

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ  
НАЦІОНАЛЬНИЙ УНІВЕРСИТЕТ ЗАПОРІЗЬКА ПОЛІТЕХНІКА

Кваліфікаційна наукова  
праця на правах рукопису

МОЛОЧКОВ ДЕНИС ЄВГЕНІЙОВИЧ

УДК 621.791.75:004.356.2

**ДИСЕРТАЦІЯ**

ПОКРАЩЕННЯ КЕРОВАНOSTІ ПРОЦЕСУ ФОРМОУТВОРЕННЯ ШАРІВ  
МЕТАЛУ ПРИ 3D-ДРУЦІ НА ОСНОВІ ЕЛЕКТРОДУГОВОГО ЗВАРЮВАННЯ

Спеціальність 131 Прикладна механіка  
Галузь знань 13 Механічна інженерія

Подається на здобуття наукового ступеня доктора філософії

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



Д. Є. Молочков

Науковий керівник

Куликовський Руслан Анатолійович, кандидат технічних наук, доцент

Запоріжжя – 2024

## АНОТАЦІЯ

Молочков Д.Є. Покращення керованості процесу формоутворення наплавлених шарів металу при 3D-друці на основі електродугового зварювання плавким електродом. - Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.

Дисертація на здобуття ступеня доктора філософії за спеціальністю 131 – Прикладна механіка. – Національний університет Запорізька політехніка, Запоріжжя, 2024.

Використання адитивної технології на основі електродугового зварювання плавким електродом, більш відомої як Wire and Arc Additive Manufacturing або WAAM, у сучасному виробництві зумовлене необхідністю прискорити та оптимізувати виготовлення унікальних металевих компонентів, а також підвищити екологічність виробництва за рахунок зменшення кількості відходів. WAAM забезпечує високу ефективність 3D-друку, але має такий недолік, як низька точність та якість поверхні вирощених деталей. Вирощені деталі зазвичай потребують додаткової механічної обробки, тому мінімізація постобробки має вирішальне значення для скорочення часу виробництва та спрощення виробничого ланцюга. Відмовляючись від постобробки, важливо враховувати низьку якість поверхні та геометричну точність надрукованих компонентів. Друковані деталі схильні до анізотропії механічних властивостей через нерівності на поверхні, що призводить до зниження механічних властивостей при навантаженні впоперек поздовжніх шарів. Крім того, хвилястість і пов'язані з нею дефекти спричиняють концентрацію напружень, що може мати вирішальне значення для деталей, які функціонують під впливом циклічних навантажень і є вразливими до втомного руйнування.

Низька точність WAAM викликана природою дугового процесу нанесення матеріалу, а також механізмами перенесення матеріалу і формоутворення валиків. Невідповідність фактичних геометричних параметрів системи і її кінематичної моделі через знос інструменту і неточність позиціонування присадного дроту призводять до утворення непередбачуваних дефектів форми та геометрії

вирощуваних деталей. Відхилення від бажаної форми, розмірів та орієнтації деталей впливають на їх функціональність, надійність та здатність взаємодіяти з іншими елементами конструкції.

Підвищення стабільності та керованості положення присадного дроту відносно центральної точки інструменту (TCP) робота є запорукою точного позиціонування місця нанесення матеріалу відносно траєкторії вирощування. Вирішення цієї неоптимізованої частини існуючої технології є актуальною задачею, а підвищення точності WAAM деталей має основне значення для функціональних характеристик вирощених деталей, екологічності, об'єму постобробки, можливості вирощування складної геометрії, а також для привабливості впровадження цієї технології в різних галузях промисловості.

В результаті виконання дисертаційної роботи було вирішено актуальну науково-прикладну задачу покращення керованості процесу формоутворення наплавлених шарів металу при 3D-друці на основі електродугового зварювання плавким електродом в середовищі захисних газів.

Окремі розділи роботи виконані автором дисертації в рамках грантової угоди «Розвиток нових технологій цифрового виробництва» (грантова угода No ІКА-2019-001, 2020 р.), укладеної з компанією Тріада (м. Запоріжжя) за програмою USAID «Конкурентоспроможна економіка України» (КЕУ). Метою роботи було дослідження і подальше впровадження адитивних технологій на промислових підприємствах України.

Метою роботи є нормалізація нерівномірності бокових поверхонь WAAM деталей, зменшення відхилень форми і покращення контролю над формоутворенням валиків, що в комплексі має покращити ефективність використання матеріалів, зменшити потребу в надлишковій постобробці та покращити експлуатаційні властивості необроблених деталей.

Об'єктом дослідження є нерівномірності поверхонь об'єктів, вирощених методом WAAM.

Предметом дослідження є відхилення присадного дроту від центральної точки інструменту.

Наукова новизна роботи полягає у встановленні залежності нерівномірності поверхонь вирощуваних об'єктів від напружено-деформованого стану присадного дроту, зносу контактного наконечника і від динамічних процесів у ванні розплавленого металу, що комплексно впливають на процес формоутворення валиків із жароміцних сплавів при адитивному виробництві на основі електродугового зварювання плавким електродом в середовищі захисних газів. При цьому:

1. Вперше встановлено і доведено зв'язок зносу контактного наконечника і відхилення присадного дроту від центральної точки інструменту з утворенням нерівномірностей поверхонь деталей, виготовлених методом WAAM.

2. Вперше експериментально-розрахунковим шляхом встановлено залежність нелінійної зміни інтенсивності зношування контактного наконечника в процесі адитивного виробництва методом WAAM від напружено-деформованого стану присадного дроту, динамічна зміна якого визначає умови контактної взаємодії наконечника з дротом. Виявлено закономірність зниження інтенсивності зношування контактного наконечника зі збільшенням кривизни присадного дроту, що пояснюється зменшенням контактної сили при зменшенні пружної деформації.

3. Вперше розроблено адекватні математичні моделі залежності величини відхилення присадного дроту від основних параметрів контактної взаємодії дроту з наконечником, які описують комплексний вплив напружено-деформованого стану дроту на його відхилення.

4. Вперше вирішені теоретичні та прикладні задачі покращення контрольованості формоутворення валиків, які забезпечують зменшення відхилень форми бокових поверхонь при адитивному виробництві на основі електродугового зварювання плавким електродом в середовищі захисних газів шляхом обмеження часу існування постійної ванни розплавленого металу, що дозволило встановити раціональні режими вирощування та забезпечити зменшення відхилення форми бокових поверхонь вирощених деталей на величину до 60% і покращити стабільність вирощуваної геометрії в три рази за рахунок зменшення стандартного відхилення до 0,08 мм.

5. Вперше впроваджено і розраховано параметр еквівалентна ширина стінки, який обґрунтовує необхідність компенсації падіння міцності вирощеної стінки внаслідок впливу дефекту, утвореного зносом контактного наконечника, і встановлює залежність між міцністю необробленої і обробленої стінок без урахування впливу мікроструктури.

6. Вперше розроблено і обґрунтовано методику компенсації відхилення присадного дроту від центральної точки інструменту для WAAM на основі GMAW програмним шляхом, згідно якої координати центральної точки інструменту в кінематичній моделі робота набувають змінного характеру, який керується нейронними моделями на основі експериментальних і статистичних даних. Таким чином забезпечується постійна позиційна точність положення присадного дроту з відхиленням до  $\pm 0,2$  мм за координатою X і  $\pm 0,12$  мм за координатою Y.

Практичне значення одержаних результатів полягає у значному покращенні точності та повторюваності вирощуваної геометрії, що дозволяє значно підвищити ефективність використання матеріалу, скоротити час виробництва і зменшити необхідність в постобробці. Розроблені розрахунково-експериментальні моделі дозволяють прогнозувати робочий цикл контактних наконечників зварювальних пальників. Алгоритм компенсації відхилення присадного дроту від центральної точки інструменту розроблено з урахуванням можливості впровадження не тільки в адитивному виробництві, а і роботизованій чи автоматизованій відновлювальній наплавці.

Експериментальним шляхом із застосуванням методів планування факторних експериментів було визначено діапазон швидкості подачі присадного дроту (WFS) і швидкості переміщення пальника (TS) в процесі WAAM, які забезпечують стабільність формоутворення валиків і їх контрольовану геометрію при однопрохідній стратегії вирощування. Комбінація високих значень WFS і TS забезпечує перегрів та стікання металу, а при значеннях TS вище 60 см/хв порушується стабільність наплавлення з утворенням розривів валиків, що особливо посилюється при використанні низьких WFS біля 3 м/хв. В результаті регресійного аналізу було встановлено функціональний зв'язок геометричних параметрів

валиків металу з параметрами WFS і TS, який показав, що зміна WFS має найбільший ефект на зміну ширини валика і значно менший ефект на зміну його висоти. Комбінації технологічних параметрів WFS і TS з визначеного діапазону забезпечили середнє значення відхилення форми поверхонь 1,21 мм зі стандартним відхиленням 0,23 мм, що свідчить про достатньо низький вплив обраних параметрів на зміну відхилення форми.

Для підвищення контролю формоутворення валиків і зниження нерівномірності поверхонь було розроблено метод імпульсного нанесення матеріалу і подачі енергії для плавлення присадного дроту. Наплавлення з перериваннями дозволило зменшити тепловнесення і покращити контроль над ванною розплавленого металу. Запропонований метод забезпечує хвилястість  $0,47 \pm 0,08$  мм. В той же час дещо зменшено продуктивність WAAM за рахунок скорочення погонного об'єму металу. Перехід від постійної ванни розплавленого металу до тимчасової забезпечив покращення якості поверхонь.

Методами комп'ютерного моделювання було встановлено, що зміна геометрії деталі, утворена після заміни зношеного контактного наконечника на новий, призводить до збільшення похибки позиціонування окремих друкованих елементів, що спричиняє нерівномірний розподіл напружень при стисканні та розтягуванні. Дефект, що виникає внаслідок заміни контактної наконечника, суттєво змінює характер розподілу напружень у зразках, що розтягуються, збільшуючи максимальні напруження на 4,9...10,5% відносно зразків без дефекту зсуву. Утворені концентратори напружень є особливо критичними при циклічному навантаженні, оскільки вони стають зонами зародження тріщин і початок руйнування прискорюється до 20 разів.

На основі результатів чисельного моделювання було встановлено залежність між шириною необробленої та обробленої стінки при еквівалентних напруженнях. Отримана залежність дозволяє враховувати вплив хвилястості поверхні на міцність і довговічність конструкцій на етапі проектування і компенсувати хвилястість поверхонь деталей та додаткові напруження, які вона генерує, шляхом збільшення загальної ширини стінки (TWW) на певну величину.

Для усунення непередбачуваної складової нерівномірності поверхонь вирощуваних деталей, було досліджено явище відхилення присадного дроту від центральної точки інструменту промислового робота. На прикладі зварювальних дротів з жароміцних сплавів 718 і 625, а також зварювального дроту G3Si1 із низьковуглецевої сталі визначено дві основні складові загального відхилення дроту. Аналіз напружено-деформованого стану зразків дротів встановив наявність постійної складової відхилення дроту, що викликана його кривизною через отримані в процесі виробництва деформації. Методами регресійного аналізу було доведено пряму функціональну залежність величини початкового відхилення присадного дроту від його радіусу кривизни.

Натурний експеримент показав, що найбільш значна складова загального відхилення дроту утворюється через знос контактної наконечника. На прикладі зазначених матеріалів було визначено швидкість зношування стандартних контактних наконечників з мідного сплаву CuCrZr, яка визначається як величина відхилення присадного дроту, утворена внаслідок використання певної довжини дроту. Залежність величини відхилення присадного дроту від його використаної довжини для дротів зі сплаву 625 та сплаву 718 має чіткий нелінійний характер для перших 500 м дроту, після чого зміна відхилення відбувається майже лінійно. Інтенсивність зносу наконечників для дроту G3Si1 змінюється не так сильно. На прикладі теорії Архарда для адгезійного зносу в роботі пояснюється, як непостійне контактне навантаження спричиняє нелінійність у зміні відхилення дроту зі зносом наконечника. Встановлено, що сила контакту забезпечується напружено-деформованим станом присадного дроту. Методом комп'ютерного моделювання встановлено, що зі збільшенням зносу контактної наконечника згинаючі напруження в дроті зменшуються, що призводить до зменшення нормального навантаження, а отже, до зменшення швидкості зносу контактної наконечника. Моделювання було підтверджено лабораторним експериментом. Оскільки модель ковзного зносу Архарда передбачає постійне контактне навантаження, то його динамічна зміна в умовах вирощування визначає необхідність у розробці нової моделі.

Кореляційний та регресійний аналізи на основі чисельного моделювання показав стійкий зв'язок нормальної сили контактної взаємодії з радіусом кривизни дроту, його жорсткістю і величиною зносу контактного наконечника. В той же час, на основі експериментальних даних і результатів комп'ютерного моделювання визначено функціональну залежність величини зносу контактного наконечника від довжини використаного дроту, сили контактної взаємодії і твердості присадних дротів.

Методами статистичного аналізу на основі отриманих даних було розроблено систему регресійних моделей, які підтверджують функціональний зв'язок між основними параметрами напружено-деформованого стану присадного дроту і величиною його відхилення від центральної точки інструменту, а також в комплексі дозволяють передбачити величину відхилення присадного дроту від ТСП. Виходячи з коефіцієнтів регресійних моделей, дисперсійний аналіз показав значний вплив сили контактної взаємодії і радіусу кривизни дроту на зношування наконечника і, як наслідок, на величину відхилення присадного дроту.

Окремий натурний експеримент в промислових умовах показав, що напрямок відхилення присадного дроту від ТСП залежить від положення пальника. При проходженні крізь зварювальний пальник присадний дріт повторює його кривизну. Таким чином, кожен окремих зразок присадного дроту зберігає напрямок відхилення впродовж всього процесу вирощування і зношування контактного наконечника.

Виконані комплексні розрахунково-експериментальні дослідження відхилення присадного дроту від ТСП підтвердили гіпотезу про зв'язок зношування контактного наконечника з напружено-деформованим станом дроту. Тож з метою подальшої практичної реалізації отриманих результатів і покращення точності передбачення величини відхилення було розроблено комплекс нейронних моделей, які описують зв'язок параметрів присадного дроту зі зносом наконечника і відхиленням дроту від ТСП.

Для практичної реалізації створених моделей було розроблено алгоритм коригування відхилення присадного дроту від ТСП. Запропонований алгоритм

використовує стандартні функції контролера промислового робота, що робить його універсальним і простим у реалізації. Ефективність розробленого алгоритму підтверджено в лабораторних і промислових умовах. Впровадження компенсації призвело до передбачуваного і послідовного положення присадного дроту з відхиленням до  $\pm 0,2$  мм за координатою X і  $\pm 0,12$  мм за координатою Y протягом використання 1000 м дроту.

Ключові слова: адитивне виробництво, електродугове зварювання плавким електродом, GMAW, MIG/MAG, Wire and Arc Additive Manufacturing, WAAM, присадний дріт, контактний наконечник, ковзне зношування, центральна точка інструменту, моделювання, регресійний аналіз, нейронні мережі, хвилястість

## ABSTRACT

Molochkov D. Improvement of the metal layer formation process in 3D printing based on arc welding. - Qualification scientific work on the rights of the manuscript.

Dissertation for the degree of Doctor of Philosophy in Applied Mechanics (131). National University "Zaporizhzhia Polytechnic", Zaporizhzhia, 2024.

The use of Wire and Arc Additive Manufacturing (WAAM) technology in modern manufacturing is driven by the need to speed up and optimize the production of unique metal parts, as well as to improve the environmental sustainability of manufacturing by reducing waste. WAAM offers high 3D printing efficiency, but has the disadvantage of low accuracy and surface quality of the deposited parts. Deposited parts typically require additional machining, so minimizing post-processing is critical to reducing production time and simplifying the production chain. When avoiding post-processing, it is important to consider the poor surface quality and geometric accuracy of printed parts. Printed parts are prone to mechanical property anisotropy due to surface irregularities, which leads to a decrease in mechanical properties under load across the longitudinal layers. In addition, waviness and related defects cause stress concentration, which can be critical for parts that are subjected to cyclic loading and are susceptible to fatigue failure.

The low accuracy of WAAM is caused by the nature of the arc deposition process, as well as the mechanisms of material transfer and bead formation. Mismatch between the actual geometric parameters of the system and its kinematic model due to tool wear and inaccurate wire positioning results in unpredictable defects in the shape and geometry of the parts being deposited. Deviations from the desired shape, size and orientation of parts can affect their functionality, reliability and ability to interact with other structural elements.

Based on the above, it can be stated that increasing the stability and controllability of the filler wire position relative to the center point of the robot tool is the key to accurate positioning of the material deposition point relative to the deposition path. Solving this non-optimized part of the existing technology is an urgent task, and improving the accuracy of WAAM parts is fundamental to the functional characteristics of the deposited parts, environmental sustainability, post-processing volume, the ability to deposit complex geometries, and the attractiveness of adopting this technology in various industries.

As a result of the research project, the urgent scientific and applied problem of improving the controllability of the deposition process in WAAM was solved.

Certain parts of the work were carried out by the author within the scope of the Grant Agreement "Development of New Digital Manufacturing Technologies" (Grant Agreement No. IKA-2019-001, 2020) concluded with Triada (Zaporizhzhya) within the framework of the USAID Competitive Economy of Ukraine (CEU) program. The aim of the work was to study and further implement additive technologies in Ukrainian industrial enterprises.

The objective of this work is to normalize the irregularities of the side surfaces of WAAM parts, reduce the overall waviness, and improve the control of bead formation, which in combination should improve the material use efficiency, reduce the need for excessive post-processing, and improve the performance of unprocessed parts.

The object of study is the surface irregularities of WAAM deposited parts.

The subject of the study is the deviation of the filler wire from the TCP.

The scientific novelty of the work is to establish the dependence of WAAM surface irregularities on the stress-strain state of the filler wire, the contact tip wear, and the dynamic processes in the molten pool, which comprehensively affect the process of bead formation of heat-resistant alloys during WAAM. At the same time:

1. For the first time, the relationship between contact tip wear and filler wire deviation from the tool center point and the formation of surface irregularities in WAAM parts was established and proven.

2. For the first time, the dependence of the nonlinear change in the intensity of contact tip wear in WAAM on the stress-strain state of the filler wire, the dynamic change of which determines the conditions of contact interaction between the contact tip and the wire, was established by experimental and computational means. A decrease in the wear rate of the contact tip with an increase in the radius of curvature of the filler wire was found, which is explained by a decrease in the contact force with a decrease in the elastic deformation.

3. For the first time, suitable mathematical models of the dependence of the wire deflection on the main parameters of the contact interaction between the wire and the tip have been developed, which describe the complex effect of the stress-strain state of the wire on its deflection.

4. For the first time, theoretical and applied problems of improving the controllability of bead formation have been solved, ensuring a reduction of the shape deviation of the side surfaces in WAAM by limiting the life of the molten pool, which made it possible to establish rational deposition modes and ensure a reduction of the deviation in the deposited side surfaces by up to 60% and improve the stability of the deposited geometry by three times.

5. For the first time, the equivalent wall width parameter was introduced and calculated, which justifies the need to compensate for the decrease in strength of the deposited wall due to the influence of the defect caused by contact tip wear, and establishes the relationship between the strength of as-deposited and machined walls without considering the influence of microstructure.

6. For the first time, a method of compensating for the deviation of the filler wire from the tool center point for GMAW-based WAAM has been developed and implemented in software, according to which the coordinates of the tool center point in the kinematic model of the robot acquire a variable character, which is controlled by neural models based on experimental and statistical data. This ensures a constant positional accuracy of the filler wire with a deviation of up to  $\pm 0.2$  mm in the X coordinate and  $\pm 0.12$  mm in the Y coordinate.

The practical significance of the results obtained is a major improvement in the accuracy and repeatability of the deposited geometry, which can significantly increase the efficiency of material use, shorten the production time, and reduce the need for post-processing. The developed computational and experimental models allow to predict the working cycle of welding torch contact tips. The algorithm for compensation of the filler wire deviation from the tool center point was developed with the possibility of implementation not only in additive manufacturing, but also in robotic or automated welding and surfacing.

Firstly, the range of technological parameters for the filler wire feed speed (WFS) and travel speed (TS) was determined experimentally using the factorial design experiments, which ensure the stability of bead formation and their controlled geometry with a single-pass deposition strategy. The combination of high WFS and TS resulted in overheating and metal runoff. At TS values above 60 cm/min, deposition instability with the formation of bead discontinuities was observed, which was especially severe with WFS close to 3 m/min. The functional relationship between the bead geometric parameters and the WFS and TS with a single-pass deposition strategy was established by regression analysis. The results demonstrated that the alteration in WFS exerts the most influence on the alteration in bead width, while exerting a considerably less impact on the alteration in bead height. The combinations of WFS and TS process parameters within the defined range yielded an average surface waviness of 1.21 mm, with a standard deviation of 0.23 mm.

A method of pulsed material deposition and energy delivery for filler wire melting was developed with the objective of improving control over the shape of the bead and

reducing surface irregularities. The intermittent cladding process reduced the heat input and improved control over the molten pool. The proposed method yielded a waviness of  $0.47\pm 0.08$  mm. However, the WAAM productivity was slightly reduced due to the reduction of the metal volume. The transition from a permanent molten pool to a temporary one has led to an improvement in the quality of the surfaces.

Computer modeling methods were employed to ascertain that the alteration in the geometry of the component subsequent to the substitution of the worn contact tip with a new one results in the introduction of a positioning error among the printed elements, which gives rise to an uneven distribution of compressive and tensile stresses. The defect resulting from the replacement of the contact tip significantly alters the nature of the stress distribution in tensile specimens, increasing the maximum stresses by 4.9 to 10.5% relative to specimens devoid of a shear defect. The formed stress concentrators are of particular concern under cyclic loading, as they can act as crack growth zones and accelerate the onset of fracture by up to 20 times.

A correlation was established between the width of the machined and unmachined wall at equivalent stresses based on the results of numerical modeling. This relationship permits the consideration of the impact of surface waviness on the strength and durability of structures at the design stage, and the compensation for the waviness of the surfaces of parts and the additional stresses it generates by increasing the total wall width (TWW) by a certain amount.

To eliminate an unpredictable component of the unevenness of the surfaces of the printed parts, the phenomenon of filler wire deviation from the robot tool center point was investigated. Two main components of the total wire deflection were identified using heat-resistant welding wires alloy 718 and 625, as well as low-carbon steel G3Si1 welding wire. The analysis of the wire stress-strain state revealed the presence of a constant component of wire deflection caused by its curvature due to deformations obtained during the production process. The functional dependence of the value of the initial deflection of the filler wire on its radius of curvature was demonstrated by regression analysis.

A production field experiment has established that the most significant component of the total wire deflection is formed due to contact tip wear. In the case of the

aforementioned materials, the wear rate of standard contact tips made of CuCrZr copper alloy was determined. The wear rate is defined as the value of the filler wire deflection formed as a result of using a certain length of wire. The relationship between the filler wire deflection and its length for wires made of alloy 625 and alloy 718 exhibits a clear nonlinear character for the first 500 m of wire, after which the change in deflection is almost linear. In contrast, the contact tip wear rate for G3Si1 wire is more linear.

The paper employs the Archard equation to investigate the effects of non-constant normal load on wire deflection. It was found that the load in the contact zone is provided by the stress-strain state of the filler wire. The results of numerical modeling indicate that as the contact tip experiences wear, the bending stresses in the wire decrease, which in turn leads to a reduction in the normal load and, consequently, to a decline in the wear rate of the contact tip. This modeling was subsequently validated through a laboratory experiment. Given that the Archard sliding wear model assumes a constant contact load, its dynamic change under printing conditions necessitates the development of a new model.

Correlation and regression analyses based on numerical modeling have demonstrated a consistent relationship between the normal contact force and the radius of curvature of the wire, its stiffness, and the amount of contact tip wear. Concurrently, the functional dependence of the contact tip wear on the length of the wire utilized, the contact interaction force, and the hardness of the filler wires was determined based on the experimental data and computer modeling results.

A system of regression models was developed using statistical analysis methods on the basis of the obtained data, which confirm the functional relationship between the main parameters of the stress-strain state of the filler wire and the value of its deviation from the tool center point. Furthermore, the models allow for the prediction of the value of the filler wire deviation from the TCP. The analysis of variance revealed a significant effect of contact force and wire curvature radius on contact tip wear and, consequently, on the value of the filler wire deviation.

A separate field experiment conducted under industrial conditions demonstrated that the direction of deviation of the filler wire from the TCP is contingent upon the

position of the torch. During its transit through the welding torch, the filler wire follows the torch's curvature. Consequently, each individual filler wire sample maintains its deflection direction throughout the entire deposition and contact tip wearing process.

A comprehensive computational and experimental investigation of the deviation of the filler wire from the TCP confirmed the hypothesis that the wear of the contact tip is related to the wire stress-strain state. In order to further implement the obtained results and improve the accuracy of predicting the deviation value, a set of neural network models was developed that describe the relationship between the parameters of the filler wire and the contact tip wear and the deviation of the wire from the TCP.

For the practical implementation of the created models, an algorithm for compensation of the filler wire deviation was developed. The proposed algorithm uses the standard functions of an industrial robot controller, which makes it universal and easy to implement. The effectiveness of the developed algorithm was confirmed in laboratory and industrial conditions. The introduction of the compensation resulted in a predictable and consistent position of the filler wire with a deviation of up to  $\pm 0.2$  mm in the X coordinate and  $\pm 0.12$  mm in the Y coordinate during the use of 1000 m of wire.

