyy V., Novitskyi Y., Xianning S. Comprehensive system for simulation of vibration processes during the titanium alloys machining. *Archive of mechanical engineering*. 2023. No. 70. P. 85–105. URL: https://doi.org/10.24425/ame.2022.144073 (date of access: 11.01.2025).

105. Stupnytskyy V., She X., Stupnytska N. Specificity of the stress-strain and thermodynamic state simulation of the titanium alloy workpiece in the cutting zone. *IOP conference series: materials science and engineering*. 2023. Vol. 1277, no. 1. P. 012024. URL: https://doi.org/10.1088/1757-899x/1277/1/012024 (date of access: 11.01.2025).

106. Stupnytskyy V., Xianning S. Research and simulation of the machining process of difficult-to-cut materials. *Ukrainian journal of mechanical engineering and materials science*. 2020. Vol. 6, no. 3-4. P. 41–50. URL: https://doi.org/10.23939/ujmems2020.03-04.041 (date of access: 14.01.2025).

107. Success story cutting / K. Wegener et al. *Procedia CIRP*. 2016. Vol. 46. P. 512–524. URL: https://doi.org/10.1016/j.procir.2016.04.110 (date of access: 14.01.2025).

108. - Superalloys for super jobs. *Aerospace materials handbook*. 2016. P. 18–93. URL: https://doi.org/10.1201/b13044-6 (date of access: 11.01.2025).

109. Surface integrity in machining / ed. by J. P. Davim. London : Springer London, 2010. URL: https://doi.org/10.1007/978-1-84882-874-2 (date of access: 14.01.2025).

110. Temperature measurement of CBN tool in turning of high hardness steel / T. Ueda et al. *CIRP annals*. 1999. Vol. 48, no. 1. P. 63–66. URL: https://doi.org/10.1016/s0007-8506(07)63132-1 (date of access: 11.01.2025).

111. Thandra S. K., Choudhury S. K. Effect of cutting parameters on cutting force, surface finish and tool wear in hot machining. *International journal of machining and machinability of materials*. 2010. Vol. 7, no. 3/4. P. 278. URL: https://doi.org/10.1504/ijmmm.2010.033070 (date of access: 14.01.2025).

112. Thiele J. D., N. Melkote S. Effect of cutting edge geometry and workpiece hardness on surface generation in the finish hard turning of AISI 52100 steel. *Journal of materials processing technology*. 1999. Vol. 94, no. 2-3. P. 216–226. URL: https://doi.org/10.1016/s0924-0136(99)00111-9 (date of access: 11.01.2025).

113. Tönshoff H. K., Arendt C., Amor R. B. Cutting of hardened steel. *CIRP annals*. 2000. Vol. 49, no. 2. P. 547–566. URL: https://doi.org/10.1016/s0007-8506(07)63455-6 (date of access: 14.01.2025).

114. Tool wear monitoring of wiper inserts in multi-insert face milling using three-dimensional surface form indicators / M. Wang et al. *Journal of manufacturing science and engineering*. 2015. Vol. 137, no. 3. URL: https://doi.org/10.1115/1.4028924 (date of access: 11.01.2025).

115. Turning inserts grades hardened steel. *Sandvik Coromant*. URL: https://www.sandvik.coromant.com/en-us/tools/inserts-grades/turning-inserts-grades/turning-inserts-grades-hardened-steel (date of access: 14.01.2025).

116. Vadym S., She X. Comparative analysis of simulation results of hard-to-cut materials machining by coated cutting tools. *Strojnícky časopis - journal of mechanical engineering*. 2020. Vol. 70, no. 2. P. 153–166. URL: https://doi.org/10.2478/scjme-2020-0028 (date of access: 14.01.2025).

117. Vines R. E., Tamura S.-i., Wolfe J. P. Surface acoustic wave focusing and induced rayleigh waves. *Physical review letters*. 1995. Vol. 74, no. 14. P. 2729–2732. URL: https://doi.org/10.1103/physrevlett.74.2729 (date of access: 14.01.2025).