Keywords: additive manufacturing, gas metal arc welding, GMAW, MIG/MAG, Wire and Arc Additive Manufacturing, WAAM, filler wire, contact tip, sliding wear, tool center point, modeling, regression analysis, neural networks, waviness

## СПИСОК ПУБЛІКАЦІЙ ЗА ТЕМОЮ ДИСЕРТАЦІЇ

1. Молочков Д.С., Куликовський Р.А., Фурманова Н.І. Визначення оптимальних параметрів процесу WAAM на основі технології СМТ з використанням низьковуглецевої нелегованої сталі. Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. 2020. №1. С. 62–68. <https://doi.org/10.15588/1607-6885-2021-1-9>

2. Анікін П. С., Шило Г. М., Куликовський Р. А., Молочков Д. Є. Система автоматизованого керування робототехнічною платформою 3D-друку з використанням технології електродугового зварювання. Електротехніка та

электроэнергетика. 2020. №4. С 35-48. <http://dx.doi.org/10.15588/1607-6761-2020-4-4>

3. Molochkov D., Kulykovskyi R., Brykov M., Hesse O. The Influence of Surface Irregularities on the Mechanical Properties of Thin-Walled Wire and Arc Additively Manufactured Parts. Journal of Engineering Sciences. 2023. Вып. 10, № 2. С. А10–А17. [http://dx.doi.org/10.21272/jes.2023.10\(2\).a2](http://dx.doi.org/10.21272/jes.2023.10(2).a2)

4. Molochkov D., Kulykovskyi R. Pulse deposition method for wire and arc additive manufacturing. New materials and technologies in metallurgy and mechanical engineering. 2024. №2. С. 21-29. <https://doi.org/10.15588/1607-6885-2024-2-3>

## ЗМІСТ

Перелік умовних позначень.....	21
Вступ.....	22
Розділ 1 Аналіз сучасного стану та виявлення шляхів покращення точності WAAM деталей .....	30
1.1 Адитивні технології для виробництва металевих деталей та металоконструкцій .....	30
1.2 Обмеження використання WAAM через особливості геометрії.....	32
1.2.1 Деформації і залишкові напруження .....	34
1.2.2 Нерівномірність поверхонь .....	35
1.2.3 Методи боротьби з відхиленнями геометрії.....	36
1.2.4 Два підходи застосування WAAM на основі особливостей геометрії.....	40
1.3 Зв'язок експлуатаційних і механічних властивостей деталей з нерівномірністю бокових поверхонь .....	43
1.4 Точність позиціонування дроту як запорука стабільності і передбачуваності процесу 3Д-друку.....	45
1.4.1 Точність позиціонування інструменту .....	46
1.4.2 Утворення нетипової нерівномірності поверхонь WAAM деталей.....	50
1.4.2.1 Аналіз причин відхилення присадного дроту від TCP .....	55
1.4.2.2 Традиційний підхід до проблеми зносу контактного наконечника .....	58
1.5 Висновки та гіпотеза.....	59
1.6 Мета і задачі дослідження .....	62
Розділ 2 Матеріали і методики проведення досліджень .....	64
2.1 Загальна методика досліджень відхилення присадного дроту від центральної точки інструменту.....	64
2.2 Обґрунтування та вибір матеріалів для проведення досліджень .....	66
2.3 Методика проведення досліджень .....	68
2.3.1 Методика вимірювань геометричних параметрів присадних дротів, наконечників і вирощених зразків .....	68

	18
2.3.2 Аналіз зразків методом скінчених елементів .....	70
2.3.3 Визначення властивостей матеріалів.....	75
2.3.3.1 Визначення модулю пружності дротів .....	75
2.3.3.2 Визначення твердості матеріалів .....	79
2.3.4 Методика вимірювання величини контактної опору між присадним дротом і наконечником .....	80
2.3.5 Визначення сили контактної взаємодії присадного дроту з наконечником .....	81
2.3.6 Методика визначення швидкості зношування контактної наконечника.....	83
2.3.6.1 Обладнання для вирощування .....	83
2.3.6.2 Вимірювання початкового відхилення дроту .....	84
2.3.6.3 Вимірювання відхилення дроту в процесі вирощування .....	86
2.3.6.4 Визначення напрямку відхилення.....	86
2.3.7 Критерії оцінки якості геометрії поверхонь.....	87
2.4 Статистична обробка результатів .....	91
2.5 Висновки до розділу 2 .....	93
Розділ 3 Визначення оптимальних технологічних параметрів процесу вирощування для забезпечення стабільної геометрії наплавлених валиків .....	94
3.1 Оптимізація основних технологічних параметрів процесу WAAM на основі GMAW.....	95
3.1.1 Основні технологічні параметри процесу WAAM на основі GMAW .....	95
3.1.2 Визначення попереднього діапазону основних технологічних параметрів WAAM для забезпечення стабільності процесу вирощування .....	97
3.1.3 Оптимальні комбінації технологічних параметрів для забезпечення прийнятної якості поверхонь WAAM деталей .....	108
3.2 Застосування порційного нанесення матеріалу з перериваннями .....	114
Висновки до розділу 3 .....	123
Розділ 4 Розрахунково-експериментальні моделі відхилення присадного дроту від центральної точки інструменту.....	125

4.1	Дослідження дефекту форми деталі, утвореного через відхилення присадного дроту .....	125
4.1.1	Розрахункове дослідження впливу відхилення геометрії, утвореного відхиленням присадного дроту .....	126
4.1.2	Моделювання випробувань на розрив .....	130
4.1.3	Моделювання випробувань на стискання .....	135
4.1.4	Еквівалентна ширина перерізу вирощеної стінки.....	139
4.2	Початкове відхилення присадного дроту від ТСП .....	142
4.3	Загальна величина відхилення присадного дроту від ТСП.....	146
4.3.1	Відхилення присадного дроту.....	146
4.3.2	Швидкість зношування контактного наконечника .....	151
4.3.3	Сила контактної взаємодії присадного дроту з наконечником .....	160
4.3.4	Величина зносу контактного наконечника.....	168
4.4	Мікротвердість використаних присадних дротів і наконечника.....	171
4.5	Напрямок відхилення присадного дроту.....	172
4.6	Нейромережеві моделі для передбачення величини відхилення присадного дроту від ТСП .....	175
	Висновок до розділу 4.....	182
	Розділ 5 Коригування відхилення присадного дроту. Практичне застосування розроблених моделей .....	186
5.1	Алгоритм коригування відхилення присадного дроту від ТСП .....	188
5.2	Верифікація роботи алгоритму .....	192
5.3	Приклад практичного застосування.....	194
	Висновок до розділу 5.....	197
	Висновки.....	198
	Джерела .....	203
	Додаток А Фрагмент наявних даних та результатів обчислень значень відхилень дроту D .....	225
	Додаток Б Значення вагових коефіцієнтів $w_{knl}$ нейромережевої моделі NN2 для визначення сили контактної взаємодії $F$ .....	226

Додаток В Фрагмент наявних даних та результатів обчислень значень сили контактної взаємодії $F$ .....	227
Додаток Г Значення вагових коефіцієнтів $w_{knl}$ нейромережевої моделі $NN3$ для визначення залежності $W=f(L,F,H)$ .....	228
Додаток Д Фрагмент наявних даних та результатів обчислень значень величини $W$ .....	229
Додаток Е Висновок про прийняття до впровадження .....	230

## ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ

AB – адитивне виробництво

AT – адитивна технологія(ї)

WAAM – Wire and Arc Additive Manufacturing, процес адитивного виробництва на основі електродугового зварювання плавким електродом.

GMAW – Gas Metal Arc Welding, процес електродугового зварювання плавким електродом в середовищі захисних газів.

TS – швидкість переміщення пальника.

WFS – швидкість подачі присадного дроту

CTWD – відстань від контактного наконечника до поверхні

TCP – центральна точка інструменту

ДГ - параметри Денавіта-Гартенберга

ЧПК – числове програмне керування

## ВСТУП

**Актуальність роботи.** В умовах 2024 року потреба в швидкому виготовленні запасних частин енергетичного, цивільного, будівельного та іншого обладнання є як ніколи високою. За таких обставин виготовлення одиничних екземплярів деталей або їх прототипів за індивідуальним дизайном може бути забезпечено методами адитивного виробництва (АВ). Впровадження адитивних технологій може забезпечити як швидкість отримання деталей, так і мобільність виробництва.

Серед доступних на ринку України АТ виділяється процес на основі електродугового зварювання плавким електродом (Gas Metal Arc Welding або GMAW). Цей процес, більш відомий як Wire and Arc Additive Manufacturing або WAAM. Актуальність технології полягає в універсальності та доступності обладнання, а також широкому розповсюдженні присадних матеріалів у вигляді дроту. WAAM використовує масові промислові роботи обладнані типовими для роботизації зварювальними джерелами живлення. Це дозволяє в будь який момент перейти від прототипування методами АВ до зварювання багатосерійних деталей і навпаки. Враховуючи розповсюдженість зварювальних робіт на промислових підприємствах України розвиток WAAM може допомогти завершити третю і розпочати четверту промислову революцію.

Серед сильних сторін WAAM також можна виділити високу продуктивність і високу гнучкість дизайну. Однак низька деталізація та якість поверхонь вирощених деталей можуть впливати на якість і властивості деталей, особливо для великогабаритних і складних елементів, до яких висуваються вимоги високої точності та надійності. Через це вирощені деталі часто потребують додаткової обробки, під час якої видаляється весь зайвий метал, що було закладено в припуск на обробку. Це значно обмежує застосування WAAM через необхідність обов'язкової постобробки. При частковій або повній відмові від постобробки утворена нерівномірність може негативно впливати на експлуатаційні властивості вирощених деталей, естетичний вигляд, корозійну стійкість, втомну міцність вирощених деталей.

Низька точність WAAM викликана природою дугового процесу нанесення матеріалу, а також механізмами перенесення матеріалу і формоутворення валиків. Невідповідність фактичних геометричних параметрів системи і її кінематичної моделі через знос інструменту і неточність позиціонування присадного дроту призводять до утворення непередбачуваних дефектів форми та геометрії вирощуваних деталей. Відхилення від бажаної форми, розмірів та орієнтації деталей може вплинути на їх функціональність, надійність та здатність взаємодіяти з іншими елементами конструкції.

Існуючі дослідження не розділяють нерівномірність поверхонь на типову, що характерна для адитивного виробництва, і аномальну, яка виникає внаслідок відхилень технологічних параметрів, зносу інструменту та ін. Через це дослідження фактичної хвилястості без врахування окремих складових не дозволяє повною мірою врахувати ефект від утворених дефектів на властивості вирощуваних об'єктів, а також обмежує методи боротьби з відхиленнями. Виходячи з цього технологія WAAM має потенціал до усунення аномальної складової нерівномірності поверхонь, що в перспективі може покращити енергоефективність процесу, а збільшення точності нанесення матеріалу і, як наслідок, точності готових деталей призведе до зменшення об'єму наплавки. Таким чином, через зменшення енергоспоживання скорочуються викиди парникових газів і вуглецевий слід процесу WAAM.

У випадках, коли першочерговою вимогою до деталей є їх міцність та витривалість, а якість поверхонь є другорядним критерієм, WAAM без постобробки може стати у нагоді. В такому разі негативний вплив нерівномірності поверхонь може бути врахований на етапі проєктування деталі або розробки техпроцесу її виготовлення. Але, щоб врахувати зниження експлуатаційних властивостей WAAM деталей, необхідно дослідити вплив нерівномірностей поверхонь на властивості деталей.

Озираючись на описані проблеми можна стверджувати, що підвищення стабільності та керованості положення присадного дроту відносно центральної точки інструменту (TCP) робота є запорукою точного позиціонування місця

нанесення матеріалу відносно траєкторії вирощування. Вирішення цієї неоптимізованої частини існуючої технології є **актуальною** задачею, а підвищення точності WAAM деталей має основне значення для функціональних характеристик вирощених деталей, екологічності, об'єму постобробки, можливості вирощування складної геометрії, а також для привабливості впровадження цієї технології в різних галузях промисловості.

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

Окремі розділи роботи виконані автором дисертації в рамках грантової угоди «Розвиток нових технологій цифрового виробництва» (грантова угода No ІКА-2019-001, 2020 р.), укладеної з компанією Тріада за програмою USAID «Конкурентоспроможна економіка України» (КЕУ). Метою роботи було дослідження і подальше впровадження адитивних технологій на промислових підприємствах України.

**Мета і завдання дослідження.** Метою роботи є нормалізація нерівномірності бокових поверхонь WAAM деталей, зменшення загальної хвилястості і покращення контролю над формоутворенням валиків, що в комплексі має покращити ефективність використання матеріалів, зменшити потребу в надлишковій постобробці та покращити експлуатаційні властивості необроблених деталей.

**Об'єктом дослідження** є нерівномірності поверхонь об'єктів, вирощених методом WAAM.

**Предметом дослідження** є відхилення присадного дроту від ТСР.

Для досягнення вказаної мети було поставлено і вирішено наступні **задачі**:

1. Застосуванням методів планування факторного експерименту визначено діапазон основних технологічних параметрів процесу WAAM, який забезпечує стабільність формоутворення валиків і їх контрольовану геометрію при однопрохідній стратегії вирощування.

2. Розроблено метод підвищення контролю формоутворення валиків і зниження нерівномірності поверхонь на основі застосування імпульсного нанесення матеріалу і подачі енергії для плавлення присадного дроту.

3. Шляхом комп'ютерного моделювання оцінено вплив утвореного через відхилення дроту дефекту геометрії вирощеної деталі на її експлуатаційні властивості та на розподіл напружень при статичному та циклічному навантаженнях. На основі результатів комп'ютерного моделювання розраховано еквівалентну ширину перерізу стінки, яка забезпечує рівні з обробленою стінкою напруження при рівних навантаженнях.

4. Проведено аналіз контактної взаємодії присадного дроту з наконечником. На основі аналізу розроблено натурні експерименти для визначення швидкості зношування контактного наконечника, сили контактної взаємодії контактуючих тіл. Отримані результати експериментів використано для комп'ютерного моделювання контактної взаємодії присадного дроту з наконечником.

5. Сплановано і проведено натурний експеримент з визначення напрямку відхилення присадного дроту.

6. На основі результатів експериментів і комп'ютерного моделювання розроблено розрахунково-експериментальні моделі величини відхилення присадного дроту, сили контактної взаємодії та величини зносу контактного наконечника. Узагальнено комплексний вплив напружено-деформованого стану присадного дроту на його відхилення від ТСП в процесі WAAM на основі GMAW.

7. Розроблено нейромережеві моделі величини відхилення присадного дроту, сили контактної взаємодії та величини зносу контактного наконечника на основі отриманих раніше даних для подальшого практичного застосування.

8. Розроблено алгоритм компенсації відхилення присадного дроту від ТСП на основі розроблених раніше моделей. Ефективність розробленого методу підтверджено шляхом промислового випробування.

**Методи дослідження.** Оптимізація технологічних параметрів процесу WAAM виконувалась шляхом проведення факторних експериментів з вирощуванням дослідних зразків. Геометрія отриманих зразків оцінювалась методами регресійного і дисперсійного аналізів. Для вимірювання геометрії використано метод оптичного сканування і геометричної морфометрії.

Дослідження напружено-деформованого стану присадного дроту і умов його контактної взаємодії з контактним наконечником проводилися на розробленому лабораторному стенді, який дозволяє визначити пружні характеристики дроту і моделювати зміну нормальної сили контактної взаємодії при зносі зварювального наконечника. Для визначення модулю пружності використано метод триточкового згинання. Дослідження супроводжувалися комп'ютерним моделюванням в середовищі Ansys Mechanical.

Визначення швидкості зношування контактного наконечника і величини відхилення присадного дроту від центральної точки інструменту проводилося натурним експериментом в промислових умовах з використанням трьох присадних матеріалів. На основі експериментальних даних і комп'ютерного моделювання розроблено розрахунково-експериментальні моделі відхилення присадного дроту від центральної точки інструменту. Ефективність та надійність розроблених моделей підтверджена промисловими випробуваннями.

**Наукова новизна** роботи полягає у встановленні залежності нерівномірності поверхонь вирощуваних об'єктів від напружено-деформованого стану присадного дроту, зносу контактного наконечника і від динамічних процесів у ванні розплавленого металу, що комплексно впливають на процес формоутворення валиків із жароміцних сплавів при адитивному виробництві на основі електродугового зварювання плавким електродом в середовищі захисних газів. При цьому:

1. Вперше встановлено і доведено зв'язок зносу контактного наконечника і відхилення присадного дроту від центральної точки інструменту з утворенням нерівномірностей поверхонь деталей, виготовлених методом WAAM.

2. Вперше експериментально-розрахунковим шляхом встановлено залежність нелінійної зміни інтенсивності зношування контактного наконечника в процесі адитивного виробництва методом WAAM від напружено-деформованого стану присадного дроту, динамічна зміна якого визначає умови контактної взаємодії наконечника з дротом. Виявлено закономірність зниження інтенсивності

зношування контактної наконечника зі збільшенням кривизни присадного дроту, що пояснюється зменшенням контактної сили при зменшенні пружної деформації.

3. Вперше розроблено адекватні математичні моделі залежності величини відхилення присадного дроту від основних параметрів контактної взаємодії дроту з наконечником, які описують комплексний вплив напружено-деформованого стану дроту на його відхилення.

4. Вперше вирішені теоретичні та прикладні задачі покращення контрольованості формоутворення валиків, які забезпечують зменшення відхилень форми бокових поверхонь при адитивному виробництві на основі електродугового зварювання плавким електродом в середовищі захисних газів шляхом обмеження часу існування постійної ванни розплавленого металу, що дозволило встановити раціональні режими вирощування та забезпечити зменшення відхилення форми бокових поверхонь вирощених деталей на величину до 60% і покращити стабільність вирощуваної геометрії в три рази за рахунок зменшення стандартного відхилення до 0,08 мм.

5. Вперше впроваджено і розраховано параметр еквівалентна ширина стінки, який обґрунтовує необхідність компенсації падіння міцності вирощеної стінки внаслідок впливу дефекту, утвореного зносом контактної наконечника, і встановлює залежність між міцністю необробленої і обробленої стінок без урахування впливу мікроструктури.

6. Вперше розроблено і обґрунтовано методику компенсації відхилення присадного дроту від центральної точки інструменту для WAAM на основі GMAW програмним шляхом, згідно якої координати центральної точки інструменту в кінематичній моделі робота набувають змінного характеру, який керується нейронними моделями на основі експериментальних і статистичних даних. Таким чином забезпечується постійна позиційна точність положення присадного дроту з відхиленням до  $\pm 0,2$  мм за координатою X і  $\pm 0,12$  мм за координатою Y.

**Практичне значення** одержаних результатів полягає у значному покращенні точності та повторюваності вирощуваної геометрії, що дозволяє значно підвищити ефективність використання матеріалу, скоротити час

виробництва і зменшити необхідність в постобробці. Розроблені розрахунково-експериментальні моделі дозволяють прогнозувати робочий цикл контактних наконечників зварювальних пальників. Алгоритм компенсації відхилення присадного дроту від центральної точки інструменту розроблено з урахуванням можливості впровадження не тільки в адитивному виробництві, а і роботизованій чи автоматизованій відновлювальній наплавці. Методику компенсації відхилення присадного дроту від центральної точки інструменту використано компанією «ТРИАДА ЛТД КО» (м. Запоріжжя) при адитивному виробництві компонентів авіаційних і ракетних силових установок (Додаток Е).

**Особистий внесок здобувача.** Результати теоретичних і експериментальних досліджень, що представлені до захисту, отримані автором самостійно. У роботах, що опубліковані у співавторстві, особистий внесок здобувача полягає в наступному: обґрунтовано та доведено доцільність оптимізації технологічних параметрів WFS та TS для забезпечення прийнятної якості вирощуваних деталей; сплановано експеримент та аналізовано результати [1]; обґрунтовано необхідність дослідження нерівномірності поверхонь вирощуваних деталей в контексті їх міцності та надійності; розроблено комп'ютерну модель для дослідження розподілу напружень при випробуваннях на розтягування і стискання [2].

**Апробація результатів дисертації.** Результати наукових досліджень доповідались на XIV-й міжнародній науково-практичній конференції магістрантів та аспірантів «Теоретичні та практичні дослідження молодих науковців» у Національному технічному університеті «Харківський політехнічний інститут» (Харків, 2020); XIV-й міжнародній науково-технічній конференції «Нові матеріали і технології в машинобудуванні-2022» у КПІ ім. Ігоря Сікорського (Київ, 2022); XIII-й міжнародній науково-практичній конференції «Комплексне забезпечення якості технологічних процесів та систем» у НУ «Чернігівська політехніка» (Чернігів, 2023).

**Публікації.** За темою дисертації опубліковано 7 наукових праць: 4 статті у фахових виданнях України, з яких 1 стаття у виданні, яке включене до міжнародної

наукометричної бази даних SCOPUS; 3 тез доповідей на міжнародних наукових конференціях.

**Структура та обсяг дисертації.** Дисертаційна робота складається зі вступу, 5 розділів, загальних висновків, списку використаних літературних джерел та 1 додатку. Загальний обсяг дисертації становить 230 сторінок, у тому числі основного тексту дисертації 173 сторінка, 67 рисунків, 18 таблиць, 6 додатків і список використаних джерел із 176 бібліографічних найменувань.

## РОЗДІЛ 1 АНАЛІЗ СУЧАСНОГО СТАНУ ТА ВИЯВЛЕННЯ ШЛЯХІВ ПОКРАЩЕННЯ ТОЧНОСТІ WAAM ДЕТАЛЕЙ

### 1.1 Адитивні технології для виробництва металевих деталей та металоконструкцій

Адитивне виробництво (AB) металевих виробів, також широко відоме як 3D-друк металами, – це такий тип виробництва, який дозволяє створювати деталі шляхом поступового додавання матеріалу на певну основу шар за шаром на основі 3D-моделей деталей. Однією з ключових переваг AB є свобода дизайну [3, 4]. Завдяки пошаровому нарощуванню матеріалу можна відтворювати складні та унікальні форми, які покращують експлуатаційні характеристики деталей (наприклад, покращують терморегуляцію або потік рідини, оптимізують масу тощо) і які важко або неможливо виготовити традиційними методами виробництва (наприклад, порожнисті структури, решітчасті структури, внутрішні канали та органічні форми, отримані методами генеративного дизайну). Разом з цим, свобода дизайну дозволяє об'єднати кілька компонентів збірки в одну деталь, що може скоротити час складання і підвищити надійність кінцевого продукту [5–7]. AB характеризується ефективністю використання матеріалів за рахунок зменшення об'єму відходів та споживання матеріалів, використовуючи лише ту кількість матеріалу, яка є близькою до маси готової деталі. За рахунок зменшення кількості етапів виробництва, кількості інструментів та вузлів, необхідних для виготовлення деталі, а також за рахунок масової кастомізації та виробництва на вимогу можливе зниження виробничих витрат. Крім того, AB допомагає зменшити вплив виробництва на навколишнє середовище шляхом заощадження енергії, матеріалів та транспортування [8–10].

Серед семи категорій процесів AB, визначених стандартом ISO/ASTM 52900:2021, найбільшу популярність для роботи з металами отримали процес плавлення порошкового шару (Powder Bed Fusion або PBF) і процеси з прямим підводом енергії при наплавленні (Directed Energy Deposition або DED). Кожна з вказаних категорій має свої особливості і обирається відповідно до вимог

вирощуваної деталі. Серед усіх категорій процеси DED виділяються найбільшою продуктивністю [11], більшим розміром вирощуваних об'єктів, а також можливістю відновлювати та модифікувати вже існуючі об'єкти [12].

Категорія DED об'єднує в собі декілька ключових технологій, які можна класифікувати за джерелом теплової енергії та за формою присадного матеріалу. Основними джерелами теплової енергії є лазер, електронний промінь, електрична або плазмова дуга, а присадний матеріал може мати форму порошку або дроту. Комбінація певного джерела тепла і однієї з форм присадного матеріалу є одним з визначних факторів точності і роздільної здатності вирощуваних об'єктів.

Невелика розповсюдженість АВ, нестача знань і навчених спеціалістів, а також високовартісне обладнання підштовхують компанії до більш традиційних і перевірених методів виробництва. В такому випадку серед багатьох DED процесів виділяється АТ на основі електродугового зварювання (стала назва технології в англійській літературі – Wire and Arc Additive Manufacturing або WAAM).

WAAM – це актуальна технологія адитивного виробництва, в основі якої лежить процес дугового зварювання в середовищі захисних газів (GMAW). Джерелом теплової енергії є електрична дуга, яка горить між присадним дротом і підкладкою або попереднім шаром. В процесі вирощування високоенергетичне джерело тепла створює невелику ванну розплавленого металу, в яку подається присадний матеріал. При цьому присадний дріт виконує роль як електрода для підтримання горіння дуги, так і роль джерела присадного матеріалу, який постійно подається у ванну розплавленого металу. Процес контролюється комп'ютерною програмою, яка вміщує траєкторію нанесення матеріалу згідно з 3D моделлю бажаної деталі. Маніпулятором, що переміщує зварювальний пальник, може бути як система з трьома і більша ступенями свободи.

Використання матеріалу в формі дроту робить простою конструкцію обладнання і механіку деяких процесів при вирощуванні (локальний захист зони вирощування замість загального, простий механізм додавання матеріалу тощо). Крім того, дріт є дешевшою формою матеріалу за порошок через більшу розповсюдженість і простішу технологію виготовлення. Не менш важливим є

фактор безпеки, оскільки при використанні дроту не виникає проблем з дрібними частками порошку, які можуть опинитися в атмосфері.

WAAM відрізняється високою продуктивністю до 4...10 кг/год, дозволяє створювати великі та складні металеві деталі з розповсюджених матеріалів, які відповідають вимогам гарної зварюваності і доступні у вигляді дроту [4, 13, 14]. Виходячи з цього WAAM є актуальною технологією для України з врахуванням реалій сьогодення. Спорідненість технології зі зварюванням і відновлювальною наплавкою сприяє швидкому навчанню спеціалістів, а універсальне обладнання може бути застосовано не тільки для 3Д-друку, а і для традиційного виробництва (зварювання і наплавлення). Можливість вирощування великих деталей з високою продуктивністю може бути в нагоді для швидкого відновлення металевих конструкцій або будівництва нових споруд і деталей машин.

## 1.2 Обмеження використання WAAM через особливості геометрії

За останні роки технологія WAAM отримала суттєвий розвиток, що дозволяє їй частіше виходити за рамки прототипування і знаходити застосування у дрібносерійному виробництві різних об'єктів. Але достатньо висока якість поверхні і, що найважливіше, геометрична точність вирощуваних об'єктів є тими критеріями, що обмежують застосування технології WAAM для виготовлення деталей без механічної постобробки поверхонь.

Низька роздільна здатність і якість поверхонь вирощуваних деталей є одними з особливостей WAAM, які сповільнюють процес виробництва окремих деталей та конструкцій, а також ведуть до перевитрати основних та супутніх матеріалів вирощування. На відміну від тих же PBF процесів, які часто мають достатню якість поверхонь, щоб частково або повністю відмовитися від механічної обробки, WAAM деталі в більшості випадків потребують обробки різанням або іншими методами механічної обробки.

Притаманні для WAAM дефекти, пов'язані з формою і якістю поверхонь, можна розділити на глобальні і локальні відхилення. Глобальними відхиленнями

деталі від 3Д моделі є ті, що вимірюються в масштабах цілої деталі. Зазвичай це різного роду деформації форми вирощуваної деталі. Локальні відхилення проявляються у варіації форми поперечного перерізу та розміру окремих елементів деталі, шарів або валиків. Це непостійні ширина і висота валиків, їх неоптимальне перекриття або подрізи, які разом утворюють нерівності профілю поверхні.

Згідно з роботою Fuchs та інших відхилення вирощеної деталі від 3Д-моделі можна розділити на шість категорій [15]:

1. Кристалічна структура.
2. Мікроструктура.
3. шорсткість поверхні.
4. Хвилястість поверхні.
5. Відхилення форми деталі.
6. Відхилення положення деталі.

Зазначені відхилення можуть виникнути різною мірою в процесі WAAM. Разом із відхиленнями під час механічної обробки вони впливають на якість кінцевого виробу. Отже, для поліпшення якості виробів необхідно врахувати можливі відхилення на етапі створення 3Д-моделі заготовки вирощування. Оскільки відхилення в кристалічній структурі та мікроструктурі не впливають на геометричну точність деталі, то під час розрахунку припуску ними можна знехтувати. Шорсткість поверхні валика в різних роботах становить від 0,001 до 0,013 мм [15, 16]. Оскільки значення шорсткості значно менше за хвилястість, то ним також можна знехтувати під час розрахунку припуску на мех. обробку. Ключовими відхиленнями залишаються хвилястість, відхилення форми і відхилення положення.

Ці типові особливості геометрії WAAM деталей спричинені природою процесу дугового зварювання. Як і будь-який зварювальний процес WAAM характеризується великим тепловкладенням під час нанесення металу, що спричиняє великий градієнт температур і сприяє утворенню залишкових напружень і деформації форми виробів [17]. Також помітними є нерівномірні поверхні, викликані розтіканням розплавленого металу, окремими бризками та

краплями металу, нестабільністю дуги, термічними деформаціями та пов'язаними з процесом дефекти [15, 18]. Внаслідок цього знижується точність розмірів і геометрична складність деталей, що може вимагати додаткової механічної обробки для забезпечення відповідності проектним специфікаціям і стандартам якості [15, 18–20].

### 1.2.1 Деформації і залишкові напруження

Залишкові напруження є невід'ємною частиною WAAM. Механізм їх утворення і накопичення у вирощуваних деталях в основному пов'язаний з термічними циклами, характерними для процесу пошарового нанесення металу з прямим підведенням енергії (DED процеси). Типовими для процесу WAAM є напруження першого порядку, які є глобальними і виникають в результаті загального теплового розширення і стиснення вирощуваного об'єкту. Кожен новий шар металу локально нагрівається дугою до високої температури, що призводить до його розширення (збільшення об'єму). Розширення нового шару стримується попередніми шарами, які мають меншу температуру і менше теплове розширення. Таким чином створюються стискаючі напруження в новому шарі і розтягуючі напруження в попередніх шарах. Коли новий нанесений шар металу за рахунок конвекції і теплопровідності охолоджується, його об'єм зменшується. Однак скороченню цього шару чинять опір попередні шари, які все ще перебувають під розтягуючими напруженнями. Це створює розтягуючі напруження в новому шарі і стискаючі напруження в попередніх шарах. Таким чином, цикл нагрівання та охолодження створює температурний градієнт і термічну невідповідність між шарами, що повторюється з кожним нанесеним шаром і сприяє утворенню і накопиченню термічних напружень і пов'язаних з ними деформацій [21–26]. Основний вплив на напруження першого порядку мають геометрія вирощуваних деталей і схема їх закріплення [21, 22, 27, 28].

Також невід'ємними є напруження другого порядку, які є локальними і виникають внаслідок мікроструктурних змін та фазових перетворень металу під час

нагрівання та охолодження. Фазові перетворення (наприклад, від аустеніту до мартенситу) супроводжуються об'ємним розширенням або стисненням, що може генерувати внутрішні напруження в металі. Основний вплив на напруження другого порядку мають властивості матеріалу, технологічні параметри процесу і схема нанесення матеріалу [21, 22, 27, 29].

Обидва типи напружень можуть мати значний вплив на механічні характеристики (пластичність, межу міцності та втомну міцність), точність розмірів і тріщиностійкість деталей WAAM [21, 22, 26, 28, 30–32]. Зазвичай критичними є розтягуючі напруження, які при роботі деталі додаються до зовнішніх навантажень, що знижує міцність конструкції і сприяє поширенню тріщин.

Зі збільшенням кількості шарів розподіл напружень стає складнішим і залежить від температурного режиму, послідовності нанесення валиків та взаємодії між шарами [33]. Деформація, спричинена термічним напруженням, є основною технічною проблемою, яка може призвести до неприйнятних збільшень відхилень від номінальних розмірів [34]. В залежності від конфігурації та розміру вирощуваної деталі деформації можуть набути такої величини, що робот більше не зможе потрапити на наступний шар [35].

### 1.2.2 Нерівномірність поверхонь

Як і для будь-яких технологій пошарового виготовлення, для WAAM притаманна нерівномірність поверхонь у вигляді хвилястості. Але в той час, коли при механічній обробці фрезеруванням або при лазерному сплавленні порошку шорсткість поверхонь Ra складає відповідно 0,63...2,5 мкм і 16...18 мкм, то поверхні деталей вирощених за технологією WAAM можуть мати хвилястість поверхні від 0,15 до 1,0 мм [36, 37]. Підвищена хвилястість поверхні може впливати на аеродинамічні чи гідродинамічні характеристики, втомну міцність, корозійну стійкість та зносостійкість деталей [15, 18, 38]. Окрім того, на око спадає зниження естетичної привабливості таких деталей. Це відбивається на задоволеності

споживачів, що може знизити ринкову привабливість та конкурентоспроможність продукції [15, 18].

Основна причина високої хвилястості поверхонь WAAM деталей полягає в об'ємі металу, який одночасно розплавляється і наноситься на поверхню попереднього шару. За результатами різних досліджень середня товщина шару (висота валику) WAAM на основі GMAW знаходиться в діапазоні 0,85...2,50 мм [39, 40], а ширина одного валику може коливатись в межах 4,0...10,0 мм [41, 42]. В той же час ширина одного проходу лазера в процесі SLM знаходиться в межах 0,56...1,00 мм, а товщина шару зазвичай не перевищує 0,25 мм [43]. Таким чином, можна говорити про більшу дискретність геометрії WAAM деталей через більші розміри валиків.

В багатьох роботах було підтверджено, що ширина і висота валика залежать від ключових параметрів WAAM – WFS і TS [44, 45]. Така залежність є комплексною і регулює як продуктивність вирощування (наприклад, об'єм металу в одиницю часу або об'єм металу на одиницю довжини траєкторії), так і величину тепловкладення (наприклад, кількість енергії в одиницю часу або кількість енергії на одиницю довжини траєкторії). Відповідно до цього, разом з оптимізацією продуктивності вирощування для кожного окремого матеріалу і геометрії деталі шляхом регулювання WFS і TS важливим є контроль тепловкладення.

### 1.2.3 Методи боротьби з відхиленнями геометрії

Виходячи з попереднього аналізу можливості застосування і ефективність технології WAAM можуть бути збільшені, якщо зменшити відхилення геометрії та покращити стан поверхонь вирощуваних деталей. На теперішній час проведені дослідження на тему відхилень і дефектів геометрії можна розділити на:

- усунення або зменшення дефектів геометрії до їх виникнення в процесі вирощування, що потребує розуміння причин і механізмів виникнення цих дефектів;

- боротьба із вже утвореними дефектами, що найчастіше потребує застосування додаткових операцій обробки.

Оскільки WAAM є високоенергетичним процесом з потужним, але найменш концентрованим серед можливих джерелом тепла у вигляді електричної дуги, то одним із перших методів попередження утворення дефектів є оптимізація і контроль термічних процесів в процесі вирощування [46]. Сюди відноситься контроль тепловкладення, недостатня величина якого призводить до несплавлення сусідніх валиків, а завелика кількість теплової енергії провокує виникнення ефекту акумуляції тепла, спричиняє збільшення внутрішніх напружень і пов'язаних з ними деформацій деталей [47–51].

Шляхом оптимізації потужності дуги (регулювання WFS та напруги на дузі) і TS досягається зменшення величини тепловкладення на ділянках, які потребують стабільнішого формоутворення, або збільшення тепловкладення для кращого сплавлення валиків [47, 51, 52]. Для отримання рівномірного профілю валика по всій його довжині рекомендується використовувати менше співвідношення WFS/TS, чергувати напрямки нанесення матеріалу кожен наступний шар, а також регулювати співвідношення WFS/TS на різних ділянках і використовувати опцію заповнення кратера в кінці валика [53–56].

В той же час велике тепловкладення є причиною утворення залишкових напружень і деформацій, для зменшення яких в різних дослідженнях так само пропонується оптимізувати технологічні параметри процесу WAAM і стратегії вирощування [22, 27, 28, 57–59]. Застосування відповідної термічної обробки також допомагає зняти внутрішні напруження або зістарити матеріал, що також впливає на мікроструктуру і механічні властивості деталей [52, 59, 60]. В залежності від використовуваного матеріалу для часткового або повного усунення внутрішніх напружень застосовують відпуск, нормалізаційний та релаксаційний відпал. Ці процеси дозволяють залишковим напруженням перерозподілитися. Однак термічна і механічна постобробки віднімають додатковий час і ресурси, а також самі по собі можуть викликати деформації оброблюваних деталей, адже

вивільнення внутрішніх напружень часто супроводжується пластичною деформацією

Попередній нагрів підкладки або попереднього шару до відповідної температури може зменшити хвилястість поверхонь вирощуваної деталі, а також зменшити залишкові напруження і деформації [61]. Ширина валику, нанесеного у першому шарі є меншою через швидкий відвід тепла до підкладки, тому її попередній нагрів до 300...400°C значно зменшує хвилястість поверхонь на початкових етапах вирощування завдяки підвищенню змочуваності і зменшенню в'язкості металу, що робить валик ширшим і нижчим [62–65].

Багато досліджень звертають увагу на співвідношення тепловкладення-тепловідведення, яке змінюється в процесі вирощування через зміну площі поверхні деталі, що сприяє прискоренню конвекції, але в той же час збільшується об'єм металу і, як наслідок його теплоємність. Погіршується відведення тепла шляхом теплопередачі через постійну площу контакту вирощуваної деталі з підкладкою при поступовому збільшенні теплоємності деталі. Коли вхідне тепло від електричної дуги перевищує сукупне вихідне тепло від всіх механізмів охолодження (теплопровідності, конвекції і випромінювання) виникає ефект акумуляції або накопичення тепла. Впродовж вирощування з кожним наступним шаром це призводить до безперервного підвищення температури нанесеного матеріалу і підкладки. Багатьма дослідженнями підтверджено, що акумуляція тепла впливає на стабільність процесу вирощування, геометричну точність деталей, мікроструктуру та механічні властивості матеріалу [66, 67].

Зменшення впливу ефекту акумуляції тепла на геометрію вирощуваної деталі та на стабільність нанесення матеріалу полягає в підтриманні оптимальної міжпрохідної температури [68]. Дослідження [69] показало, що контроль міжпрохідної температури може призвести до більш стабільної та повторюваної форми валиків, навіть при зміні умов теплопередачі в процесі вирощування. Згідно з дослідженням вища температура між проходами призводить до збільшення хвилястості поверхні, тоді як нижча температура між проходами призводить до зниження продуктивності через довший час витримки між послідовними шарами.

В роботі Xiong et al. [70] говориться, що збільшення WFS і міжпрохідної температури збільшує нерівності поверхні, а збільшення TS покращує якість поверхні. В той же час високі значення TS ( $>0,42$  м/хв) погіршують якість поверхні через нестабільність дуги. Нижчі значення WFS в комбінації з нижчими значеннями TS можуть покращити якість поверхні. Крім цього, в роботі підтверджується, що температура між шарами металу має вплив на якість поверхні та стабільність геометрії валиків. На основі цього можна зробити висновок, що не змінюючи основних параметрів процесу вирощування, а лише знизивши температуру між шарами можна суттєво покращити якість поверхні.

Регулювання швидкості охолодження через конвекцію і теплопровідність змінює кінетику фазових перетворень і сприяє вивільненню або накопиченню залишкових напружень. Умови охолодження можна регулювати для прискорення фазових перетворень і релаксації напружень, використовуючи нижчу температуру навколишнього середовища, вищу швидкість охолодження і відповідну термообробку після вирощування. Проведені дослідження з використанням активного охолодження шляхом водяного розпилення вказують на можливість зменшення залишкових напружень на 40% [21].

Таким чином, активне охолодження є дієвим методом контролю температури металу і швидкості охолодження між окремими шарами або проходами, який прискорює процеси теплопровідності і конвекції із застосуванням води, повітря або рідкого азоту для зниження температури між проходами перед нанесенням наступних шарів [57, 66, 71–74].

Показовою в цьому напрямку досліджень є робота [66], яка демонструє метод часткового занурення деталі у воду в процесі вирощування. Висока потужність тепловідводу цього методу здатна підтримувати міжпрохідну температуру у визначених межах протягом усього часу нанесення матеріалу, незалежно від висоти деталі. Перш за все це дає змогу отримувати стабільні майже незмінні розміри валиків по всій висоті деталі, тобто ефект акумуляції тепла відсутній. Серед недоліків методу варто відмітити обмеження в свободі маніпуляцій вирощуваною деталлю і потребу в спеціальній камері для утримування рідини.

#### 1.2.4 Два підходи застосування WAAM на основі особливостей геометрії

Виходячи з особливостей геометрії, точності та якості поверхонь WAAM деталей можна виділити два загальні підходи до застосування технології WAAM при виробництві металевих об'єктів. Перший підхід полягає у застосуванні WAAM як додаткової операції для виробництва заготовок. В такому випадку за основу для вирощування беруться 3D моделі вже розроблених деталей (з існуючої номенклатури). На етапі розробки технології вирощування до існуючих моделей додається припуск для механічної обробки з врахуванням можливих деформацій вирощуваних деталей. Після механічної обробки вирощеної заготовки отримується така ж сама деталь, як і раніше, але при цьому видаляється менша кількість матеріалу, ніж при обробці традиційної заготовки. При такому застосуванні WAAM типовий виробничий процес має етап підготовки підкладки, вирощування заготовки, відділення деталі від підкладки і її повну механічну обробку, а також подальші виробничі операції збирання, зварювання та ін. Таким чином, замінюючи традиційні литі заготовки, прокат або поковки новими вирощеними заготовками з близькою до кінцевої деталі формою, компаніям вдається заощаджувати кошти скорочуючи витрати дорогих матеріалів та час на обробку, але при цьому зберігається традиційний підхід до дизайну деталей. На сьогодні такий підхід застосування WAAM найбільш розповсюджений в Україні в авіа-космічній галузі.

Другий підхід застосування технології WAAM полягає у вирощуванні готових або напівготових до застосування деталей, які після мінімальної обробки можуть бути використані як компоненти збірки або як самостійні робочі деталі. Такий підхід передбачає ширше застосування можливостей АВ, вирощування на підготовлених елементах, скорочення кількості деталей конструкції, що потенційно знижує час виробництва та вагу конструкції, а також збільшує її міцність шляхом зменшення кількості з'єднань. Крім того, вибіркова механічна обробка замість повної дозволяє додатково пришвидшити і спростити виробництво.

Такий підхід використовує компанія Relativity Space при виробництві корпусних і не тільки елементів космічних ракет-носіїв, які не обробляються механічним шляхом через їх вкрай великі розміри. Враховуючи це дизайн елементів розроблено таким чином, щоб нівелювати вплив нерівномірності поверхонь вирощених деталей на їх експлуатаційні властивості.

В роботі Dissanayake та ін. [75] було проведено моделювання поведінки вирощених з'єднувальних елементів для модульних будівель (рисунок 1.1) без механічної обробки та з обробкою під дією статичного навантаження, яке показало, що для отримання результатів міцності, аналогічних зварній конструкції і компенсації зниження механічних властивостей, викликаних анізотропією властивостей через хвилястість поверхні та характерну мікроструктуру, товщина стінок досліджуваного зразка має бути збільшена на 50%. Дослідження дає зрозуміти про значний вплив якості поверхонь і мікроструктури необроблених деталей на механічні властивості, але окремий вплив нерівномірності поверхонь в цій роботі не досліджено.

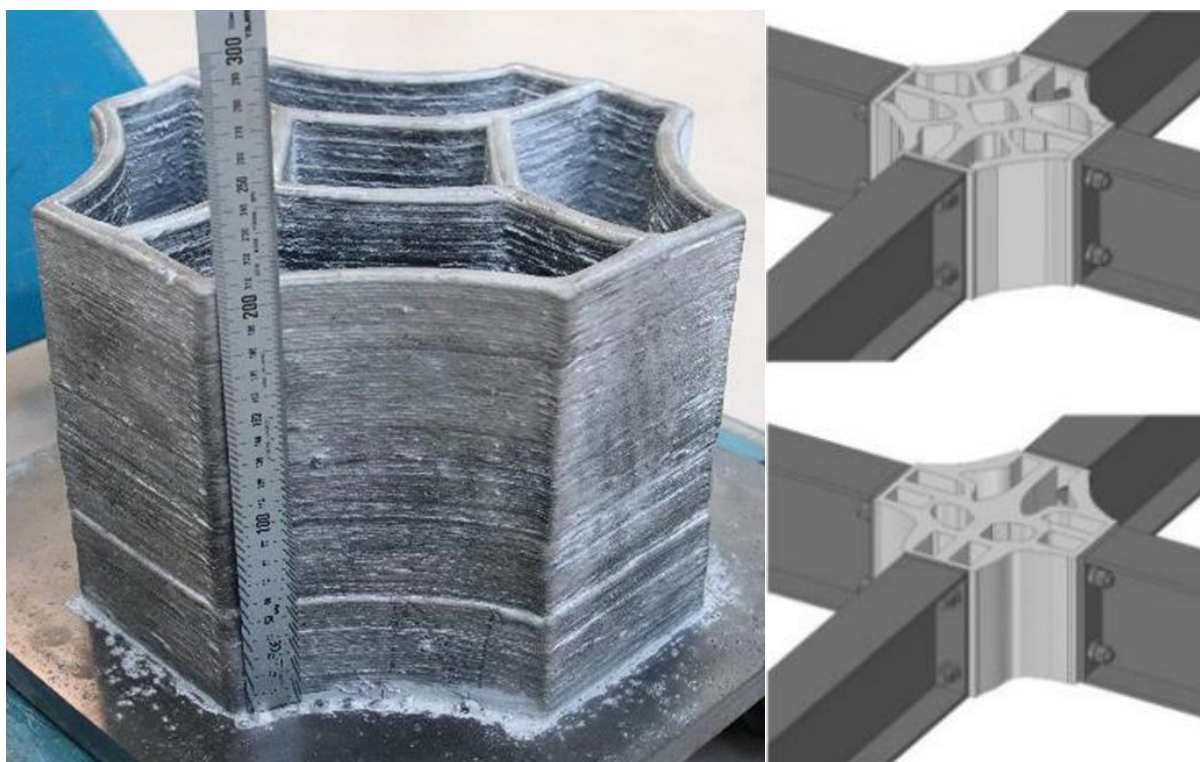


Рисунок 1.1 - Вузол для з'єднання чотирьох елементів сталевих балок [75]

Використання АТ в сучасному виробництві продиктоване необхідністю пришвидшення та здешевлення виробництва індивідуальних металевих деталей. Процес нанесення матеріалу і постобробка є найбільш витратними за часом етапами виробництва, які залежать від об'єму вирощуваної деталі і технологічних параметрів процесу, які можна охарактеризувати продуктивністю вирощування [76]. Згідно роботи [77] вартість вирощування і постобробки складає близько 29% і 20% відповідно від вартості кінцевого продукту. Така різниця обумовлена саме більшою кількістю часу, необхідного для WAAM. Оскільки час виробництва деталі є одним з основних факторів, що формує собівартість вирощеної деталі, то скорочення часу виробництва має позитивно вплинути на вартість кінцевого продукту. Разом з можливістю створення унікального дизайну це також позитивно відображається на екологічності виробництва внаслідок зменшення кількості відходів [8, 78].

Також в різних роботах зазначається, що особливості геометрії поверхонь WAAM деталей ускладнює обробку різанням. Нерівномірність поверхонь призводить до модуляції (періодичної зміни) сил різання, що викликає автоколивання, які мають негативний вплив на стійкість ріжучого інструменту, продуктивність обробки і розмірну точність [79]. Крім того, нерівномірність поверхонь підвищує сили різання та енергоспоживання, що може скоротити термін служби інструменту та збільшити вартість обробки, а підвищена вібрація та шум можуть погіршити стабільність обробки та комфорт оператора [79–81]. Зменшення обсягів механічної обробки може покращити екологічність виробництва шляхом економії енергії та зменшення викидів парникових газів за рахунок використання меншої кількості електроенергії для верстата [81–84]. За рахунок оптимізації деталей для WAAM суттєвий ефект матиме мінімізація відходів матеріалу. Таким чином скоротиться об'єм переробки матеріалу або його утилізації, а також знизиться вплив утворюваного металевого і абразивного пилу на здоров'я людини і навколишнє середовище. Супутнім ефектом є зменшення використання шкідливих мастильно-охолоджувальних рідин, які можуть забруднювати повітря, воду та ґрунт.

Таким чином, оптимізація технологічних параметрів процесу WAAM і зменшення потреби в механічній обробці є ключем до скорочення виробничого циклу, зменшення кількості операцій, покращення ефективності використання матеріалів і зниження кінцевої вартості вирощених деталей.

### 1.3 Зв'язок експлуатаційних і механічних властивостей деталей з нерівномірністю бокових поверхонь

WAAM на основі GMAW забезпечує підвищену ефективність 3D-друку [71, 85], але має такий недолік, як зниження точності та низька якість поверхні [86]. Надруковані деталі зазвичай потребують додаткової механічної обробки, тому мінімізація постобробки має вирішальне значення для скорочення часу виробництва і спрощення виробничого ланцюга [87, 88].

Не дивлячись на окремі успіхи в одиничних проектах та незважаючи на захоплюючу перспективу широкого застосування WAAM в цивільному та промисловому будівництві, в машинобудуванні та інших галузях в першу чергу потрібно розглянути комплекс складових, які тим чи іншим чином впливають на можливість реалізації складного дизайну зі зменшенням постобробки.

Оптимізація топології деталей, застосування генеративного дизайну з метою зниження ваги конструкції (а отже і кількості використовуваних матеріалів) потребує достатньо великої точності відтворення складної геометрії і є дуже чутливим до відхилень в виробництві. Відхилення в формі або товщині стінки елементів змінюють розподіл сил, що діють на конструкцію, а отже розрахована та підтверджена комп'ютерною симуляцією геометрія деталі в реальності буде працювати не правильно.

Перш ніж частково або повністю відмовитись від постобробки різанням вирощених деталей потрібно визначити як нерівномірності геометрії поверхонь обмежують використання технології WAAM і як ці особливості впливають на експлуатаційні і механічні властивості необроблених деталей. Характерні геометричні особливості деталей WAAM у вигляді хвилястості поверхонь,

утвореної внаслідок пошарового наплавлення і кристалізації металу, а також дефекти нанесення металу (різний кут змочування валиків, стікання металу, перетини валиків та ін.) потенційно мають вплив на механічні властивості деталей, тому мають бути враховані в аналізі та дизайні конструкцій [89, 90]. Оскільки механічна обробка вносить додаткові витрати і генерує відходи матеріалів, то деякими дослідниками було вивчено можливість використання деталей WAAM без механічної обробки [91]. Однак нерівномірності необроблених поверхонь можуть бути концентраторами напружень, що має бути враховано при розрахунку навантажень деталей, особливо схильних до втомного руйнування [92].

Вирощені деталі мають анізотропію механічних властивостей через нерівності на поверхні, що призводить до зниження механічних властивостей при навантаженні впоперек поздовжніх шарів [93–95]. Крім того, хвилястість і пов'язані з нею дефекти утворюють концентратори напружень, що може мати вирішальне значення для елементів, які функціонують під впливом змінних навантажень і є вразливими до тріщиноутворення [2, 80, 92]. Наприклад, при розтягуванні і стисканні таких зразків із нержавіючої сталі впоперек накладених шарів спостерігаються менші на 10% умовна границя плинності  $\sigma_{0,2}$  і межа міцності, а також до 20% менший модуль Юнга в порівнянні з показниками для зразків з навантаженням вздовж шарів [93–95]. В той же час оброблені зразки при навантаженні впоперек нанесених шарів демонструють менші на 5% межу міцності і пластичність відносно зразків, навантажених паралельно до шарів [95–97]. Таким чином, окрім типової анізотропії властивостей через мікроструктуру матеріалу на механічні властивості зразків при навантаженні в різних напрямках впливають нерівномірності поверхонь, які утворюють різну ефективну площу перерізу в поздовжньому і поперечному напрямках до наплавлених шарів [95, 98]. Ефективна площа перерізу або ефективна ширина стінки (EWW) представляє собою розмір перерізу стінки, який можна ефективно використовувати після механічної обробки повної ширини стінки (TWW) [99]. TWW є сумою EWW, хвилястості поверхонь з двох сторін і додаткового припуску на механічну обробку, якщо вона передбачається.

В інших роботах так само було досліджено механічні властивості оброблених і необроблених зразків із нержавіючої сталі ER308LSi. В поздовжньому напрямку обидва типи зразків показують близькі результати, тобто нерівномірності поверхонь істотно не впливають на механічні властивості при однаковій EWW. Натомість в поперечному до шарів напрямку границя плинності та відносне подовження необроблених зразків нижче майже на 10 та 20% відповідно, ніж у оброблених зразків з еквівалентною ефективною товщиною [100, 101]. Таке погіршення властивостей можна пояснити впливом концентраторів напружень, утворених нерівномірностями поверхонь. Вони є критичними для деталей, працюючих при знакозмінних навантаженнях і схильних до утворення тріщин [2, 45, 92].

У підсумку можна стверджувати, що неточність при нанесенні металу може мати значний вплив на властивості та експлуатаційні характеристики деталей, виготовлених методом WAAM. Неправильне положення наплавленого шару може призвести до таких дефектів, як відсутність сплавлення та пористість, що може підвищити схильність матеріалу до руйнування.

#### 1.4 Точність позиціонування дроту як запорука стабільності і передбачуваності процесу 3Д-друку

Існуючі дослідження демонструють ступінь впливу нерівномірностей геометрії вирощених деталей, на їх механічні та експлуатаційні властивості. Як показує аналіз досліджень в пп. 1.3 невід’ємна частина адитивних пошарових процесів у вигляді хвилястості поверхонь є одним з факторів погіршення механічних властивостей, серед яких зниження межі міцності та відносного подовження, а також погіршення витривалості деталей. Встановлені залежності та зв’язки дозволяють в певній мірі контролювати і передбачати характерні особливості геометрії та компенсувати їх вплив на кінцеву деталь. При зменшенні об’єму механічної обробки важливо забезпечити максимально можливу точність і повторюваність нанесення матеріалу.

Характерна підвищена хвилястість поверхонь WAAM деталей – це не завжди проблема. Коли хвилястість є передбачуваною її вплив на механічні та експлуатаційні властивості може бути врахований при проектуванні та виготовленні деталей, а інколи навіть і перетворено на перевагу як спеціальні особливості поверхонь. Ключовими є саме рівномірність та передбачуваність геометрії поверхонь. В той же час непередбачувані дефекти геометрії складно врахувати в дизайні деталей. Непередбачувана нерівномірність поверхонь може спричинити небажані відхилення геометрії вирощуваних виробів, утворення концентраторів напружень і, як наслідок, погіршення механічних властивостей деталей. Крім того, внаслідок виникнення непередбачуваних нерівномірностей поверхонь можуть постраждати експлуатаційні властивості (погіршення аеродинаміки і гідродинаміки) і корозійна стійкість. Тож при зменшені об'єму механічної обробки важливо забезпечити максимально можливу точність і повторюваність нанесення матеріалу.

#### 1.4.1 Точність позиціонування інструменту

Адитивне виробництво і виробництво з використанням числового програмного керування (ЧПК) загалом дуже сильно покладаються на цифрові моделі деталей і обладнання. Цифрова модель або кінематична модель робота – це математичне представлення, яке описує рух робота без урахування сил, що викликають цей рух. Вона фокусується на взаємозв'язку між параметрами з'єднань (наприклад, кутами для обертальних з'єднань робота з послідовно розташованими ланками і довжиною його ланок) і положенням та орієнтацією робота або його інструменту в просторі. Кінематична модель робота і периферійних приладів (поворотних столів, позиціонерів, треків, інструменту тощо) є ключовою частиною так званого цифрового двійника обладнання, яке є основою для побудови траєкторії вирощування в САМ програмах.