118. Williams J. A. Wear modelling: analytical, computational and mapping: a continuum mechanics approach. *Wear*. 1999. Vol. 225-229. P. 1–17. URL: https://doi.org/10.1016/s0043-1648(99)00060-5 (date of access: 11.01.2025).

119. Xu Y., Yang Z., Cao L. Deflecting Rayleigh surface acoustic waves by a meta-ridge with a gradient phase shift. *Journal of physics D: applied physics*. 2018. Vol. 51, no. 17. P. 175106. URL: https://doi.org/10.1088/1361-6463/aab809 (date of access: 14.01.2025).

120. Zheng H., Liu K. Machinability of engineering materials. *Handbook of manufacturing engineering and technology*. London, 2014. P. 899–939. URL: https://doi.org/10.1007/978-1-4471-4670-4_2 (date of access: 14.01.2025).

ДОДАТКИ

Додаток А

«ЗАТВЕРДЖУЮ»
Головний інженер ТОВ «Станкопласт»
_____ Юрій ІВЧЕНКО
«____» _____ 2025 р.

АКТ

про використання результатів дисертаційної роботи
на здобуття освітньо-наукового ступеня доктора філософії (PhD)
Проданчука Олега Олександровича
«Підвищення ефективності технологічного процесу механічного оброблення деталей з хромо-нікелевих сплавів на основі імітаційного моделювання процесу формоутворення»

Результати дисертаційної роботи Проданчука Олега Олександровича на тему «Підвищення ефективності технологічного процесу механічного оброблення деталей з хромо-нікелевих сплавів на основі імітаційного моделювання процесу формоутворення» було використано для оптимізації процесу виготовлення прес-форм для відливання пластикових виробів методом лиття під тиском на термопластавтоматах.

Під час проектування та виготовлення прес-форм методом обробки важкооброблюваних сплавів було використано результати досліджень, які представлені у дисертаційній роботі Проданчука Олега Олександровича.

Головний інженер
ТОВ «СТАНКОПЛАСТ» _____ Юрій ІВЧЕНКО

Додаток В

Дослідні значення швидкості та глибини різання

Швидкість різання, м/хв

r	25	50	75	115	150
0,10	594,00	630,00	683,00	1071,00	1143,00
0,25	632,00	717,00	742,00	1157,00	1204,00
0,40	694,00	780,00	805,00	1287,00	1325,00
0,60	735,00	815,00	889,00	1362,00	1457,00
1,00	792,00	865,00	954,00	1492,00	1582,00
1,50	815,00	930,00	993,00	1544,00	1610,00

Глибина різання, мм

r	0,5	1	1,5	2	2,5
0,10	624,00	885,00	1071,00	1126,00	1210
0,25	704,00	903,00	1157,00	1249,00	1359
0,40	782,00	972,00	1287,00	1305,00	1411
0,60	855,00	1184,00	1362,00	1442,00	1515
1,00	914,00	1240,00	1492,00	1530,00	1644
1,50	1005,00	1315,00	1544,00	1615,00	1701

Додаток С

Додаток С
Дослідні значення порівняльної характеристики IN718 та AISI 1020

IN718							AISI 1020						
r	**τ**	**β**	**βrozr**	**ν**	**νimit**	**νrozr**	**r**	**τ**	**β**	**βrozr**	**ν**	**νimit**	**νrozr**
0,1	44	46	51	0,957	0,965	0,863	0,1	54	37	44	1,459	1,47	1,459459
0,25	40	50	55	0,8	0,779	0,727	0,25	51	39	47	1,308	1,284	1,307692
0,4	35	55	60	0,636	0,647	0,583	0,4	47	42	51	1,119	1,133	1,119048
0,6	31	58	64	0,534	0,539	0,484	0,6	44	45	54	0,978	0,982	0,977778
1	29	61	66	0,475	0,472	0,439	1	41	50	57	0,82	0,817	0,82
1,5	28	63	67	0,444	0,445	0,418	1,5	40	52	58	0,769	0,772	0,769231