Прямо пов'язаним із непередбачуваною (нетиповою) нерівномірністю поверхонь є позиціонування інструменту, що визначає точність нанесення

матеріалу. Саме на етапі трансформації траєкторії вирощування з САМ програми у виконавчу програму промислового робота може утворюватися похибка позиціонування інструменту. Трансформація полягає у розрахунку оберненої задачі кінематики.

Обернена задача кінематики для 6-осьового послідовного робота полягає у визначенні параметрів з'єднань (кутів і переміщень), які забезпечують бажане положення і орієнтацію інструменту робота в декартовому просторі. Для вирішення цієї задачі можна використовувати різні методи, включаючи аналітичні підходи, чисельні методи та методи оптимізації [102–104]. Кожен метод має свої переваги і обирається виходячи з конкретних вимог застосування і конструкції робота.

Обернена кінематика для конкретної моделі робота включає набір рівнянь, які враховують унікальну геометрію робота, ліміти з'єднань ланок і механічні обмеження [105]. Ці рівняння зазвичай виводяться за допомогою параметрів Денавіта-Гартенберга (ДГ), які визначають взаємозв'язок між сусідніми ланками в руці робота [106]. Кожна ланка робота пов'язана з чотирма параметрами ДГ, а саме кут з'єднання  $\theta$ , зсув ланки  $d$ , довжина ланки  $a$  і скручування ланки  $\alpha$ . Ці параметри використовуються для створення матриць перетворень між ланками. Використовуючи параметри ДГ створюється серія матриць трансформації, які описують положення і орієнтацію кожної ланки відносно попередньої [105–107]:

$$T_i = \begin{bmatrix} \cos(\theta_i) & -\sin(\theta_i) \cos(\alpha_i) & \sin(\theta_i) \sin(\alpha_i) & a_i \cos(\theta_i) \\ \sin(\theta_i) & \cos(\theta_i) \cos(\alpha_i) & -\cos(\theta_i) \sin(\alpha_i) & a_i \sin(\theta_i) \\ 0 & \sin(\alpha_i) & \cos(\alpha_i) & d_i \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (1.1)$$

Перемноженням окремих матриць перетворень отримується єдина матриця, яка відображає перетворення від бази робота до його інструменту:

$$T = T_1 \cdot T_2 \cdot T_3 \cdot T_4 \cdot T_5 \cdot T_6. \quad (1.2)$$

Розв'язання отриманого матричного рівняння для кутів положення ланок дозволить розташувати інструмент у потрібному місці та в потрібній орієнтації. Зазвичай для цього ізолюється кожен кут з'єднання і послідовно розв'язується рівняння.

Якщо параметри ДГ визначені неправильно, то невідповідність між параметрами кінематичної моделі і дійсними геометричними і функціональними параметрами обладнання спричиняє похибку в розрахунках положень і рухів робота, яка призводить до відхилення положення інструменту від передбаченого в попередньо створеній симуляції. Таким чином, неточне положення інструменту спричиняє утворення дефектів геометрії деталі, порушення її форми чи розмірів.

У контексті кінематики робота потрібно виділити такий параметр, як центральна точка інструменту (Tool Center Point або TCP). Це визначена точка кінематичної моделі робота, відносно якої будуються його рухи, встановлюється положення окремих ланок і розраховується швидкість переміщення інструменту. При створенні програми вирощування рухи робота будуються таким чином, що саме TCP в кожен момент часу знаходиться в кожній точці траєкторії нанесення матеріалу з визначеною орієнтацією і саме для координат TCP розраховується обернена задача кінематики.

TCP є частиною останньої ланки робота і визначає її параметри ДГ. Зазвичай за замовчуванням ця точка розташована в площині фланця останньої ланки робота. При встановленні будь-якого інструменту з метою забезпечення максимальної відповідності і точності рухів для кожної роботизованої комірки проводиться калібрування робота, яке дозволяє відкоригувати кінематичну модель і встановити положення системи координат інструменту (рисунок 1.2). Відповідність TCP робота геометрії інструмента має вирішальне значення для офлайн програмування, коли для побудови траєкторії вирощування використовується САМ програмне забезпечення [108].

Положення TCP і системи координат інструменту визначається формою і функціоналом інструменту. У WAAM на основі GMAW робочим інструментом є зварювальний пальник, який закріплено на фланці останньої ланки робота.

Основними функціями пальника є підведення енергії від джерела живлення до місця нанесення матеріалу і скеровування присадного дроту в місце нанесення матеріалу.

Особливістю GMAW пальника є те, що основний присадний матеріал у вигляді металевого дроту також є електродом, між яким та деталлю горить електрична дуга. Це означає, що він одночасно є єдиним джерелом присадного матеріалу, а також скеровує електричну дугу в визначене траєкторією вирощування місце. Точність позиціонування дроту відповідно до траєкторії вирощування є важливим фактором, від якого прямо залежить точність вирощеного об'єкту. Таким чином, присадний дріт можна вважати частиною інструменту, а не незалежним джерелом матеріалу для вирощування. З урахуванням зазначених функціональних особливостей пальника ТСП розташовують на осі подачі присадного дроту для визначеної величини його вильоту CTWD (рисунок 1.2).

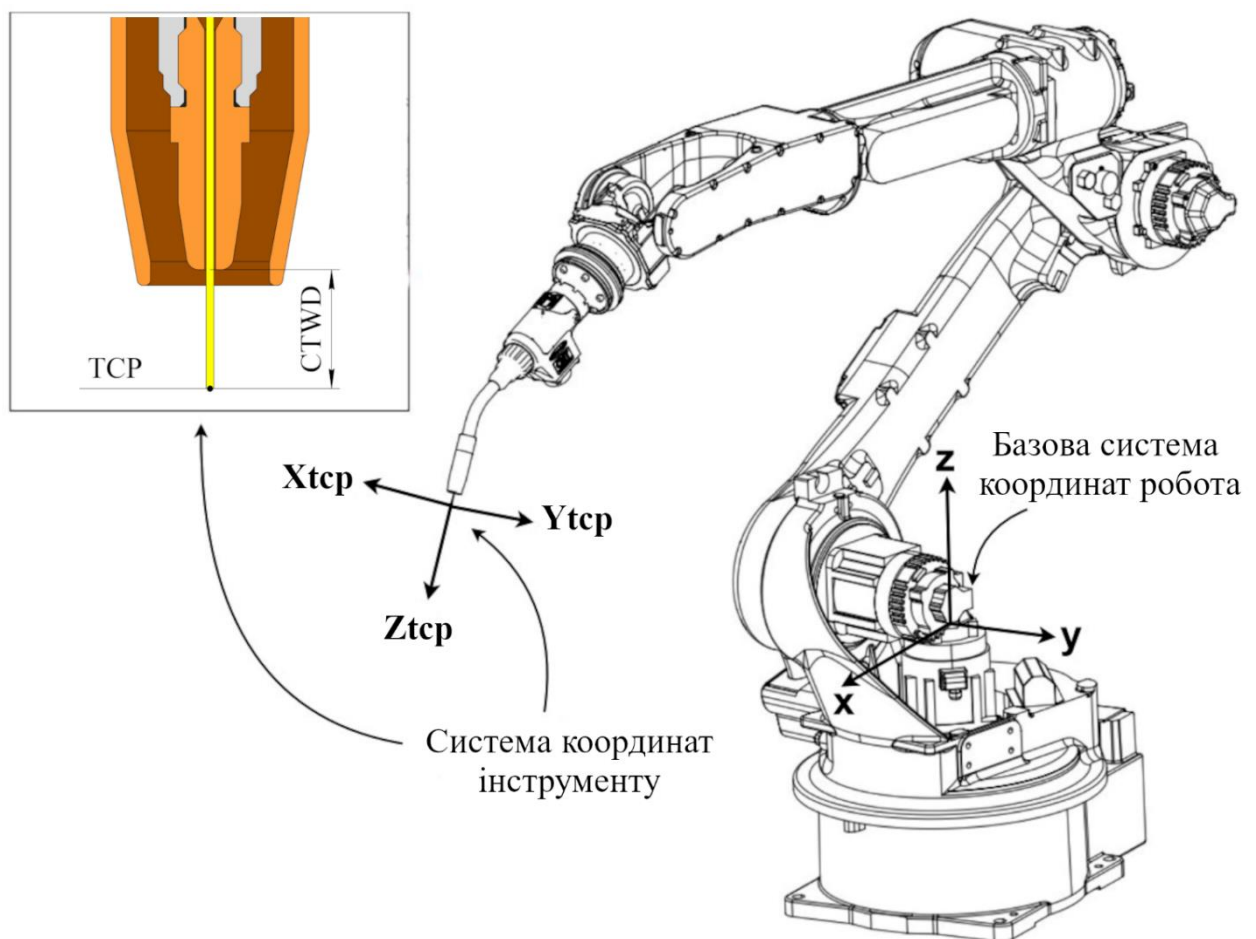


Рисунок 1.2 – Система координат інструменту на кінці пальника [109]

Оскільки інструмент не має зворотного зв'язку з обладнанням, то зміна геометричних параметрів інструменту при вирощуванні відбивається як на самому процесі, так і на вирощуваному об'єкті. Флуктуації присадного дроту, що викликані кривизною самого дроту та зносом зношуваних частин зварювального пальника, збільшують хвилястість поверхонь деталей і викликають окремі дефекти їх геометрії. Це пов'язано з тим, що при відхиленні положення присадного дроту від ТСП дійсне місце нанесення металу буде відрізнятися від встановленого у САМ програмі на величину відхилення положення. В такому випадку гарантовано порушується форма деталі, розташування окремих елементів і утворюються аномальні (або нетипові) нерівномірності поверхонь. Відхилення присадного дроту від ТСП є особливо критичним при вирощуванні структур середньої та великої складності (складні просторові форми) і є однією з причин низької точності вирощених об'єктів відносно інших адитивних технологій з металевим присадним матеріалом [110, 111]. Крім того, періодичне відхилення присадного дроту від його номінального положення призводить до порушення стабільності підпалювання і горіння електричної дуги, що значно погіршує ступінь автоматизації WAAM [111].

#### 1.4.2 Утворення нетипової нерівномірності поверхонь WAAM деталей

Однією з основних причин утворення нетипових нерівностей поверхні деталей WAAM на основі GMAW є відхилення присадного дроту від ТСП (рисунок 1.3, а). ТСП є важливим компонентом кінематики робота, який визначає рухи робота вздовж сформованої траєкторії наплавлення. Цифрова модель зварювального робота передбачає, що точка, в яку спрямовано присадний дріт, відповідає положенню ТСП і є постійною відносно інструменту (рисунок 1.3, б). Будь-яке відхилення присадного дроту від ТСП призводить до того, що точка наплавлення відхиляється від заданої траєкторії, слідуючи за дротом. Цей фактор робить значний внесок у відносно низьку точність вирощуваної геометрії [110, 111]. Позиціонування присадного дроту залежить від величини його вигину і величини зносу контактного наконечника. Контактний наконечник є важливою

частиною зварювального ланцюга, що передає зварювальний струм на присадний дріт і спрямовує його в зону наплавлення (рисунок 1.4, а).

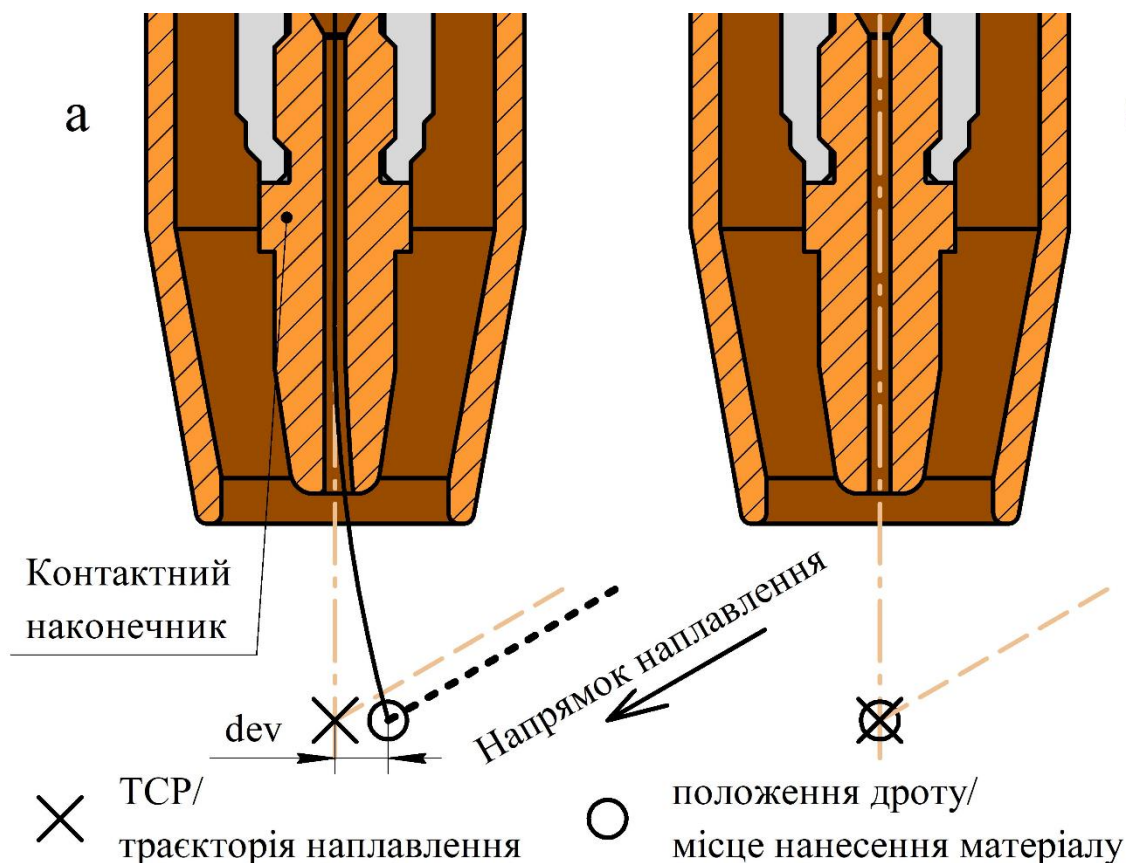


Рисунок 1.3 – Схема відхилення присадного дроту від ТСП

У міру зношування контактного наконечника його внутрішній канал змінює форму, що призводить до відхилення кінця дроту від ТСП і, відповідно, від траєкторії 3D-друку або зварювання. Поступове спотворення форми деталі, що друкується, відбувається зі збільшенням зносу контактного наконечника (рисунок 1.4, б). В процесі вирощування або зварювання може виникнути необхідність заміни зношеного наконечника на новий. Зазвичай передумовами для заміни контактного наконечника є нестабільність процесу нанесення матеріалу, утворення бризок та надмірне відхилення присадного дроту від ТСП. В зношеному наконечнику присадний дріт має більшу схильність до бовтання, внаслідок чого в зоні великого електричного опору дріт приварюється до наконечника і виводить його з ладу. Після заміни зношеного контактного наконечника на новий,

положення дроту повертається до початкового положення відносно ТСР. Отже, наступний шар після заміни буде зміщений відносно попереднього на величину, близьку до відхилення дроту (рисунок 1.4, в). Таким чином, відносна зміна положення дроту буде постійно супроводжувати процес вирощування, викликаючи відхилення геометричних параметрів деталей від визначеного допустимого діапазону.

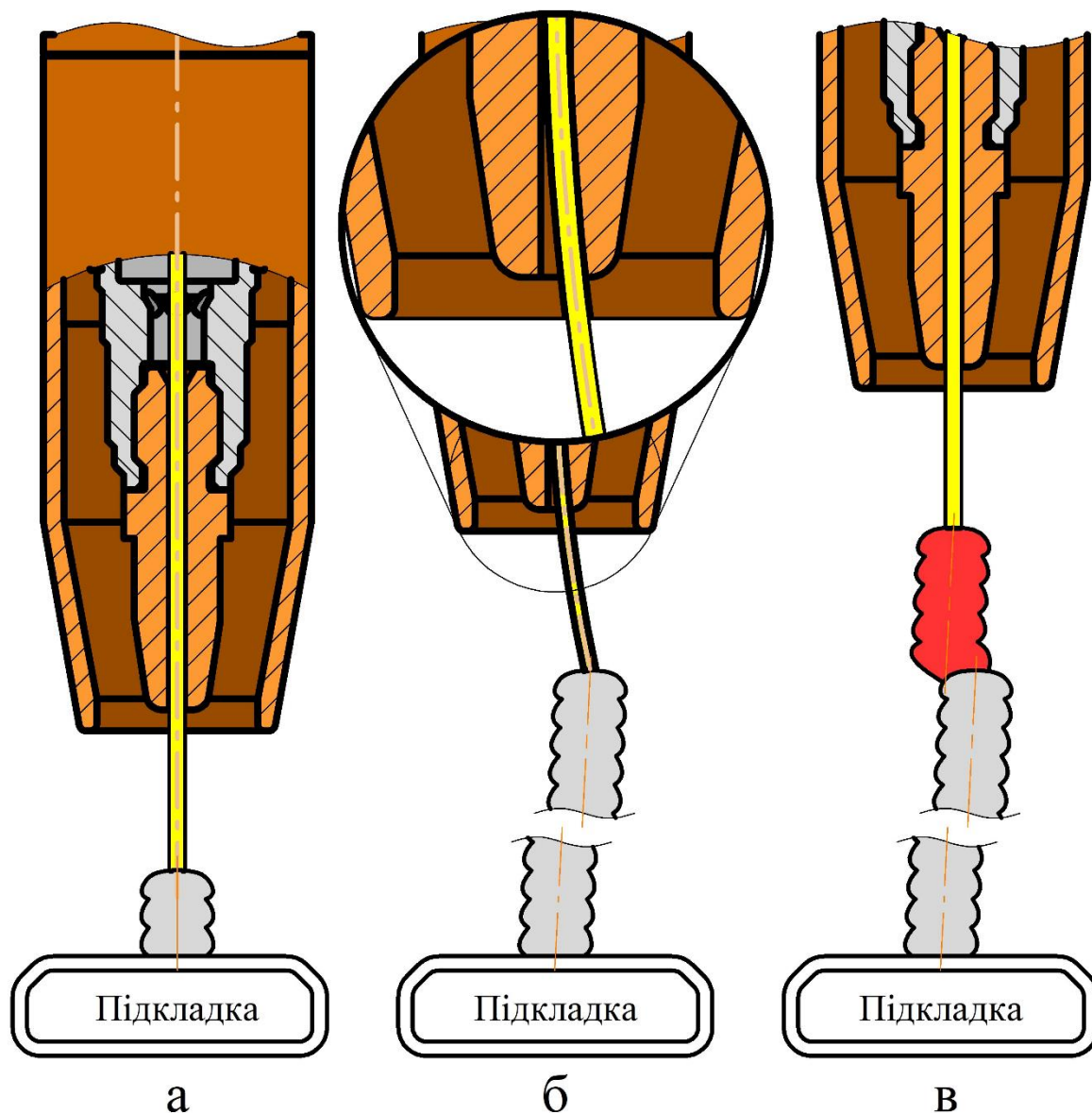


Рисунок 1.4 - Схематичне зображення відхилення присадного дроту від початкового положення [2]

Ефект спотворення форми і зміщення шарів помітний на відносно об'ємних деталях вагою від 5...10 кг. Приклад дефекту зміщення шарів показаний на рисунку 1.5. Пауза для заміни контактного наконечника в цьому прикладі не перевищувала часу охолодження між шарами. Міжпрохідна температура залишалася на рівні 100...120°C, тому можна зробити висновок, що зміна міжпрохідної температури не вплинула на формування дефекту зсуву.



Рисунок 1.5 – Дефект зсуву геометрії вирощуваної деталі після заміни контактного наконечника

Hitoshi Matsui і Taiji Hattori зазначають, що при наявності мідного покриття на дроті швидкість зношування наконечника менша, ніж при його відсутності [112]. Також було визначено, що зношування особливо посилюється під час запалювання дуги, коли великий струм тече тимчасово нерухомим зварювальним дротом. Саме тому знос є більш помітним, коли зварювання виконується великою кількістю коротких відрізків замість безперервного зварювання. Запропоноване ними рішення передбачає зменшення часу протікання стартового струму, а також застосування контактних наконечників із Cu–Ni сплаву, який має низьку термоелектрорушійну силу на сталь при високих температурах, тобто в точці електричного живлення відбувається концентроване охолодження через ефект Пельтьє.

Інший підхід до роботи з відхиленням дроту було застосовано Qiang Zhan та ін. З метою отримання високоякісних вирощених деталей було розроблено метод онлайн моніторингу і коригування відхилення дроту з використанням зварювальної відеокамери [113]. Згідно запропонованого методу зображення присадного дроту обробляється із застосуванням розробленого алгоритму, виокремлення обрисів присадного дроту і визначення кута його відхилення. Серед недоліків методу можна відзначити використання дороговартісної камери, яка також обмежує мобільність рухів робота і значно збільшує розміри його інструмента. Також особливістю є відстеження положення дроту лише в одній площині, а механізм коригування його положення не може бути застосовано до GMAW. Подача присадного дроту в WAAM на основі GTAW є незалежною від джерела енергії, в той час, як у WAAM на основі GMAW дріт є частиною електричного ланцюга джерела енергії і потребує іншого механізму коригування.

Одна із робіт демонструє дослідження зносостійкості контактних наконечників, в якому стверджується, що зниження сили тертя може сприяти подовженню терміну життя контактного наконечника [114]. Зниження тертя було реалізовано шляхом обертання наконечника в процесі подачі дроту. За рахунок зміни співвідношення сил тертя в осьовому і тангенціальному напрямках, було дещо зменшено інтенсивність зношування. Недолік запропонованого методу

полягає в тому, що його було реалізовано в лабораторних умовах, в той час, як його практична реалізація значно ускладнюється і обмежується конструктивними особливостями GMAW пальника.

#### 1.4.2.1 Аналіз причин відхилення присадного дроту від ТСП

Згідно попереднього аналізу, характерний вигин присадного дроту утворюється через внутрішні напруження, що виникають під час виробництва в процесі волочіння та намотування дроту на котушки [115]. При ручному зварюванні вигин дроту не викликає проблем, оскільки зварювальник використовує фактичне положення дроту, має візуальний зворотній зв'язок з положенням дроту і не прив'язаний ні до яких систем координат. Натомість при роботизованому зварюванні і WAAM робот виконує переміщення по заздалегідь підготовленій траєкторії з використанням встановлених параметрів ТСП, а не дійсне положення дроту. Саме тому відхилення присадного дроту від ТСП є однією з причин відмінності фактичного положення нанесеного валику від того, що передбачено у CAD/CAM програмному забезпеченні.

Деякі з існуючих методів калібрування роботів потенційно можуть враховувати кривизну присадного дроту. Окрім стандартного ручного п'ятиточкового методу калібрування ТСП існують методи, що використовують лазерні датчики [116], автоматичні контактні методи [117, 118], а також оптичні методи [119, 120]. Окремі методи мають переваги у вигляді точності калібрування з похибкою до 0,5 мм і ступеню автоматизації та недоліки через необхідність додаткового обладнання і складності алгоритму. Крім цього, оптичні методи дають можливість проводити калібрування не зі спеціальними калібрувальними наконечниками чи щупами, а з встановленим присадним дротом з його фактичним вигином. Не дивлячись на вказані можливості, ці методи вирішують проблему калібрування лише для статичного положення присадного дроту, однак в масштабі всього процесу вирощування можна вважати, що положення присадного дроту динамічно змінюється.

Динамічне або непостійне положення присадного дроту відносно зварювального пальника і ТСП впродовж тривалого процесу WAAM пов'язане зі зносом інструменту, що постійно супроводжує процес вирощування. Знос робочого інструменту є природним і невідворотним процесом, який визначається механізмом взаємодії елементів пальника з присадним дротом.

Основним зношуваним елементом пальника є контактний наконечник, який є складовою частиною зварювального контуру і слугує для передачі електричного струму до присадного дроту і його спрямовування в зону наплавлення. Зазвичай контактний наконечник має форму тіла обертання з мідного сплаву довжиною 15...30 мм і діаметром до 15 мм, а наскрізний циліндричний канал призначений для спрямування крізь нього присадного дроту. Мідні сплави E-Cu і CuCrZr є найбільш поширеними матеріалами для виготовлення зварювальних наконечників через їх високу електро- і теплопровідність, а також низький контактний опір. Однак вони можуть страждати від окислення, корозії та зношування внаслідок тертя при взаємодії з більш твердими матеріалами [121].

Присадний дріт в процесі наплавлення постійно рухається в одному напрямку для підтримання горіння електричної дуги і подачі матеріалу до ванни розплавленого металу. Через постійний рух дроту зі швидкістю 3...15 м/хв відбувається механічне зношування, при якому контактний наконечник з меншою твердістю (твердість наконечника зі сплаву CuCrZr за різними даними становить 155HV [122], 150HV10 [123]) взаємодіє з більш твердим дротом (твердість Inconel 718 в межах 250...300 HV [124]; низьковуглецевого дроту G3Si1 в межах 140...170 HV [125–127]). Взаємодію наконечника і дроту можна описати як ковзний електричний контакт, який передбачає, що електричний струм протікає через поверхню каналу наконечника до поверхні присадного дроту, що ковзають одна відносно другої без участі мастила.

Зношування наконечника відбувається в умовах зовнішнього сухого тертя ковзання пари метал наконечника-метал присадного дроту [112, 114, 128]. Тертя відбувається між самим наконечником і дротом, що подається в зону зварювання зі швидкістю від 2 до 15 м/хв. Загалом, при такому типі контакту і при типових

технологічних параметрах зварювання із WFS 5-15 м/хв, напругою 20-25 В і силою струму 150-200 А, загальний знос наконечника може бути результатом комбінації механічного і електричного зношування [129].

Згідно з попередніми дослідженнями механічне зношування контактного наконечника може бути класифіковане на абразивне, корозійне і адгезійне, яке іноді ще називають галлінг [130–132].

Також в деяких роботах стверджується, що механізм зносу контактного наконечника характеризується не тільки тертям при високій температурі, але й утворенням розплавленого містка між поверхнями наконечника та дроту. Було визначено, що ковзний контакт між дротом без мідного покриття та наконечником знаходиться в стані плавлення незалежно від сили зварювального струму. В той же час, ковзний контакт між наконечником та покритим міддю дротом має високу ймовірність перебувати в твердому стані при зварювальних струмах до 200 А і в рідкому стані при струмах понад 200 А [133].

Відповідно до загально прийнятих теорій зношування стверджується, що основними факторами, які впливають на швидкість зносу є твердість матеріалів контактних поверхонь, температура контактного наконечника і сила притискання в зоні контакту [130, 134, 135]. Підтверджується вплив постійної підвищеної температури на механічні властивості матеріалу наконечника (зниження твердості внаслідок росту зерен) [135].

Дослідження впливу температури і тепловнесення на знос наконечника при використанні непокритих міддю дротів показали, що основними механізмами зносу контактного наконечника при 450°C без подачі зварювального струму були адгезійний і окислювальний [130]. Швидкість зносу наконечника під час зварювання значно зросла порівняно зі швидкістю зносу при 20°C і 450°C. В той же час стверджується, що вплив температури наконечника на його зносостійкість був обмеженим, а прискорення зношування пояснюється наявністю електричного струму. Мова не йде про абразивний тип зношування, оскільки утворювані продукти зношування одразу виводяться з наконечника за рахунок постійного руху дроту, тим самим їх ефект не є основним на швидкість зношування.

#### 1.4.2.2 Традиційний підхід до проблеми зносу контактного наконечника

Традиційними методами боротьби зі зношуванням є впровадження мастильних матеріалів та/чи використання більш зносостійких матеріалів [136–138]. Твердість мідних сплавів може по-різному впливати на їх електропровідні властивості. Як правило, більш тверді сплави мають нижчу електропровідність і вищий контактний опір, ніж м'які сплави [139, 140]. Це пов'язано з тим, що тверді сплави мають більше меж зерен, домішок і дефектів, які перешкоджають потоку електронів. Однак твердіші сплави також мають кращу зносостійкість і механічну стабільність, ніж м'якші, що може продовжити термін служби електричних контактів. Таким чином, при виборі матеріалу для контактного наконечника існує компроміс між його твердістю та електричними контактними властивостями.

Зварювальні контактні наконечники виготовляються зі сплаву CuCrZr, оскільки він має збалансовану твердість і хорошу теплопровідність, що робить його придатним для більш високих теплових навантажень. Легуючі елементи хром і цирконій дуже тверді, що сприяє підвищенню зносостійкості контактного наконечника у порівнянні з контактним наконечником з групи матеріалів E-Cu. В той же час електропровідність CuCrZr трохи нижча за E-Cu [141]. Електропровідність зварювальних контактних наконечників відіграє важливу роль у процесі вирощування, оскільки нижча провідність може призвести до збільшення електричного опору, що може спричинити виділення більшої кількості тепла на контактному наконечнику і, як наслідок, передчасний знос і вихід з ладу контактного наконечника. Крім того, низька електропровідність може призвести до збоїв у зварювальному ланцюзі, що може вплинути на продуктивність і якість вирощування.

Крім того, зварювальні контактні наконечники, виготовлені на замовлення, зазвичай мають довший час доставки порівняно зі стандартними контактними наконечниками, які є у великій кількості на ринку. Це пов'язано з тим, що виготовлені на замовлення наконечники вимагають специфічних виробничих процесів для задоволення унікальних специфікацій. Тому, хоча контактні

наконечники, виготовлені на замовлення, можуть запропонувати покращені характеристики для конкретних застосувань, довші терміни виготовлення та потенційно вищі витрати є важливими факторами, які слід враховувати.

Однією з традиційних опцій вирішення питання відхилення присадного дроту є його вирівнювання. Але вирівнювання дроту може призвести до послаблення контакту присадного дроту з контактним наконечником. Погіршення електричного контакту може мати негативний ефект на стабільність процесу вирощування, особливо при автоматичному процесі без зворотного зв'язку.

### 1.5 Висновки та гіпотеза

Аналіз сучасного стану технології WAAM і можливості зменшення постобробки вирощених деталей дозволяє зробити наступні висновки:

1. Технологія WAAM має обмежене використання через особливості геометрії поверхонь і не є вичерпною технологією, якою можна виготовити завершену деталь без застосування методів механічної обробки металів. Застосування вирощених деталей без обробки обмежується станом якості поверхонь деталей, що погіршує геометричну точність, механічні та експлуатаційні властивості деталей, зменшує ефективність використання матеріалів, збільшує час на виробництво і час на обробку та переробку дефектних місць. Існуючі дослідження з визначення впливу нерівномірностей поверхонь вирощених деталей на їх механічні властивості демонструють погіршення межі міцності, тріщиностійкості та пружності деталей, але не надають механізму окрім механічної обробки, який дозволив би врахувати і компенсувати погіршення властивостей без застосування механічної обробки. В той же час тенденції розвитку зеленого виробництва, яке сприяє зниженню впливу на навколишнє середовище, спонукають до оптимізації WAAM і скорочення постобробки.

2. Для досягнення необхідного рівня механічних властивостей необхідно або виконувати механічну постобробку, або збільшувати ширину стінок. Механічна обробка не завжди можлива у випадку складних форм виробів або великих

розмірів, тому наразі частим і достатньо ефективним методом є компенсація зниження механічних властивостей деталей за рахунок збільшення товщини стінок деталей. В той же час, збільшення товщини стінок закономірно призводить до збільшення маси деталей та конструкцій, а також зменшення ефективності використання матеріалів.

3. Існуючі дослідження впливу нерівномірності поверхонь на експлуатаційні властивості вирощуваних деталей базуються фактичній хвилястості і не розділяють її на типову (постійну) і нетипову (аномальну). Таким чином не зрозуміло, наскільки погіршення властивостей деталей залежить від характерної невідвортної хвилястості процесу WAAM чи від нерівномірностей, утворених відхиленнями в процесі вирощуванні.

4. Існуючі методи покращення якості і точності WAAM деталей шляхом оптимізації термічного циклу, продуктивності та стратегії нанесення матеріалу не враховують нерівномірність поверхонь, викликану нестабільним, постійно зростаючим відхиленням положення присадного дроту відносно центральної точки інструменту під час формоутворення шарів.

5. Відхилення присадного дроту від TCP при WAAM на основі GMAW є комплексною проблемою, яка викликана як попередньо сформованим напружено-деформованим станом присадного дроту при його виробництві та зберіганні, так і умовами взаємодії дроту з контактним наконечником. В той же час на сьогодні відсутні відомості щодо впливу напружено-деформованого стану присадного дроту на його відхилення від TCP, що разом з невизначеністю умов зношування контактного наконечника не дозволяє вирішити зазначену проблему в контексті WAAM на основі GMAW.

6. Точність положення пальника і зварювальної ванни відносно запрограмованої траєкторії вирощування забезпечує відповідність вирощеного об'єкту і повторюваність геометрії від одного екземпляру до іншого.

7. Традиційний підхід до вирішення проблеми зношування шляхом підвищення зносостійкості матеріалів не є оптимальним для електричних ковзних контактів. Зміна умов ковзного електричного контакту, а саме зменшення

електропровідності за рахунок збільшення твердості матеріалу контактного наконечника, може погіршити стабільність електродугового процесу нанесення матеріалу з використанням синергетичних систем роботизованого зварювання. Враховуючи доступність технології WAAM і використання стандартного обладнання закономірним і економічно доцільним є використання масових розповсюджених контактних наконечників, матеріал яких має оптимальний баланс електропровідності та зносостійкості.

8. Механічне коригування положення присадного дроту є універсальним методом, який може бути застосовано як на етапі розробки технології, так і в процесі вирощування деталі. Цей метод не потребує зміни матеріалу наконечника. Для застосування такого методу необхідно встановити залежності між параметрами процесу та величиною відхилення дроту, які на теперішній час відсутні.

9. Оцінка довговічності контактного наконечника і динаміка відхилення присадного дроту від ТСП в контексті WAAM на основі GMAW є важливим етапом розробки технології вирощування деталей і планування технологічних зупинок виробництва.

Обмежене використання WAAM без постобробки викликане низькою якістю поверхонь і точністю вирощених деталей. Нормалізація хвилястості та нерівномірностей поверхонь є ключем до покращення якості вирощуваних деталей і зменшення потреби в постобробці. Однією з причин утворення нерівномірності поверхонь у WAAM на основі GMAW є нестабільне положення присадного дроту відносно центральної точки інструменту.

Очікується, що головними факторами, що чинять вплив на відхилення присадного дроту, є його напружено-деформований стан і умови тертя в процесі взаємодії дроту зі зварювальним контактним наконечником, що призводить до зношування останнього.

Передбачається, що величина зносу та швидкість зношування контактного наконечника залежить від властивостей застосованого присадного дроту і від довжини використаного дроту. Тож дослідивши швидкість зношування

наконечників з використання різних дротів можна буде зробити висновок про час життя одного наконечника, оптимальну періодичність його заміни, а також на основі статистичних даних розробити модель залежності величини відхилення дроту від його використаної довжини.

## 1.6 Мета і задачі дослідження

Використання WAAM на основі GMAW без постобробки в різних галузях промисловості не є поширеним явищем через незадовільну якість поверхонь вирощених деталей. Однією з причин утворення надмірної аномальної нерівномірності поверхонь є відхилення присадного дроту від TSP, якому досі приділялося недостатньо уваги. Негативні наслідки відхилення дроту в поєднанні з постійною тенденцією до мінімізації витрат матеріалу вимагають вдосконалення управління положенням присадного дроту відносно траєкторії нанесення матеріалу. Таке покращене керування гарантуватиме кращу точність геометрії та повторюваність. Таким чином, метою роботи є нормалізація нерівномірності бокових поверхонь WAAM деталей, зменшення загальної хвилястості і покращення контролю над формоутворенням валиків, що в комплексі має покращити ефективність використання матеріалів, зменшити потребу в надлишковій постобробці та покращити експлуатаційні властивості необроблених деталей.

Для досягнення поставленої мети необхідно вирішити наступні задачі:

1. Застосуванням методів планування факторного експерименту визначити діапазон основних технологічних параметрів процесу WAAM, який забезпечує стабільність формоутворення валиків і їх контрольовану геометрію при однопрохідній стратегії вирощування.

2. Розробити метод підвищення контролю формоутворення валиків і зниження нерівномірності поверхонь на основі застосування імпульсного нанесення матеріалу і подачі енергії для плавлення присадного дроту.

3. Оцінити шляхом комп'ютерного моделювання вплив утвореного через відхилення дроту дефекту геометрії вирощеної деталі на її експлуатаційні властивості та на розподіл напружень при статичному та циклічному навантаженнях. На основі результатів комп'ютерного моделювання розрахувати еквівалентну ширину перерізу стінки, яка зможе забезпечити рівні з обробленою стінкою напруження при рівних навантаженнях.

4. Провести аналіз контактної взаємодії присадного дроту з наконечником. На основі аналізу розробити натурні експерименти для визначення швидкості зношування контактного наконечника, сили контактної взаємодії контактуючих тіл. Отримані результати експериментів використати для комп'ютерного моделювання контактної взаємодії присадного дроту з наконечником.

5. Спланувати і провести натурний експеримент з визначення напрямку відхилення присадного дроту.

6. На основі результатів експериментів і комп'ютерного моделювання розробити розрахунково-експериментальні моделі величини відхилення присадного дроту, сили контактної взаємодії та величини зносу контактного наконечника. Узагальнити комплексний вплив напружено-деформованого стану присадного дроту на його відхилення від ТСП в процесі WAAM на основі GMAW.

7. Розробити нейромережеві моделі величини відхилення присадного дроту, сили контактної взаємодії та величини зносу контактного наконечника на основі отриманих раніше даних для подальшого практичного застосування.

8. Розробити алгоритм компенсації відхилення присадного дроту від ТСП на основі розроблених раніше моделей. Підтвердити ефективність розробленого методу шляхом промислового випробування.

## РОЗДІЛ 2 МАТЕРІАЛИ І МЕТОДИКИ ПРОВЕДЕННЯ ДОСЛІДЖЕНЬ

### 2.1 Загальна методика досліджень відхилення присадного дроту від центральної точки інструменту

Аналізуючи існуючі дослідження, що включають в себе вимірювання механічних властивостей WAAM зразків з необробленими поверхнями, було встановлено, що нерівномірність поверхонь використаних зразків знижує їх міцність і тріщиностійкість. Проте, природа утворення нерівномірності поверхонь в цих дослідженнях не обговорюється. Для використання деталей «як вирощено» важливо забезпечити найменшу нерівномірність поверхонь, яка в той же час буде передбачуваною. В такому випадку погіршення експлуатаційних властивостей вирощуваних деталей також може бути передбачене і компенсоване на етапі розробки дизайну цих деталей.

Саме з метою пошуку рішення для зниження об'єму постобробки нерівномірності поверхонь WAAM деталей було розділено на типові і нетипові. Типова нерівномірність поверхонь утворюється через пошарову методику нанесення матеріалу і фізичні процеси формоутворення валиків у WAAM на основі GMAW. Таким чином, типова нерівномірність поверхонь є невід'ємною частиною WAAM на основі GMAW. При цьому величина загальної хвилястості і періодичність горбів та впадин можуть відрізнятися в залежності від застосованих технологічних параметрів WAAM, але в межах обраних параметрів типова нерівномірність має перебувати у визначених межах.

Будь яке порушення форми валика або його відхилення від заданої траєкторії утворює нетипову нерівномірність поверхонь. Це можуть бути виплески металу або його стікання, утворення розривів вздовж валиків, непередбачувана зміна ширини чи висоти валика або відхилення від заданої траєкторії. Зазвичай, такі дефекти утворюються через технічні несправності, застосування незбалансованих технологічних параметрів, недодержання оптимальних умов процесу вирощування або вплив зовнішніх факторів, наприклад, порушення захисного газового середовища, вплив зовнішніх магнітних полів або феромагнітних мас на

електричну дугу тощо. Присутність перелічених факторів в процесі WAAM свідчить про відсутність ретельної підготовки до виробництва. В той же час, знос обладнання є природнім процесом, який також може впливати на формоутворення валиків. Саме знос обладнання, а саме контактних наконечників зварювального пальника, що використовується як основний інструмент у WAAM на основі GMAW, є основним фактором утворення нетипової нерівномірності поверхонь, який неможна усунути оптимізацією технологічних параметрів або контролем зовнішнього середовища. Очікується, що утворені відхилення геометрії елементів через знос контактного наконечника додатково погіршують експлуатаційні властивості деталей.

З метою вирішення проблеми відхилення присадного дроту від центральної точки інструменту, а також вивчення можливості подовження терміну життя масових контактних наконечників зі сплаву CuCrZr було проведено ряд експериментальних і теоретичних досліджень, направлених на визначення умов контактної взаємодії зварювального наконечника з присадним дротом, визначення напружено-деформованого стану дроту і швидкість зношування наконечника.

З метою дослідження нетипової нерівномірності поверхонь першим етапом цієї дисертаційної роботи є оптимізація основних технологічних параметрів WAAM для забезпечення мінімальної хвилястості та максимальної стабільності типової нерівномірності поверхонь.

Використовуючи оптимізовані технологічні параметри було проведено дослідження впливу зсуву геометрії вирощуваної деталі, утвореного внаслідок зносу контактного наконечника, на її експлуатаційні властивості. Це дозволило встановити залежність падіння властивостей через утворення зазначених дефектів. Кульмінацією цього експерименту є розрахунок еквівалентної товщини стінки, яка відображає залежність між товщинами оброблених і необроблених стінок, в яких утворюються рівні максимальні напруження при рівних навантаженнях.

Проведені дослідження експлуатаційних властивостей необроблених стінок з нетиповою нерівномірністю продемонстрували необхідність в розробці методики її запобігання. З метою вирішення цієї проблеми було проведено аналіз факторів,

що впливають на утворення вказаних дефектів геометрії. Основною причиною визначено відхилення присадного дроту від центральної точки інструменту робота, яке прямо пов'язане зі зносом наконечника. Перш за все було проведено теоретичний аналіз умов зношування і визначено умови контактної взаємодії присадного дроту зі зварювальним наконечником. Використовуючи технологічні параметри з оптимального діапазону під час натурального експерименту було виміряно швидкість зношування наконечника. На основі цього експерименту було висунуто гіпотезу про зв'язок швидкості зношування контактного наконечника з напружено-деформованим станом присадного дроту. Подальший кореляційний аналіз підтвердив зв'язок окремих геометричних і фізичних параметрів дроту, які описують його напружено-деформований стан, із швидкістю зношування наконечника.

З метою скорочення об'єму експериментальних робіт і отримання необхідної інформації з проведених експериментів були використані загальновідомі методи планування експериментів та методи статистичного аналізу для обробки зібраних даних. Статистичний аналіз швидкості зношування і її зв'язок з параметрами дроту дозволили розробити методіку компенсації відхилення присадного дроту від центральної точки інструменту, яку було адаптовано до використання з ЧПК обладнанням для WAAM на основі GMAW.

## 2.2 Обґрунтування та вибір матеріалів для проведення досліджень

При проведенні експериментів в якості основних присадних матеріалів для вирощування було використано доступні зварювальні дроти масового виробництва, а саме зварювальні дроти із жароміцного сплаву 718 (UNS N07718/W.Nr. 2.4668) і сплаву 625 (UNS N06625/W.Nr. 2.4856), а також зварювальний дріт низьковуглецевої нелегованої сталі марки G3Si1 (EN ISO 14341-A: G42 3 M21 3Si1). Стандарти, за якими виготовляються вказані зварювальні дроти, забезпечують узгодженість їх властивостей і хімічного складу.

Дріт G3Si1 з вуглецево-марганцевої сталі з мідним покриттям є одним з найпопулярніших матеріалів, що використовується для GMAW нелегованих і низьколегованих конструкційних сталей. У WAAM цей матеріал часто використовується для вирощування елементів конструкцій у галузі цивільного і промислового будівництва, а також при дослідженні технологічних процесів WAAM, які не залежать від властивостей матеріалу. Жароміцні сплави 718 і 625 мають високу міцність, корозійну стійкість і хороші зварювальні характеристики, в тому числі стійкість до післязварювального розтріскування. Ці матеріали широко використовується в галузях, що вимагають високої термостійкості та міцності, наприклад, в аерокосмічній, енергетичній та інших галузях промисловості, де потрібні матеріали, здатні витримувати екстремальні умови.

Типовою формою зберігання зварювальних дротів є котушки масою 5 кг і 15 кг, а також бочки масою 250 кг і більше. Але, зважаючи на досить високу вартість жароміцних сплавів, їх зберігання у формі 250 кг бочки не набуло поширення.

Одним з етапів цієї дисертаційної роботи є моделювання і аналіз статичних і динамічних механічних випробувань вирощених зразків. Для наближення результатів моделювання механічних випробувань методом скінчених елементів (МСЕ) до експериментальних випробувань важливо використовувати підтвержені властивості наплавлених матеріалів. Властивості, використані при моделюванні статичних випробувань, надано в таблиці 2.1. Межа плинності для циклічних випробувань надана в таблиці 2.2.

Серед допоміжних матеріалів при вирощуванні зразків було використано захисні газові суміші Ar90%/CO<sub>2</sub>10% (Corgon 10) при вирощуванні дротом G3Si1 і аргон з чистотою 99,993% (Ar I1) при вирощуванні дротами із жароміцних сплавів. В якості основ для вирощування обрано конструкційну низьковуглецеву нелеговану сталь звичайної якості. В усіх дослідженнях було використано контактні наконечники масового виробництва фірми Fronius зі сплаву CuCrZr.

Таблиця 2.1 – Механічні властивості використаних матеріалів

	Межа пружності, Па	Щільність, кг/м <sup>3</sup>	Модуль Юнга, Па	Коефіцієнт Пуассона	Модуль всебічного стиску, Па	Модуль зсуву, Па
G3Si1 [142, 143]	2,5E+8	7850	1,98E+11	0,3	1,66E+11	7,69E+10
718	7,25E+8	8220	1,99E+11	0,29	1,38E+11	6,35E+10
625 [144, 145]	6,55E+8	8440	1,99E+11	0,278	1,22E+11	6,34E+10

Таблиця 2.2 - Межа втоми матеріалу G3Si1

Кількість циклів	1E1	2E1	5E1	1E2	2E2	2E3	1E4	2E4	1E5	2E5	1E6
Циклічні напруження, МПа	3999	2827	1896	1413	1069	441	262	214	138	114	86,2

## 2.3 Методика проведення досліджень

2.3.1 Методика вимірювань геометричних параметрів присадних дротів, наконечників і вирощених зразків

Стандартний присадний дріт незалежно від матеріалу має відповідати певним вимогам щодо його діаметру, які пов'язані із уніфікацією обладнання і його розхідних частин, які забезпечують подачу дроту від місця його зберігання (катушки чи бочки) до зварювального пальника. Стандартними і широко розповсюдженими номінальними діаметрами зварювального дроту у метричній системі вимірювання є 0.8 мм, 1.0 мм і 1.2 мм. Згідно з розміром дроту використовуються контактні наконечники відповідного розміру. Оскільки присадний дріт має безперешкодно проходити крізь наконечник, то діаметр дроту і діаметр каналу наконечника мають відрізнятись від номінального в меншу і більшу сторони відповідно. Таким чином запобігається можливість заклинювання дроту в наконечнику при будь яких деформаціях чи варіаціях діаметру дроту. Крім того, присадний дріт при змотуванні з катушки має певну деформацію, яка разом з механічними властивостями дроту визначає його напружено деформований стан.

Для аналізу напружено-деформованого стану дроту було виміряно його діаметр і радіус кривизни. Діаметр дроту вимірювався мікрометром в 10 точках на ділянці дроту довжиною 20 м. Ціна поділки мікрометра 0,01 мм.

Середнє значення вимірних величин розраховувалося за формулою:

$$\bar{x} = \frac{\sum_{i=1}^n x_i}{n}, \quad (2.1)$$

де  $x_i$  представляє кожне окреме вимірне значення;  $n$  – загальна кількість вимірювань. Стандартне відхилення вибірки розраховане за формулою:

$$s = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2}{n - 1}}, \quad (2.2)$$

де  $x_i$  – кожне окреме вимірне значення;  $\bar{x}$  – середнє значення вимірювань;  $n$  – загальна кількість вимірювань.

Радіус кривизни дроту вимірювався у вільному стані на плоскій скляній поверхні. Зразки відбирали із зовнішнього, середнього та внутрішнього шарів нових катушок. Додаткові вимірювання радіуса кривизни дроту були проведені після його проходження через канали подачі та зварювальний пальник. Вимірювання радіусу кривизни виконувалося шляхом оптично-цифрового сканування зразків дроту використовуючи сканер EPSON L3150. Для цього зразки було розкладено на поверхні зони сканування, а для забезпечення відсутності артефактів зображення сканування відбувалося в темній кімнаті. Для забезпечення точності і надійності результатів вимірювання виконувалося в наступному порядку:

1. Сканування об'єкту вимірювання двомірним сканером. Основні параметри сканування: роздільна здатність, глибина розрядності, колірний режим і формат файлу. Для отримання детального зображення було обрано максимальну роздільну здатність із щільністю 1200 пікселів/дюйм, або

47,244 пікселів/мм. Вихідне зображення зберігалось в градаціях сірого з глибиною кольору 8 bit.

2. Сканування еталону з визначеними розмірами для встановлення калібрувального коефіцієнту в програмі ImageJ. Це дозволило перетворити пікселі сканованого зображення в реальні одиниці виміру, такі як міліметри або мікрометри. ImageJ – це програмне забезпечення з відкритим доступом для обробки та аналізу наукових зображень.
3. Фільтрування отриманих зображень для усунення артефактів, підсилення або пригнічення окремих зон зображення.
4. Аналіз сканованих зображень і вимірювання геометричних параметрів зразків з використанням вбудованих інструментів та плагінів ImageJ.

Для подальшого моделювання положення дроту в зварювальному пальнику і визначення величини зносу контактного наконечника було виміряно внутрішній діаметр його каналу в новому екземплярі. Оскільки традиційні механічні вимірювальні прилади не дозволяють виміряти внутрішній діаметр такого розміру (до 1,5 мм), то в цьому дослідженні так само було використано оптичні методи вимірювання за описаною раніше методикою.

Серед методів досліджень цієї дисертаційної роботи є моделювання механічних випробувань вирощених зразків. Моделювання МСЕ задач зі складною геометрією і навантаженнями, для яких складно отримати аналітичні рішення, потребує використання 2D або 3D-моделі. Оскільки основним інтересом дослідження є хвилястість бокових поверхонь вздовж напрямку вирощування (тобто перпендикулярно до нанесених шарів), а одним із припущень є рівномірність валиків у повздовжньому напрямку, то 3D-моделі вирощених зразків для моделювання були створені на основі сканованих поперечних перерізів зразків.

### 2.3.2 Аналіз зразків методом скінчених елементів

Зміна положення присадного дроту відносно пальника під час зносу контактного наконечника або після його заміни на новий часто призводить до

утворення дефекту, який виглядає як паралельне зміщення елемента деталі в напрямку відхилення присадного дроту. Для дослідження впливу відхилення геометрії виробу на механічні властивості тонкостінних деталей було надруковано три групи зразків А, В і С (рисунок 2.1). Кожна група складалася з двох зразків і відрізнялася шириною стінки. Зразки А1, В1 і С1 мали дефект геометрії, спричинений зміщенням траєкторії нанесення матеріалу. Зразки А2, В2 і С2 були надруковані з тими ж параметрами WAAM без відтворення дефекту. У дослідженні було зроблено припущення, що структура матеріалу є однаковою для всіх зразків і тому саме геометричні параметри зразків визначали їх механічні властивості. Основні технологічні параметри WAAM наведено в таблиці 2.3.

Таблиця 2.3 – Технологічні параметри процесу вирощування зразків для механічних випробувань

TS, см/хв	WFS, м/хв	Сила струму, А	Напруга на дузі, В	Витрата захисного газу, л/хв	СТWD, мм
45	2,8	107	13,1	14±1	13±0,5

Створені за описаним раніше методом 3D-моделі вирощених зразків є цифровими двійниками, які слугують віртуальним представленням фізичного об'єкта або системи, і які використовуються в поєднанні з МСЕ для моделювання їхньої поведінки при різних умовах експлуатації. Цифрові двійники забезпечують точне представлення як форми, так і функціональної реакції фізичного зразка.

Моделювання механічних випробувань WAAM зразків виконувалося за допомогою пакету програмного забезпечення ANSYS Mechanical. Використання інструментів моделювання дозволило змоделювати геометричні недосконалості надрукованих деталей і дослідити справжню нелінійну поведінку напружень і деформацій, щоб врахувати всі потенційні режими руйнування при проектуванні. Такі цифрові двійники, разом із властивостями нанесених матеріалів, відомими з експериментальних досліджень, дозволили проводити аналітичні випробування при статичних і динамічних навантаженнях.

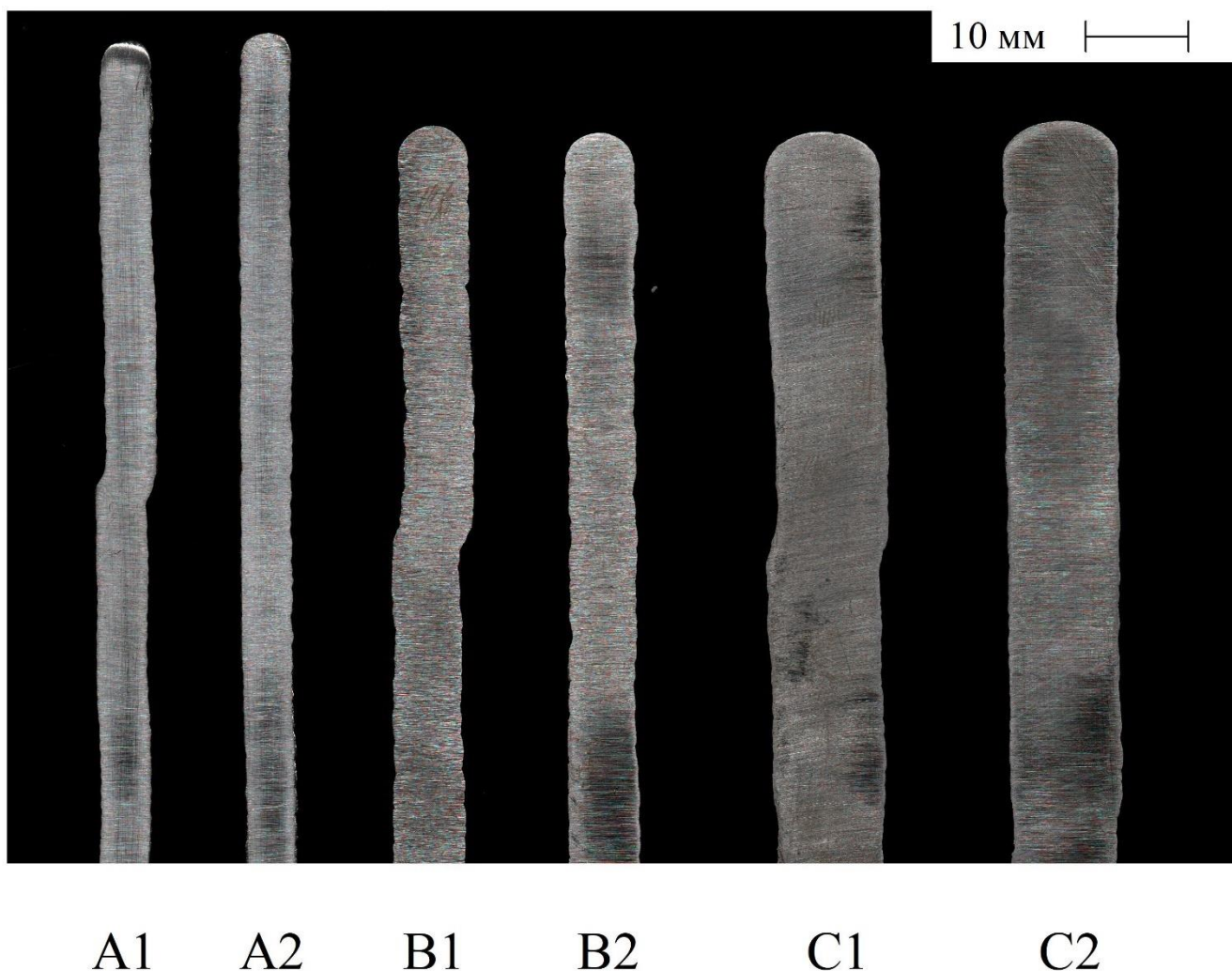
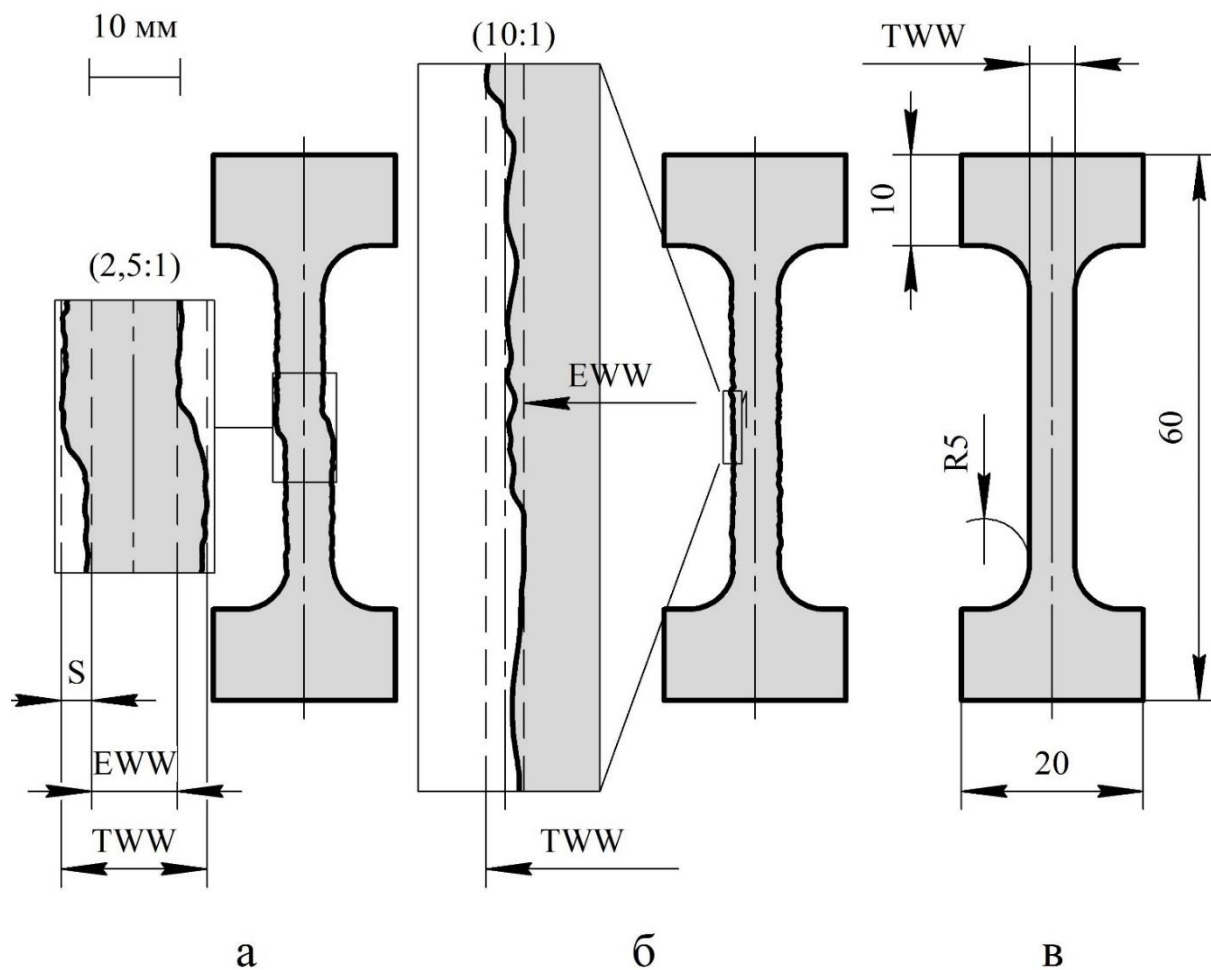


Рисунок 2.1 - Скановані перерізи вирощених зразків [2]

Для дослідження впливу нерівномірності поверхонь на експлуатаційні властивості деталей були взяті центральні частини вирощених зразків висотою 40 мм і довжиною 20 мм. Шари в зразках мали середню висоту 1,40 мм. Геометричні параметри цих зразків наведено в таблиці 2.4. Максимальне вимірне відхилення присадного дроту S в процесі вирощування становило  $1,15 \pm 0,05$  мм, що відповідає  $1350 \pm 50$  м ( $2,8 \pm 0,1$  кг) наплавленого присадного дроту (рисунок 2.2, а). Це зміщення призвело до утворення відповідних дефектів у зразках A1, B1 і C1 (таблиця 2.4). Потім було проведено порівняння між цими надрукованими зразками та еталонними зразками A3, B3 і C3 (рисунок 2.2, в) з обробленою геометрією (відповідають зразкам A2, B2 і C2 з видаленою хвилястістю) (таблиця 2.4). Для спрощення аналізу було зроблено припущення, що форма

поперечного перерізу залишається постійною по всій довжині зразків. Використовуючи це припущення, моделювання проводилося в одній площині, а аналітичні результати були отримані для тривимірних моделей довжиною 20 мм. Профілі зразків були розбиті на чотирикутні елементи з кроком сітки 0,2 мм.



а – зразок з дефектом зсуву; б – зразок без дефекту; в – контрольний зразок  
 Рисунок 2.2 - Схема ключових поверхневих елементів досліджуваних зразків [2]

Як правило, деталі в різних конструкціях піддаються як статичним, так і динамічним навантаженням. Основним прикладом статичних навантажень у різних конструкціях є власна вага. Вона діє з постійною силою або змінюється протягом тривалого періоду часу. Випробування на статичний розтяг дозволяє визначити міцність зразка при одноразовому навантаженні, в той час як циклічне навантаження дозволяє вивчити втомне руйнування зразка.

Таблиця 2.4 - Геометричні параметри досліджуваних зразків

Зразок	TWW, мм	EWW, мм	Хвилястість, мм	Дефект, мм	Розтягуючі навантаження, кН	Стискаючі навантаження, кН
A1	6,41	3,77	1,32	1,06	19,9	19,2
A2	5,61	4,79	0,41	-		
A3	4,79	4,79	0	-		
B1	8,29	4,81	1,74	1,25	21,5	21,4
B2	7,01	5,89	0,56	-		
B3	5,89	5,89	0	-		
C1	12,46	9,38	1,54	1,26	39,0	38,9
C2	11,41	10,41	0,5	-		
C3	10,41	10,41	0	-		

Моделі надрукованих зразків були випробувані при одновісному статичному навантаженні на розтяг і стиск із силами 19.9 кН, 21.5 кН і 39 кН, відповідно, для груп А, В і С. Вибрані значення навантажень були отримані в результаті попереднього моделювання. Вони відповідають максимальним безпечним навантаженням для необроблених зразків без дефектів (А2, В2 і С2), при яких напруження в зразках будуть дорівнювати межі текучості.

Зразки також піддавали пульсуючому циклічному навантаженню з певною силою і повному розвантаженню для моделювання їх використання в різних сферах застосування, таких як підйомні механізми, структурні елементи будівельних конструкцій, ємності, що працюють під тиском, мости, будівлі та транспортні засоби. Максимальні  $\sigma_{\max}$  і мінімальні  $\sigma_{\min}$  напруження, що виникають під час асиметричних циклів, не були однаковими, тому необхідно було врахувати вплив середніх напружень  $\Delta\sigma$  на пошкодження зразків (рисунок 2.3). В аналізі використовувався метод корекції  $\Delta\sigma$  на основі діаграми Содерберга, яка є традиційним методом, що використовує межу текучості для оцінки межі втоми. Межа втоми конструкційної сталі для різної кількості циклів навантаження була отримана з бібліотеки матеріалів ANSYS (таблиця 2.2).

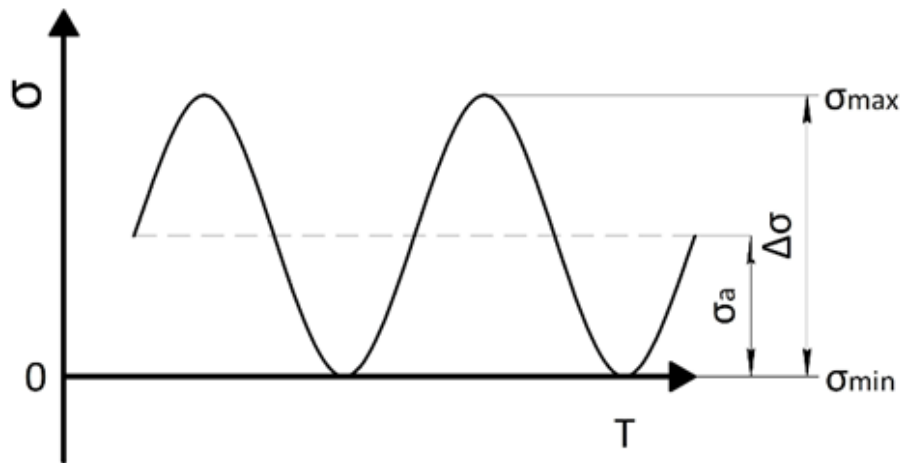


Рисунок 2.3 – Схематична діаграма циклічних навантажень

### 2.3.3 Визначення властивостей матеріалів

#### 2.3.3.1 Визначення модулю пружності дротів

Згідно з запропонованою гіпотезою напружено-деформований стан присадного дроту є ключовим фактором, що визначає швидкість зношування контактного наконечника і викликає відхилення дроту від ТСР. Для дослідження цього явища необхідно встановити модуль Юнга для визначених зразків дроту. Значення модуля Юнга для матеріалу може змінюватися в залежності від напрямку прикладеної сили (у випадку анізотропних матеріалів), наявності дефектів або дислокацій в матеріалі, а також обробки, якої зазнав матеріал. Холоднотянутий дріт може мати більшу кількість дислокацій і, відповідно, менший модуль Юнга. Крім того, мікроструктура матеріалу і наявність внутрішніх напружень, також можуть впливати на модуль Юнга. Саме тому цей параметр для досліджуваних дротів може відрізнятися від довідкових значень, а отже потребує вимірювання.

Для визначення модуля пружності досліджуваних дротів було застосовано метод 3-точкового згинання, який охоплюється стандартом ISO 12135 і є одним з методів вимірювання міцності на вигин і в'язкості при руйнуванні зразків. Випробування передбачає розміщення зразка на двох опорах і прикладання навантаження в його центрі до тих пір, поки зразок не зламається або не зігнеться на певну величину деформації (рисунок 2.4).

Для розрахунку модуля Юнга на основі методу 3-точковго згину зразок дроту було розміщено на двох опорах, після чого прикладено силу рівно посередині між опорами. В процесі деформації дроту було виміряно силу реакції і величину його деформації  $w_0$  (рисунок 2.4). Оскільки випробування тонкого дроту за цим методом потребують достатньо чутливих приладів для фіксування відносно малих сил, для цього дослідження було спроектовано спеціальну лабораторну установку (рисунок 2.5). В установці було використано ваги з діапазоном вимірювання до 5 кг і чутливістю 0,01 г, а також промисловий робот Yaskawa MH5 з мінімальним кроком переміщення в декартовій системі координат 0,1 мм і абсолютною похибкою позиціонування 0,003 мм на кожен міліметр траєкторії. Ваги були попередньо відкалібровані з використанням тестових навантажень від мікротвердоміра ПМТ-3. Відхилення не перевищували 0,003 г. Методика вимірювання полягала у розміщенні на вагах двох опор на відстані 100 мм одна від одної, зверху яких вкладався зразок дроту (рисунок 2.4). Далі робот із закріпленою третьою опорою встановлювався у визначеній точці зразка по центру між опорами. Вимірювання полягало у переміщенні робота вниз на задану величину і фіксуванні показників на вагах.

Для того, щоб отримати фактичні значення сили реакції  $P$  у Ньютонах необхідно виконати просте перетворення:

$$P = W \times g, \quad (2.3)$$

де  $W$  – це показники на вагах у кг;  $g$  – константа прискорення вільного падіння, яка дорівнює  $9,81 \text{ м/с}^2$ .

Для визначення модуля Юнга необхідно розрахувати момент інерції плоского перерізу. Присадний дріт в перерізі має круглу форму з діаметром  $D$ , тому момент інерції  $I$  ( $\text{м}^4$ ) розраховується за наступною формулою:

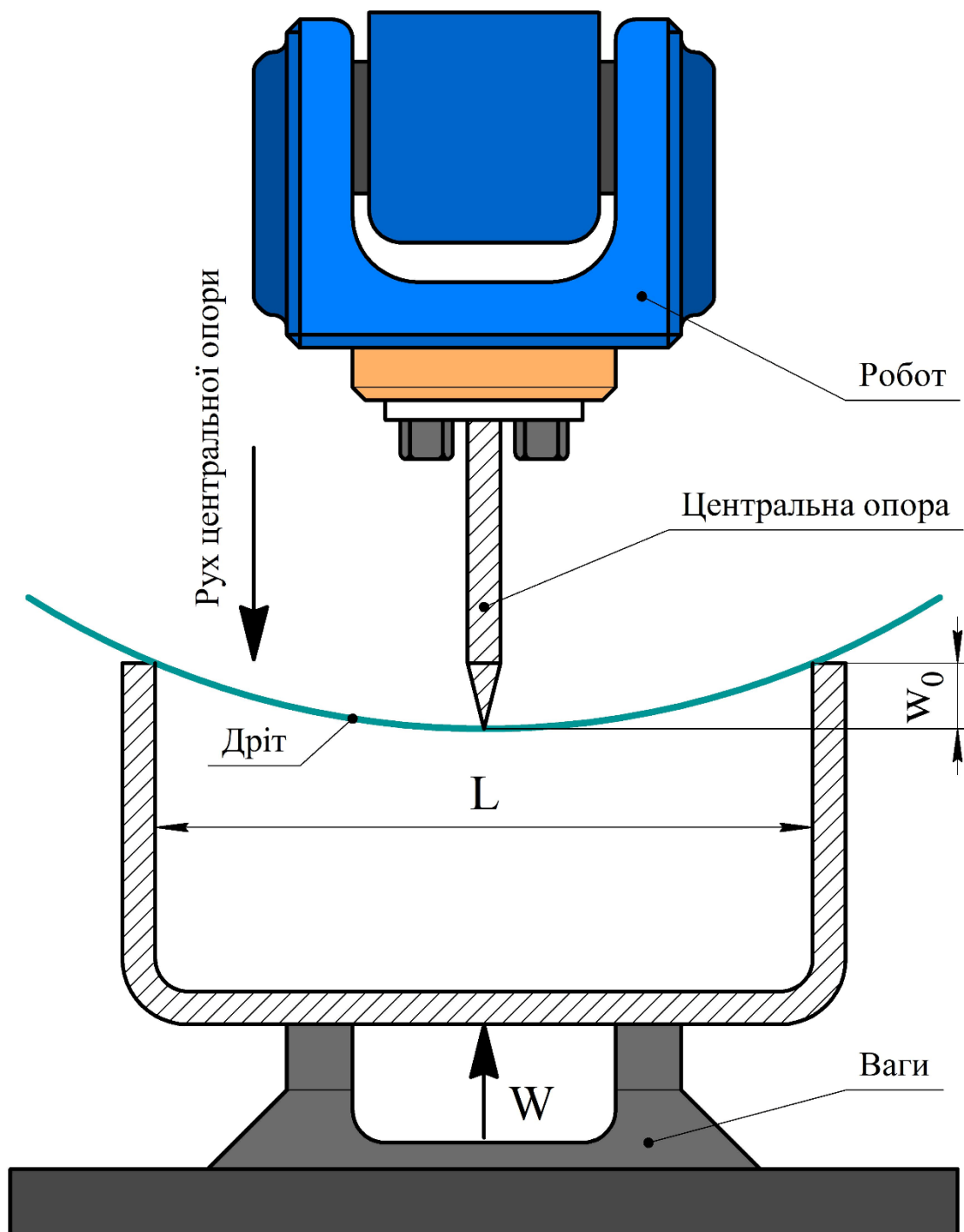


Рисунок 2.4 - Схема визначення модуля пружності досліджуваних дротів методом 3-точкового згинання

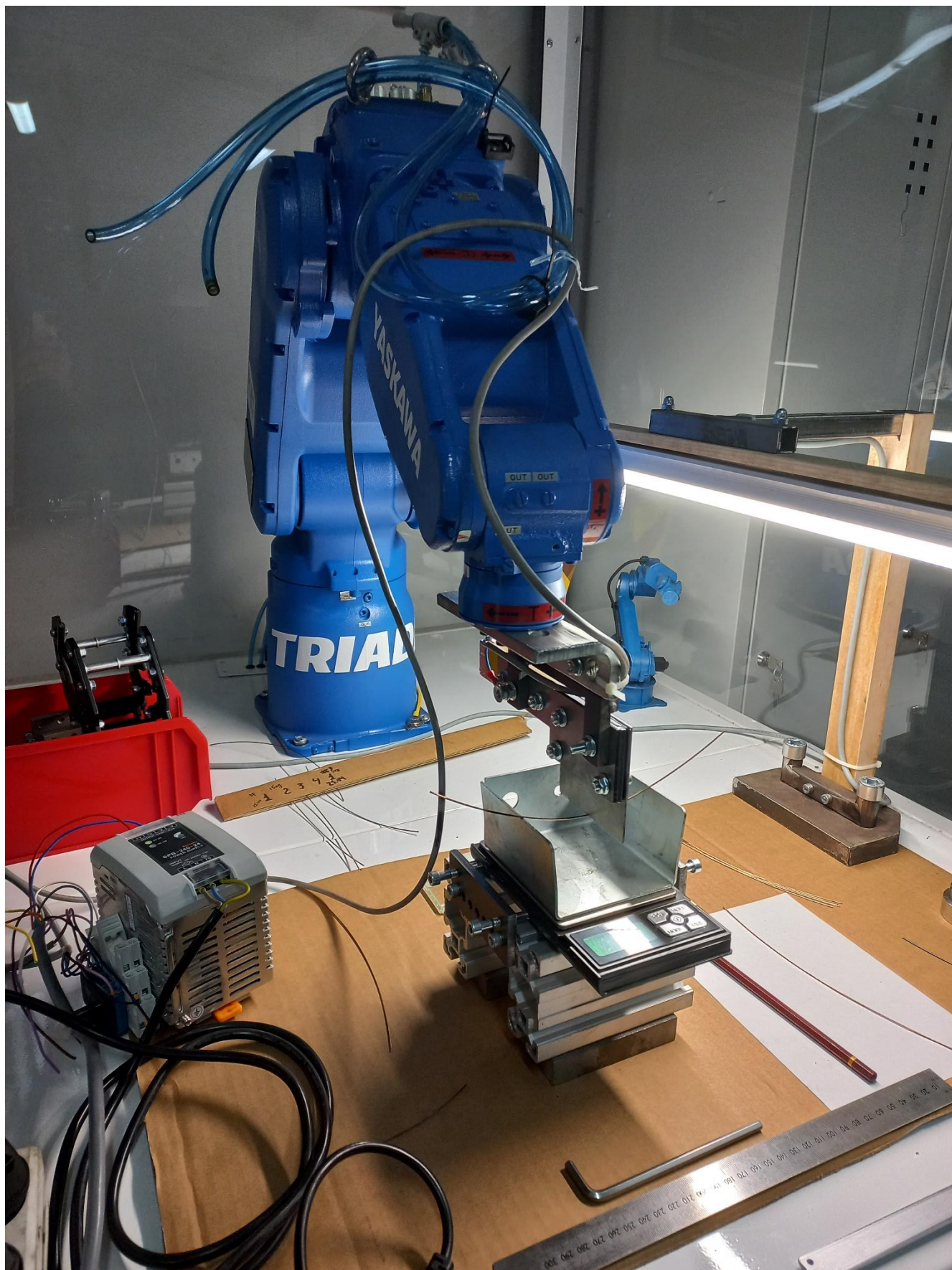


Рисунок 2.5 - Лабораторна установка для проведення випробування методом триточкового згинання з використанням промислового робота для реєстрації деформації та ваг для реєстрації сили протидії

$$I = \frac{\pi D^4}{64}. \quad (2.4)$$

Модуль Юнга розраховується за формулою

$$E = \frac{PL^3}{48w_0I}, \quad (2.5)$$

де  $L$  – це відстань між двома опорами, м;  $w_0$  – величина деформації центру дроту, м.

### 2.3.3.2 Визначення твердості матеріалів

Згідно з теорією зношування Архарда твердість матеріалів є одним із основних факторів, що впливають на інтенсивність зношування. Для встановлення подальших залежностей було виміряно твердість досліджуваних дротів і контактних наконечників. Оскільки діаметр досліджуваного дроту не перевищує 1,2 мм, то було обрано метод Віккерса для визначення мікротвердості. Процедура вимірювання мікротвердості за цим методом охоплюється стандартом ISO 6507. Для визначення мікротвердості дротів його зразки було залито у двокомпонентну полімерну суміш і відшліфовано до отримання плоскої поверхні. Стандарт вимірювання твердості за Віккерсом передбачають мінімальну величину діагоналі 20 мкм для точного розпізнавання відбитків. Для цього було відшліфовано пласку поверхню шириною 2...2,5 мм. Так само було підготовлено зразки контактних наконечників. Вимірювання проводилося за схемою на рисунку 2.6. Дослідження мікротвердості відбувалося з використанням мікротвердоміра Віккерса HVA-1. При випробуванні прикладання випробувального зусилля 100 г відбувалося поступово впродовж 8...10 с до досягнення кінцевого значення. Зусилля 100 г утримувалося на зразку протягом 10 с. Після зняття зусилля за допомогою мікроскопа було виміряно довжину діагоналей сліду.

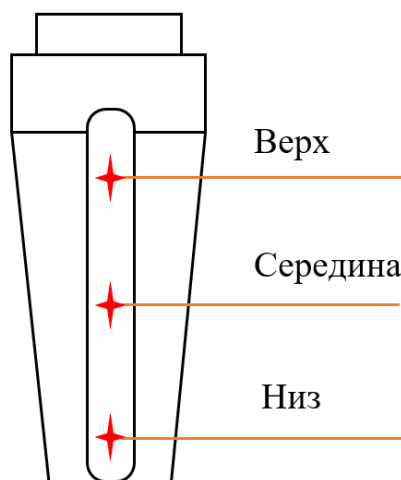


Рисунок 2.6 - Схема вимірювання мікротвердості контактної наконечника

Для розрахунку твердості за Віккерсом (HV) використовується наступна формула:

$$HV = \frac{2F \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right)}{d^2}, \quad (2.6)$$

де  $\alpha$  – це кут між протилежними гранями алмазного індентора ( $136^\circ$ );  $F$  – прикладена сила, Н;  $d$  - середня довжина діагоналей індентора, мм.

2.3.4 Методика вимірювання величини контактної опору між присадним дротом і наконечником

З метою дослідження стану контактної наконечника після використання різної кількості дроту було виміряно падіння напруги в зоні контакту. Для цього було використано цифровий вольтметр з ціною поділки 100 мкВ і точність  $\pm 0,5\%$ . Вимірювання падіння напруги в зоні контакту виконувалося за схемою на рисунку 2.7. Для цього блок живлення потужністю 240 Вт з робочою напругою 24 В було підключено до контактної наконечника і присадного дроту, встановленого в наконечник. Блок живлення було підключено до краю дроту на

відстані 13 мм від наконечника, що відповідає робочій величині CTWD. Для обмеження і контролю сили струму на рівні 0,5 А в ланцюгу використано реостат. Вольтметр V1 і амперметр A1 використано для контролю параметрів живлення. Вольтметр V2 показував падіння напруги в контакті дроту з наконечником.

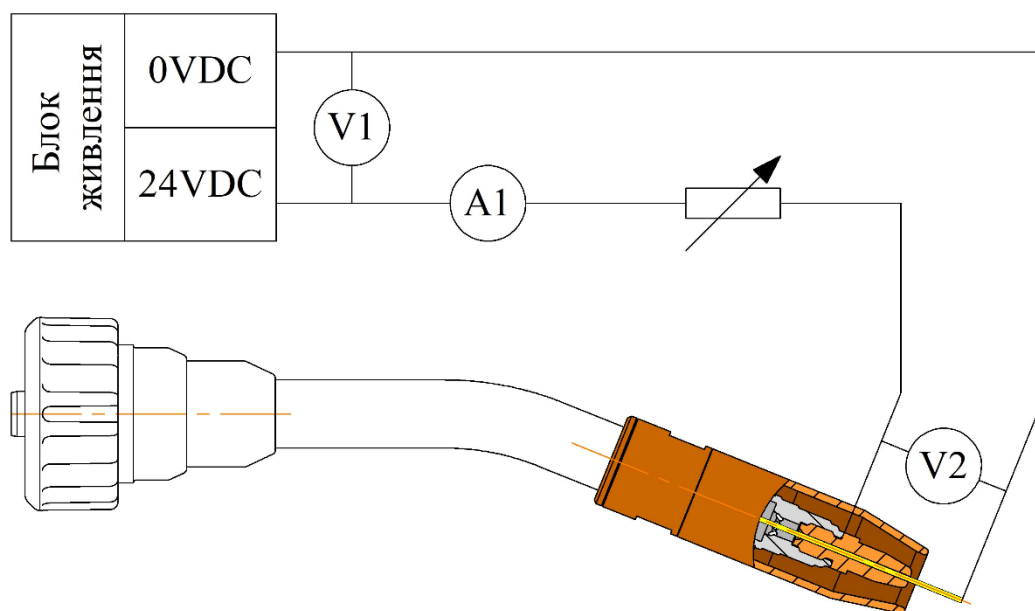


Рисунок 2.7 – Схема вимірювання падіння напруги в зоні контакту

### 2.3.5 Визначення сили контактної взаємодії присадного дроту з наконечником

Згідно гіпотези сила контактної взаємодії присадного дроту з наконечником є одним з основних факторів, що забезпечує стабільний електричний контакт і визначає швидкість зношування наконечника. Зважаючи на конструкцію зварювального пальника і розміри досліджуваних елементів виміряти цю силу традиційними сенсорами (тензодатчиками) вкрай складно. Для проведення дослідження було розроблено методику експериментального визначення сили контактної взаємодії присадного дроту з наконечником в лабораторних умовах. У виробничих умовах присадний дріт пружно деформується при проходженні

каналів подачі дроту і внутрішнього каналу контактного наконечника. Пружна деформація відбувається внаслідок вирівнювання попередньо деформованого дроту. Розроблена для експерименту лабораторна установка відтворює напружено-деформований стан дроту в умовах його проходження крізь наконечник. За схемою установки зразок присадного дроту довжиною від 150 мм фіксується притискною планкою в спеціальному утримувачі, розташованому на роботі МН5 (рисунок 2.8). При цьому відрізок зразка дроту довжиною 100 мм залишається у вільному стані з фіксацією в зоні А.



Рисунок 2.8 - Схема вимірювання сили контакту дроту з наконечником

Розроблений метод дослідження полягає в поступовому вирівнюванні дроту з одночасною фіксацією величини деформації і сили реакції опору. В якості опори використано електронні ваги з діапазоном вимірювання 0...5 кг. Для забезпечення саме вирівнювання дроту, а не згинання в місці фіксації, над дротом було встановлено опорну планку із струмопровідною поверхнею (рисунок 2.9). При повному вирівнюванні дріт торкався струмопровідної поверхні, що замикало сигнальний електричний ланцюг і зупиняло робот саме в момент дотику. Повністю вирівняний дріт відповідає умові, коли дійсний діаметр дроту відповідає дійсному діаметру отвору контактного наконечника. Відповідно, відведення утримувача з дротом від опорної поверхні ваг моделює збільшення величини зносу наконечника.

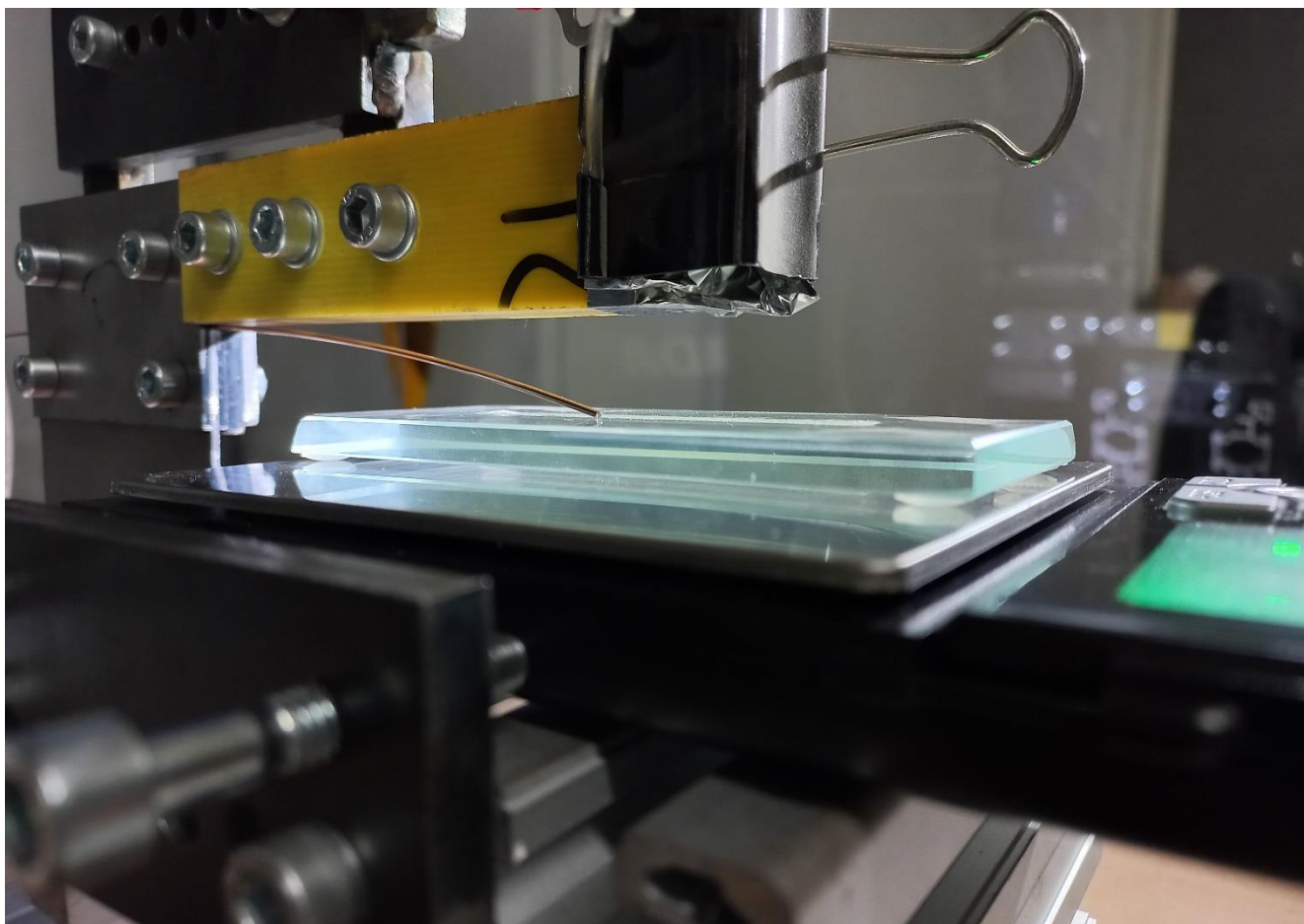


Рисунок 2.9 – Визначення сили контактної взаємодії з використанням робота і електронних ваг

### 2.3.6 Методика визначення швидкості зношування контактного наконечника

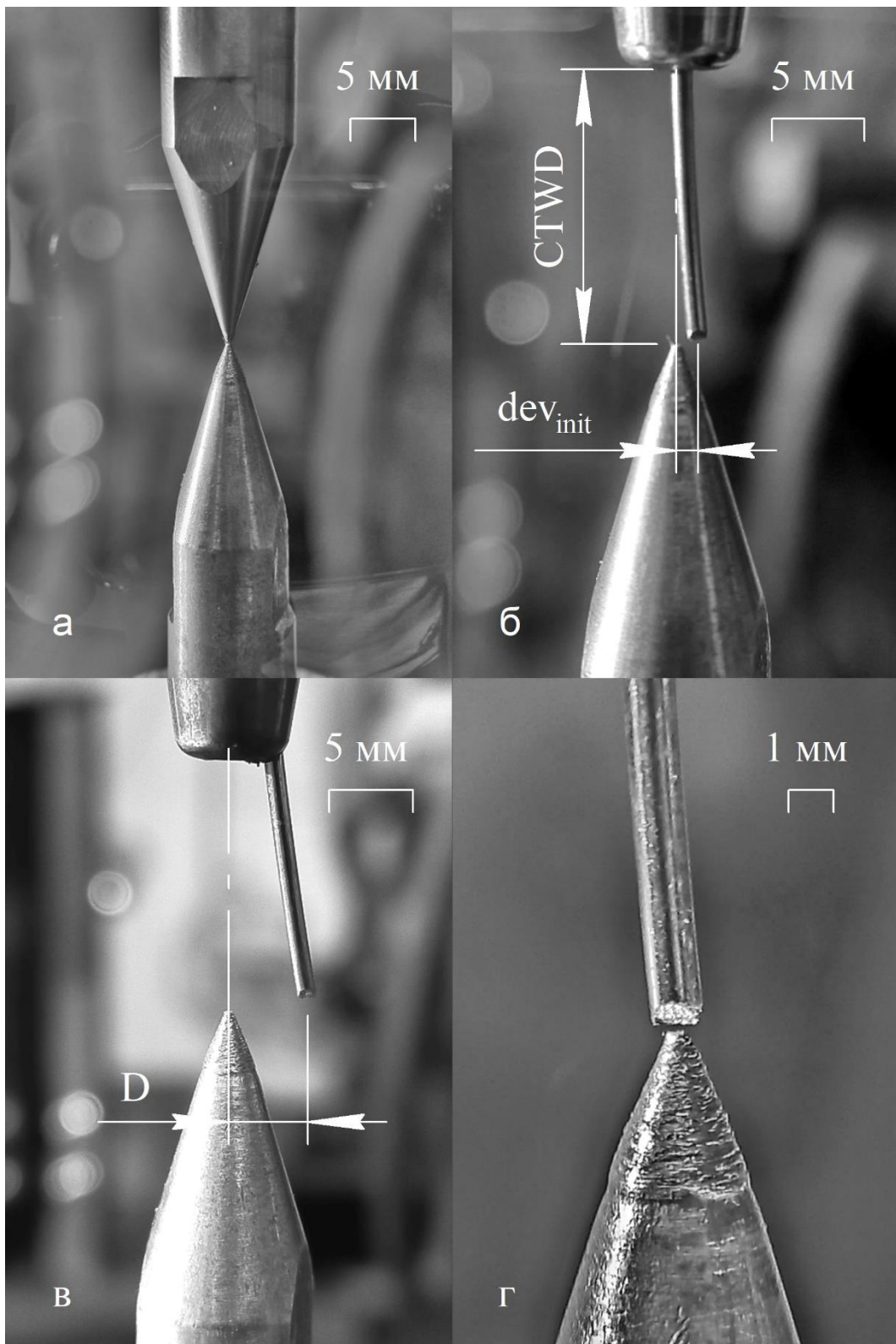
#### 2.3.6.1 Обладнання для вирощування

В експериментах, що включали вирощування зразків використовувався зварювальний робот Yaskawa Motoman MA1440, оснащений зварювальним джерелом живлення Fronius TPS500i, пристроями подачі дроту WF25i і WF60i Robacta Drive, зварювальним пальником Fronius MTB 500i WR 22° і контактними наконечниками CuCrZr відповідного калібру. Була використана система push-pull з чотирма роликами в штовхаючому і двома роликами в тягнучому механізмах подачі та загальною довжиною каналу подачі дроту 5 м від котушки до пальника. Мінімальний радіус вигину каналів подачі дроту становив  $500 \pm 10$  мм.

### 2.3.6.2 Вимірювання початкового відхилення дроту

Відхилення присадного дроту від ТСП виміряно шляхом порівняння координат положення ТСП і координат присадного дроту в ідентичних положеннях робота в його базовій системі координат. Вимірювання проводилися безпосередньо роботом, експериментально перевірена точність позиціонування якого склала  $\pm 0,003$  мм. Для перевірки точності робота використано калібровані вимірювальні пластини товщиною 5, 10 і 20 мм. Для вимірювання відхилення присадного дроту в робочій зоні робота була обрана контрольна точка, відносно якої проводилися всі вимірювання. Точка відліку була розташована на статичному сталевому конусі перед роботом. Координати точки були визначені за допомогою робота шляхом співставлення калібрувального наконечника, кінець якого відповідав положенню ТСП при СТWD = 13, з контрольною точкою (рисунок 2.10, а).

Перший етап дослідження був спрямований на визначення величини початкового відхилення присадного дроту, спричиненого його кривизною. Для цього на пальник було встановлено новий контактний наконечник, після чого робот переміщували в положення з координатами опорної точки (рисунок 2.10, б). Ідентична процедура була реалізована при визначенні величини відхилення присадного дроту зі зношеним наконечником (рисунок 2.10, в). Наступним кроком пальник переміщувався в площині XY основи робота до того моменту, коли кінець присадного дроту вирівнювався з контрольною точкою (рисунок 2.10, г). Координати цього положення і відповідна довжина присадного дроту, використана з встановленим наконечником на момент вимірювання, фіксувалися для подальшого аналізу. Для кожного зразка присадного дроту з новим контактним наконечником було проведено по п'ять вимірювань, через кожні три метри дроту. Порівнюючи визначені координати з контрольною точкою було розраховано величину і напрямок відхилення дроту з новим наконечником. Середнє відхилення вимірювань становило 0,005 мм.



а – визначення контрольної точки; б – відхилення дроту з новим контактним наконечником; в – відхилення дроту зі зношеним контактним наконечником;  
 г – співставлення дроту і контрольної точки

Рисунок 2.10 – Методика вимірювання відхилення присадного дроту від ТСП

### 2.3.6.3 Вимірювання відхилення дроту в процесі вирощування

На другому етапі досліджень відхилення дроту визначено швидкість зношування контактної наконечника. Для цього було розроблено техпроцес вирощування зразків з використанням зразків дротів з трьох матеріалів, вказаних у підрозділі 2.2. Вирощування зразків виконувалося з використанням процесу GMAW з контрольованими короткими замиканнями, що забезпечувалися реверсивним рухом дроту (таблиця 2.5). За описаною раніше методикою фактичне положення дроту порівнювалося з контрольною точкою через кожні 10...15 м нанесеного дроту на перших 100 м і через кожні 30...50 м після використання 100 м. Частота вимірювання визначена формою зразка і попередніми результатами вимірювань відхилення дроту. Довжину використаного дроту розраховано на основі часу горіння дуги та середнього значення WFS. Нові контактні наконечники встановлювали після використання 650-700 метрів дроту.

Таблиця 2.5 – Основні технологічні параметри WAAM при досліджуванні зношування наконечників

Дріт	Діаметр дроту	Захисний газ	WFS	TS	CTWD
718	1,2 мм	Ar70%/He30%	7 м/хв	40 см/хв	13 мм
G3Si1	1,2 мм	Ar82%/CO218%	5 м/хв	45 см/хв	13 мм
625	1,0 мм	Ar70%/He30%	6,9 м/хв	40 см/хв	13 мм

### 2.3.6.4 Визначення напрямку відхилення

На третьому етапі експерименту було досліджено вплив положення зварювального пальника на напрямок відхилення присадного дроту. Для цього було вирощено два додаткових зразки з поворотом пальника на 45° і 90° навколо осі Z системи координат TSP. Процедура друку та вимірювання величини відхилення дроту були ідентичними до тих, що застосовувалися на попередньому етапі.

### 2.3.7 Критерії оцінки якості геометрії поверхонь

Для деталей, виготовлених методом 3Д-друку і WAAM в тому числі, якість поверхні є критично важливим аспектом, який впливає на експлуатаційні характеристики та естетику кінцевого продукту. В контексті виробництва за методом WAAM з метою застосування вирощених деталей без механічної постобробки різанням найважливішим критерієм оцінки є саме геометрія деталей і, особливо їх поверхонь. За умов застосування без або з мінімальною постобробкою поверхонь погіршення експлуатаційних властивостей деталей через низьку якість поверхонь відносить на другий план продуктивність і вплив мікроструктури металу.

Група стандартів ISO 25178 визначають геометричні характеристики виробів, серед яких відхилення поверхні, включаючи шорсткість, хвилястість, відхилення форми та відхилення положення [146]. Стандарт визначає шорсткість поверхні як невеликі, дрібно розташовані відхилення від номінальної поверхні. Хвилястість, за визначенням ISO 25178-2 – це компонент текстури поверхні, що характеризується більш широко розташованими повторюваними елементами геометрії поверхні, які можуть впливати на експлуатаційні характеристики деталі. Зазвичай хвилястість розглядається як тип нерівностей поверхні, який є ширшим і більш віддаленим, ніж більш дрібна шорсткість поверхні. В цій роботі увага приділяється хвилястості як типовій і найбільш помітній особливості геометрії поверхонь деталей WAAM.

Оцінка якості поверхонь WAAM деталей є відносною і визначається технологічними і експлуатаційними вимогами до деталі. Відсутність стандартизованих параметрів поверхні для вказаної АТ визначає необхідність у оцінці оптимальності якості поверхонь через ітеративний процес порівняння фактичних геометричних параметрів поверхонь для різних комбінацій технологічних параметрів WAAM. Таким чином має бути визначений набір параметрів, який забезпечує найменшу нерівномірність поверхонь в межах можливостей WAAM на основі GMAW.

Для порівняння геометрії зразків і оцінки її оптимальності потрібно звернутися до такого параметру, як ефективна ширина стінки (EWW). EWW є популярною характеристикою перерізу елементу WAAM деталі, що пояснюється типовою для цієї технології високою хвилястістю. Цей параметр використовується для обґрунтування припуску на механічну обробку вирощуваної деталі [15]. Для того, щоб отримати прямокутний профіль з гладкими поверхнями, з вирощеного зразка потрібно видалити певну кількість матеріалу (рисунок 2.11). EWW є шириною перерізу надрукованої стінки, яку буде отримано, якщо з повної ширини перерізу зразка (TWW) видалити матеріал до утворення гладких бокових поверхонь.

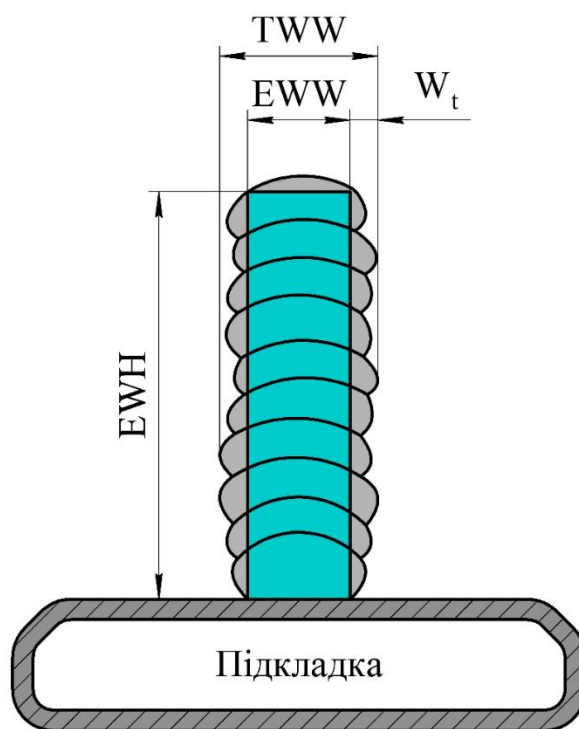


Рисунок 2.11 - Основні параметри поперечного перерізу вирощених стінок

З точки зору застосування механічної постобробки, чим меншим або ближчим до 1 буде співвідношення  $TWW/EWW$ , тим менше матеріалу має бути зрізано для отримання поверхні із задовільною якістю. Таким чином, співвідношення  $TWW/EWW$  визначає ефективність нанесення матеріалу. Якщо перемістити EWW з двовимірної площини в тривимірний простір, то цей параметр

можна тісно пов'язати зі співвідношенням Buy-to-Fly (BTF) [15, 47, 82, 92]. Цей термін прийшов з авіабудівної галузі і описує співвідношення ваги сировини до ваги готової деталі. Нижчий коефіцієнт BTF вказує на вищу ефективність використання матеріалу, оскільки менше матеріалу втрачається під час виробництва. Співвідношення TWW/EWW є цінним показником, але для того, щоб його визначити, слід охарактеризувати та виміряти відповідні параметри поверхні.

Кількісно оцінити якість поверхні допомагає стандарт ISO 21920-2 (колишній ISO 4287) або ASME B46.1, які встановлюють терміни, методи та параметри для визначення текстури поверхні, включно з шорсткістю і хвилястістю [147]. ISO 21920-2 використовується в метрології поверхонь для кількісної оцінки відхилень у напрямку вектора нормалі реальної поверхні від її ідеальної форми.

Згідно ISO 21920-2 основою для вимірювання параметрів поверхні є первинний профіль (P-профіль), який утворюється на перетині реальної поверхні та заданої площини, перпендикулярної до вимірюваної поверхні. P-профіль відображає реальний стан поверхні з усіма її складовими компонентами, включно з шорсткістю, хвилястістю і формою. Таким чином, P-профіль складається з профілю хвилястості (W-профіль) і профілю шорсткості (R-профіль). Кожен з цих компонентів має різну довжину хвилі, тобто різний масштаб.

Профіль хвилястості можна отримати, відокремивши його від первинного профілю за допомогою відповідного режекторного фільтра. Одним із поширених підходів є використання фільтра низьких частот для виділення компонента хвилястості. Фільтр видаляє високочастотну шорсткість, зберігаючи низькочастотну хвилястість. Конкретна формула профілю хвилястості залежить від використовуваного фільтра. ISO 16610-21 містить рекомендації щодо застосування фільтра Гауса або фільтра з відсіканням довжини хвилі. Фільтр Гауса часто використовується через його простоту та ефективність. Він послаблює високочастотні компоненти, пропускаючи низькочастотні компоненти. Фільтр заснований на ваговій функції:

$$S(x) = \frac{1}{\alpha\lambda_c} e^{-\pi\left(\frac{x}{\alpha\lambda_c}\right)^2}, \quad (2.7)$$

де  $x$  – це відстань вздовж профілю від центру кривої фільтру; а  $\lambda_c$  – довжина хвилі відсікання (або частота відсікання), яка відокремлює шорсткість від хвилястості. На практиці значення відсікання обираються на основі типу поверхні та умов її експлуатації. Деталі WAAM можуть мати значну нерівномірність текстури поверхні через природу адитивного процесу, тому значення відсікання мають бути обрані таким чином, щоб задовільно описати параметри поверхні відповідно до подальших умов застосування або постобробки. Наприклад, в дослідженні щодо визначення припуску на механічну обробку WAAM деталей зазначається, що мінімальний припуск на обробку повинен бути встановлений на величину відхилення хвилястості [15]. Таким чином, значення  $\lambda_c$  має забезпечити можливість адекватного вимірювання хвилястості, яка є найбільш значною складовою нерівномірності поверхонь деталей WAAM.

Як правило,  $\lambda_c$  для оцінки хвилястості поверхні становить від 0,8 мм до 2,5 мм для більшості промислових застосувань [147]. Варто враховувати, що  $\lambda_c$  контролює ступінь згладжування. Більше значення  $\lambda_c$  призводить до більш плавної кривої, але в той же час можуть бути втрачені певні деталі профілю.

Для забезпечення того, щоб фільтр Гаусса мав коефіцієнт пропускання 50% на заданій  $\lambda_c$ ,  $\alpha$  приймається рівним:

$$\alpha = \sqrt{\frac{\ln 2}{\pi}}. \quad (2.8)$$

Для отримання згладженого значення необхідно виконати згортання даних первинного профілю з використанням вагових коефіцієнтів, розрахованих за функцією 2.7:

$$W(y) = P(y) * S(x), \quad (2.9)$$

де  $W_y$  – це висота згладженого профілю,  $P_y$  – це висота первинного профілю;  $S_x$  – вагові коефіцієнти Гауса. Таким чином, розрахунок вагових коефіцієнтів Гауса і згортання виконуються для кожної пари значень довжини і висоти профілю. Отримані згладжені дані утворюють більш плавну криву, ніж первинні дані, з меншою кількістю високочастотного шуму, що дозволяє виміряти необхідні параметри хвилястості поверхні. За вказаними раніше стандартами ISO 21920-2 або ASME B46.1 хвилястість описується кількома параметрами. Стандартними є відстань  $W_p$  від вісі  $X$  до найвищого піку профілю хвилястості, відстань  $W_v$  від вісі  $X$  до найнижчої впадини профілю хвилястості, а також загальна висота профілю хвилястості  $W_t$ .

#### 2.4 Статистична обробка результатів

Однією з головних задач комплексу проведених досліджень є розробка методу передбачення величини відхилення присадного дроту від ТСП в залежності від ряду незалежних змінних, які представляють собою основні технологічні параметри процесу WAAM, основні параметри контактної взаємодії дроту з наконечником і характеристики матеріалів та напружено-деформованого стану дроту. Для встановлення залежностей між визначеними параметрами було сплановано ряд експериментів, спрямованих на отримання максимального об'єму інформації з мінімальної кількості зразків. При пошуку діапазону оптимальних технологічних параметрів було розроблено повнофакторний дизайн експерименту, який дозволяє виявляти взаємодії між факторами, які могли б бути не виявлені, якби фактори досліджувалися окремо [148, 149]. Таким чином перевіряється кожна можлива комбінація факторів і рівнів. У випадку дослідження основних технологічних параметрів WFS і TS було використано по чотири значення (рівня) кожного фактору, що у сумі утворило 16 комбінацій.

З метою встановлення функціонального зв'язку між незалежними і залежними змінними було проведено регресійний аналіз. Перед створенням регресійних моделей було перевірено основні припущення, які забезпечують

достовірність отриманих результатів. Лінійний зв'язок між незалежними та залежними змінними перевіряється за діаграмою розсіювання імовірності. Залишки (різниця між спостережуваними і прогнозованими значеннями) повинні бути незалежними один від одного. На діаграмах не повинно бути помітної кореляції між послідовними залишками. Залишки повинні мати постійну дисперсію на кожному рівні незалежної змінної. Це означає, що розсіювання залишків повинно бути приблизно однаковим на всіх рівнях незалежних змінних. Одним із ключових припущень є нормальний розподіл залишків, що можна перевірити за допомогою графіка нормального розподілу імовірностей.

Для проведення регресійного аналізу і побудови графіків залишків було використано демо-версію програмного пакету Minitab. За замовчуванням Minitab використовує метод найменших квадратів для лінійної регресії і метод Гаусса-Ньютона для оцінки нелінійної регресії.

Серед основних статистичних показників дисперсійного аналізу виділяються скоригована сума квадратів, яка вимірює варіацію, що пояснюється кожним членом вашої моделі, незалежно від порядку введення членів у модель. Цей показник дозволяє порівняти сили різних предикторів у створеній регресійній моделі. Іншим важливим показником є критерій Фішера, що представляє собою відношення середньої суми квадратів регресії до середньої суми квадратів помилок. У контексті регресійного аналізу F-тест порівнює модель без предикторів з моделлю, яка має принаймні один предиктор. Нульова гіпотеза стверджує, що модель без предикторів відповідає даним так само добре, як і досліджувана модель. F-тест є важливою частиною регресійного аналізу, оскільки він може показати загальну значущість моделі. Якщо F-значення велике, а відповідне p-значення мале, це свідчить про те, що модель значною мірою прогнозує змінну відгуку, і принаймні один з предикторів пов'язаний з відгуком. Іншим показником є критерій Стюдента (T-значення). Він обчислюється як значення коефіцієнту, поділене на його стандартну похибку. У регресійному аналізі T-значення показує, чи існує значущий зв'язок між незалежною змінною і залежною змінною, при цьому нульова гіпотеза полягає в тому, що зв'язку немає (коефіцієнт дорівнює нулю). Якщо T-значення

велике (і, відповідно, Р-значення мале), це свідчить про те, що зміни у незалежній змінній пов'язані зі значними змінами у змінній відгуку.

Також одним із показових є коефіцієнт кореляції Пірсона, який часто позначають як R. Цей коефіцієнт вимірює силу та напрямок лінійного зв'язку між двома неперервними змінними. Він надає значення від -1 до 1, де значення 1 вказує на ідеальний позитивний лінійний зв'язок, значення -1 вказує на ідеальний негативний лінійний зв'язок, а значення 0 вказує на відсутність лінійного зв'язку взагалі. Таким чином, коефіцієнт кореляції Пірсона дозволяє попередньо оцінити силу і напрямок зв'язку змінних, а також правильність вибору параметрів моделі. Він розраховується за формулою:

$$r = \frac{\sum(X_i - \bar{X}) \cdot (Y_i - \bar{Y})}{\sqrt{\sum(X_i - \bar{X})^2} \cdot \sqrt{\sum(Y_i - \bar{Y})^2}}, \quad (2.10)$$

де  $X_i$  та  $Y_i$  – окремі точки вибірки;  $\bar{X}$  та  $\bar{Y}$  – середні значення рядів  $X$  та  $Y$  відповідно.

## 2.5 Висновки до розділу 2

В розділі надано методику науково-експериментальних досліджень напружено-деформованого стану зварювального присадного дроту, в тому числі вимірювання геометричних параметрів, мікротвердості та визначення модулю пружності шляхом згинання триточковим методом.

Запропонована методика експериментального дослідження величини відхилення присадного дроту від центральної точки інструменту з плануванням факторних експериментів і використанням програмного пакету ANSYS Mechanical для моделювання проведених експериментів.

Визначені критерії оцінки якості поверхонь WAAM деталей на основі міжнародних стандартів з вимірювання і оцінки параметрів поверхонь.

### **РОЗДІЛ 3 ВИЗНАЧЕННЯ ОПТИМАЛЬНИХ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ПРОЦЕСУ ВИРОЩУВАННЯ ДЛЯ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ СТАБІЛЬНОЇ ГЕОМЕТРІЇ НАПЛАВЛЕНИХ ВАЛИКІВ**

Сучасне виробництво схильне до підвищення експлуатаційних характеристик вироблених деталей і інструментів в багатьох випадках завдяки розробці і використанню матеріалів з покращеними властивостями. Матеріали такого роду, крім високих властивостей мають також і високу вартість, тому ефективне використання матеріалу є однією з головних цілей сучасного виробництва. Вирішення цього завдання полягає в використанні сучасних методів адитивного виробництва. Адитивне виробництво дозволяє збільшити коефіцієнт використання матеріалу BTF (Buy-to-Fly), тобто підвищити ефективність використання матеріалу шляхом наближення об'єму друкованої заготовки до об'єму кінцевого виробу [7]. Як зазначено в розділі 1 використання вирощених об'єктів або деталей без повної або часткової механічної обробки є досить обмеженим через необхідність забезпечення розмірної точності, механічних та експлуатаційних властивостей на визначеному розробником деталей рівні. При застосуванні WAAM типова для пошарових процесів виробництва хвилястість поверхонь може знижувати межу міцності і тріщиностійкість. В той же час особливості переносу металу і формоутворення валиків при WAAM на основі GMAW збільшують нерівномірність поверхонь як в повздовжньому до валиків, так і поперечному напрямках. Утворена нестабільність нерівномірності поверхонь в першу чергу ускладнює можливість розрахунку або передбачення механічних властивостей вирощених деталей. Саме тому, перш ніж перейти до дефектів формоутворення геометрії деталей через відхилення інструменту, варто дослідити можливість оптимізації основних технологічних параметрів WAAM задля забезпечення найякіснішої геометрії поверхонь.

### 3.1 Оптимізація основних технологічних параметрів процесу WAAM на основі GMAW

#### 3.1.1 Основні технологічні параметри процесу WAAM на основі GMAW

Для забезпечення прийнятної якості поверхні WAAM деталей необхідно контролювати геометричні параметри кожного шару виробу. Основними параметрами є ширина і висота як окремо взятих валиків, так і їх комбінацій. Така спрощена характеристика дозволяє планувати траєкторію вирощування і розбивати 3Д-моделі на окремі шари. Незбалансовані параметри друку неминуче призводять до утворення як зварювальних дефектів, таких як пори, несплавлення та ін., так і дефектів геометричної форми валика.

WAAM на основі GMAW – це комплексний адитивний процес, в основі якого лежать принципи електродугового зварювання плавким електродом в середовищі захисних газів. Тож основними технологічними параметрами WAAM можна вважати традиційні зварювальні параметри, а саме WFS, TS, і температуру основного матеріалу, на який наноситься новий валик. Оскільки в сучасному обладнанні контроль технологічних параметрів роботизованого зварювання спирається на синергетичні лінії (підібрані комбінації параметрів, які забезпечують стабільність процесу зварювання і наплавлення), то доцільно використовувати визначений ними склад захисного газу. Так само оптимальна довжина дуги (або напруга на дузі) забезпечується синергетикою параметрів. В той же час, згідно з існуючими дослідженнями величина витрати газу не впливає на формоутворення валиків. Також варто звернути увагу на діаметр присадного дроту. Діаметр дроту 1,2 мм є одним з трьох (також 0,8 та 1,0 мм) найбільш розповсюджених розмірів дротів. За рахунок більшого діаметру дроту можна забезпечити більшу продуктивність і перенос металу з короткими замиканнями при меншій швидкості подачі дроту (зменшення тепловкладення за рахунок використання меншої сили струму). Також в різних дослідженнях зазначають значний вплив міжпрохідної температури на геометричні параметри як окремих валиків, так і вирощуваних об'єктів в цілому [150].

Оптимізація технологічних параметрів WAAM є центральною темою багатьох досліджень, які спрямовані на покращення продуктивності, оптимізацію геометрії вирощуваних деталей та зменшення залишкових напружень, викликаних термічними циклами пошарового вирощування. В них відзначається, що серед всіх технологічних параметрів саме WFS і TS є ключовими, які впливають на геометричні параметри валиків, стабільність процесу WAAM і термічні цикли, що його супроводжують [150, 151]. У окремих дослідженнях в контексті якості геометрії вирощуваних деталей часто обговорюється ефективна ширина стінки з точки зору її взаємозв'язку з такими технологічними параметрами WAAM, як WFS і TS [151–153].

В контексті WAAM, а особливо при вирощуванні тонкостінних об'єктів, ефективну ширину стінки (EWW) і повну ширину стінки (TWW) можна розглядати як критерії для оцінки оптимальності обраних технологічних параметрів, не враховуючи продуктивність. Найменше співвідношення TWW/EWW може слугувати критерієм вибору між декількома комбінаціями параметрів, які забезпечують однакову за величиною TWW або EWW. Менше співвідношення буде свідчити про меншу хвилястість поверхонь, а отже вищу ефективність використання матеріалу. Таким чином, при однаковій ефективній ширині стінки, отриманої різними комбінаціями параметрів WFS і TS, найменша хвилястість поверхні буде забезпечувати найменше співвідношення TWW/EWW.

Серед основних параметрів WFS безпосередньо забезпечує надходження певного об'єму присадного матеріалу в місце нанесення матеріалу в одиницю часу. Крім того, WFS прямо пов'язана із величиною зварювального струму, який, в свою чергу, прямо пропорційний величині тепловнесення [154]. WFS має бути збалансована із TS для забезпечення стабільного процесу горіння дуги та, відповідно, стабільної геометрії наплавленого шару. TS разом з WFS забезпечують певний об'єм присадного матеріалу на одиницю довжини траєкторії, чим можуть значно впливати на ширину зварювального шва та перекриття сусідніх валиків. Також відзначається, що TS безпосередньо впливає на швидкість нагрівання, оскільки визначає час перебування джерела тепла на певному відрізку траєкторії.

Повільніша TS призводить до збільшення тепловнесення та ширшого валику, тоді як більша TS може призвести до недостатнього зплавлення між шарами і нестабільної форми валиків [152, 153]. Таким чином, тепловнесення, контрольоване TS і величиною зварювального струму, а також WFS значно впливають на співвідношення висоти до ширини валику. Зі збільшенням тепловнесення зменшується співвідношення висоти до ширини валику, а зі збільшенням WFS (тобто об'єму металу) це співвідношення збільшується. При цьому зі збільшенням висоти валика зростає кут змочування поверхні валиком, а зі збільшенням ширини валика він зменшується [153–156].

Таким чином, оптимізація саме WFS і TS є найефективнішим методом забезпечення контролю геометрії валику, підтримки стабільності процесу та досягнення гарної якості поверхні і точності розмірів WAAM деталей [46, 72, 157].

### 3.1.2 Визначення попереднього діапазону основних технологічних параметрів WAAM для забезпечення стабільності процесу вирощування

Процес оптимізації часто включає експериментальні випробування та обчислювальні методи, щоб знайти найкращу комбінацію параметрів, яка призведе до отримання високоякісного продукту з мінімальними дефектами. Тому для оцінки впливу технологічних параметрів WFS та TS на процес WAAM і якість поверхонь було сплановано практичний експеримент, який складався з послідовного наплавлення одиночних валиків з різними комбінаціями технологічних параметрів і проведення кількісної та якісної оцінки отриманої геометрії. Для проведення експерименту обрано чотири значення WFS і чотири значення TS спираючись на можливості джерела зварювального струму і загально використовувані величини швидкості зварювання/наплавлення. На основі обраних факторів було розроблено дизайн повнофакторного експерименту із шістнадцятьма комбінаціями визначених параметрів (рисунок 3.1), які було використано для виготовлення шістнадцяти зразків (рисунок 3.2). Кожен із зразків складався із двох шарів однопрохідних валиків. Валики першого шару довжиною 100 мм наносилися

на очищену поверхню сталеві пластини з температурою 21°C. Валики другого шару довжиною 50 мм нанесено зверху валиків першого шару з відповідними параметрами наплавлення. Другий шар дозволив зробити попередній висновок про придатність тих чи інших комбінацій параметрів до багатошарового вирощування.

У якості присадного матеріалу в цьому експерименті було використано низьковуглецевий нелегований зварювальний дріт марки G3Si1 діаметром 1,2 мм. Для підкладки обрано листовий метал з низьковуглецевої конструкційної сталі. Для створення захисного середовища використано суміші газів M21 (Ar90%+CO<sub>2</sub>10%). СТWD підтримувалась з постійною величиною 13 мм. Міжпрохідна температура підтримувалася на рівні 100±10°C. Контроль міжпрохідної температури є ключовим фактором для забезпечення найменшого впливу ефекту акумуляції тепла на процес і результат вирощування [158, 159]. Температура контролювалася безконтактним методом за допомогою пірометра (коефіцієнт випромінювання 0,9).

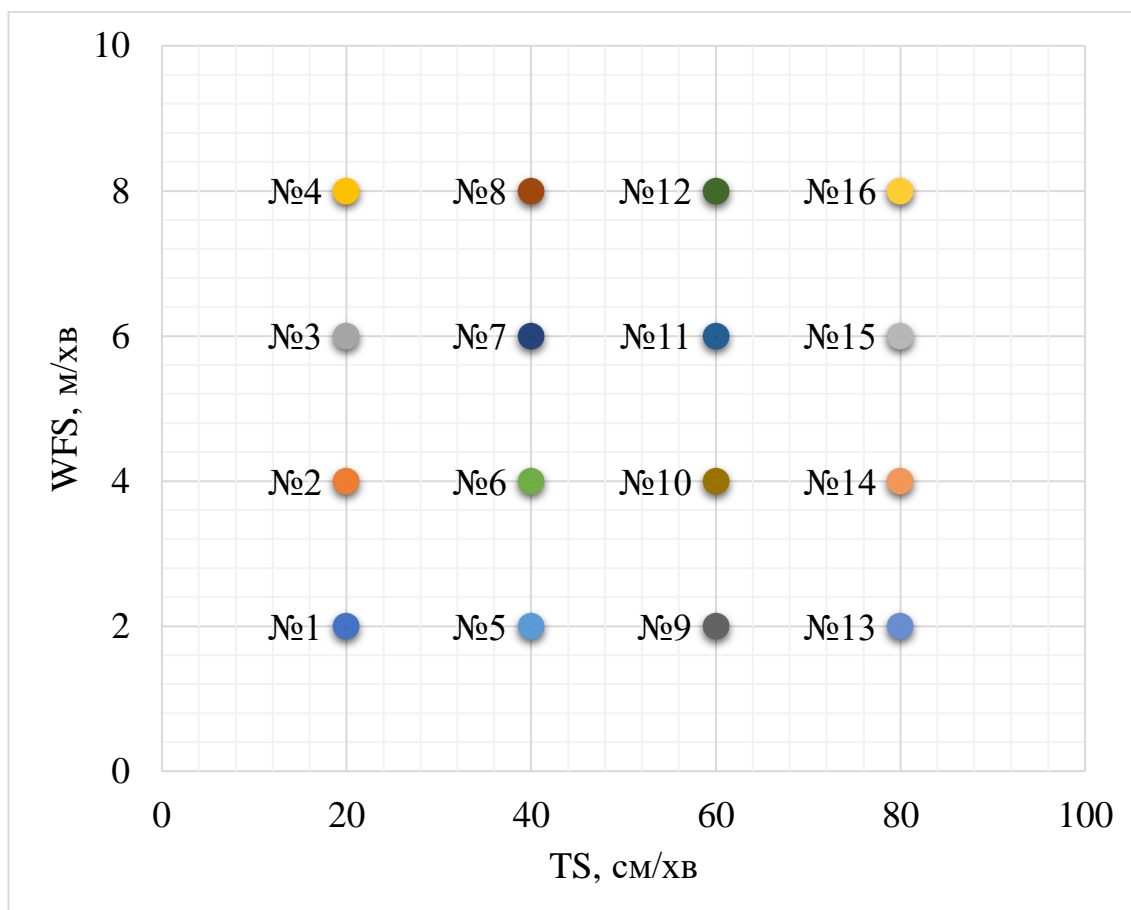


Рисунок 3.1 - Дизайн експерименту з визначення попереднього діапазону оптимальних параметрів WAAM

Результати вимірювань першого шару зразків демонструють стабільну форму валиків вздовж їх довжини у всьому діапазоні обраних параметрів. Постійна форма забезпечується оптимальною швидкістю кристалізації металу, яку можна пояснити низькою температурою підкладки при нанесенні першого шару. Температура підкладки при нанесенні перших валиків складала 20...30°C і не перевищувала 50°C при нанесенні останніх. Також додаткову підтримку ванні розплавленого металу надає плоска поверхні підкладки, яка на відміну від вигнутої поверхні валика утримує ванну розплавленого металу від надмірного розтікання. Але швидка кристалізація можуть мати і негативний ефект, який спостерігається на початку зразків 9 і 13 (рисунок 3.2).

Через мале співвідношення WFS/TS на початку валиків утворюється бугор, який виникає через швидку кристалізацію металу при його нанесенні на підкладку, а також через статичне положення пальника на початку вирощування. За рахунок низького тепловкладення валик має недостатню текучість і в той час, як нижній шар валику починає кристалізуватися, зверху в цій зоні ще додається присадний матеріал.

Вимірювання показали, що зі зростанням WFS спостерігається нелінійне збільшення ширини валика (рисунок 3.3). При цьому найбільший ефект від збільшення WFS помітний при низьких значеннях TS біля 20 і 40 см/хв на зразках 1-8. В той же час найбільший ефект від зміни TS відбувається при високих величинах WFS на зразках 3, 4, 7, 8, 11, 12, 15 і 16. Тест на нормальність Андерсона-Дарлінга показав нормальний розподіл виміряних значень ширини валика з вірогідністю більше 90%. Виходячи з нормального розподілу змінних зв'язок ширини з WFS і TS було описано лінійною регресійною моделлю у вигляді поліному другого порядку:

$$\ln(W) = 1,0056 - 0,02716 \times TS + 0,4421 \times WFS + 0,000179 \times TS^2 - 0,02896 \times WFS^2 - 0,000443 \times TS \times WFS, \quad (3.1)$$

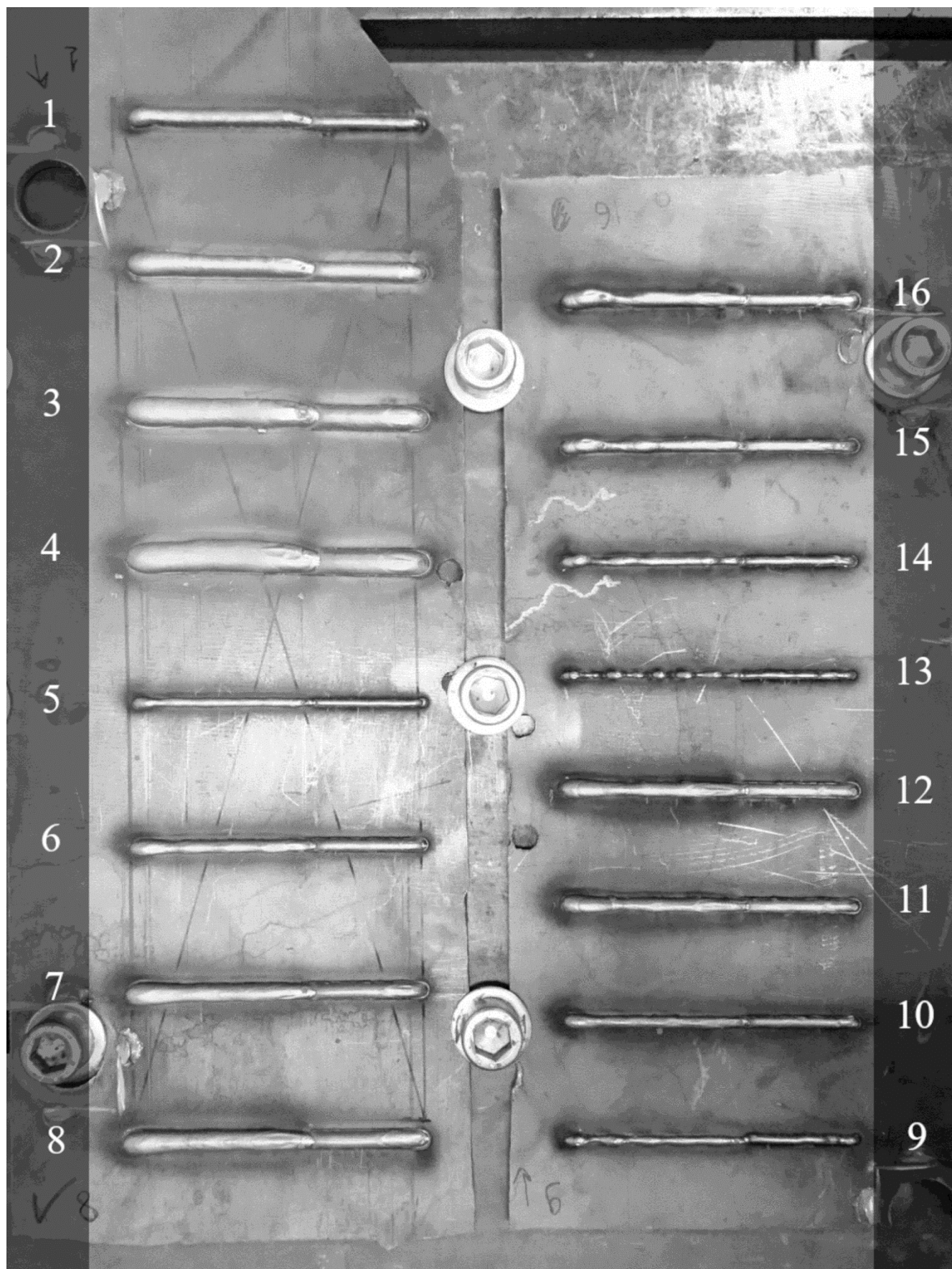


Рисунок 3.2 - Експериментальні зразки для визначення попереднього діапазону технологічних параметрів

де  $W$  – це ширина валика, мм;  $TS$  – це швидкість переміщення пальника, м/хв;  $WFS$  – це швидкість подачі присадного дроту, см/хв. Дисперсійний аналіз коефіцієнтів моделі показав, що  $WFS$  і її квадратична форма мають найбільший вплив на зміну ширини валика (таблиця 3.1). Це також підтверджується критерієм Стьюдента, який для  $WFS$  склав 17,74. Це значення значно більше 0, що свідчить про суттєвий позитивний ефект вказаного параметру на зміну функції відгуку. Параметри моделі  $WFS^2$  і  $TS$  в той же час мають значний негативний ефект на ширину валика з відповідними критеріями Стьюдента -12,68 і -10,9. Загальний ефект параметрів моделі можна оцінити за таблицею 3.1. В ній Т-критерій відповідає критерію Стьюдента, F-критерій відповідає критерію Фішера, а р-критерій відповідає за значущість

Таблиця 3.1 - Результати регресійного та дисперсійного аналізів

Параметр	Коеф	СП Коеф	Т-критерій	F-критерій	р-критерій
TS	-0,02716	0,00249	-10,90	118,73	0,000
WFS	0,4421	0,0249	17,74	314,57	0,000
TS <sup>2</sup>	0,000179	0,000023	7,86	61,80	0,000
WFS <sup>2</sup>	-0,02896	0,00228	-12,68	160,91	0,000
TS x WFS	-0,000443	0,000183	-2,43	5,89	0,036

Дещо інша залежність спостерігається для висоти валиків, яка не так активно відгукується на зміну  $WFS$ , але значно зменшується зі збільшенням  $TS$  (рисунок 3.4). Виключенням може бути комбінація максимальних  $WFS$  і  $TS$ , при якій була виміряна дещо більша висота, ніж у сусідніх точках. Регресійна модель залежності висоти валика від  $WFS$  і  $TS$  виглядає наступним чином:

$$\frac{H^{\lambda-1}}{\lambda \times g^{\lambda-1}} = 21,071 - 0,0841 \times TS + 0,3635 \times WFS - 0,04976 \times WFS^2 + 0,010053 \times TS \times WFS, \quad (3.2)$$

де  $H$  – висота валика, мм;  $\lambda = -3$ ;  $g = 2,82123$  (середнє геометричне висоти валиків  $H$ ). Згідно дисперсійного аналізу TS має різкий негативний ефект на зміну висоти валиків, тобто при збільшенні TS зменшується висота валика (таблиця 3.2). Натомість, перетин параметрів WFS і TS мають комплексний позитивний ефект на висоту валиків. В той же час розрахований критерій Стьюдента вказує, що WFS і  $WFS^2$  значно менше впливають на зміну функції відгуку 3.2.

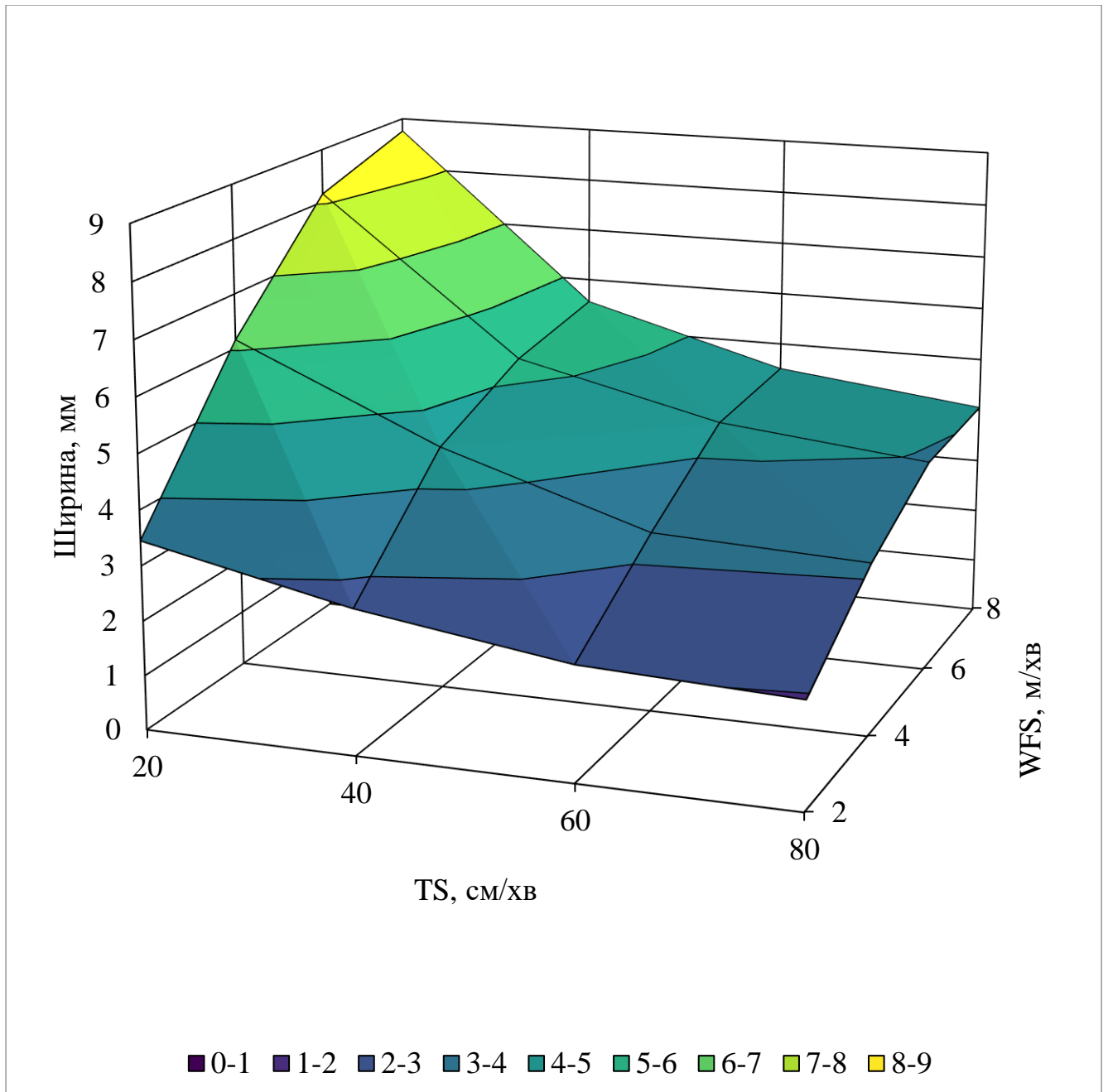


Рисунок 3.3 - Залежність ширини валика першого шару від WFS і TS

Таблиця 3.2 - Результати регресійного та дисперсійного аналізів

Параметр	Коеф	СП Коеф	Т-критерій	F-критерій	р-критерій
TS	-0,08410	0,00378	-22,26	495,53	0,000
WFS	0,3635	0,0941	3,86	14,92	0,003
WFS^2	-0,04976	0,00862	-5,77	33,30	0,000
TS x WFS	0,010053	0,000690	14,57	212,41	0,000

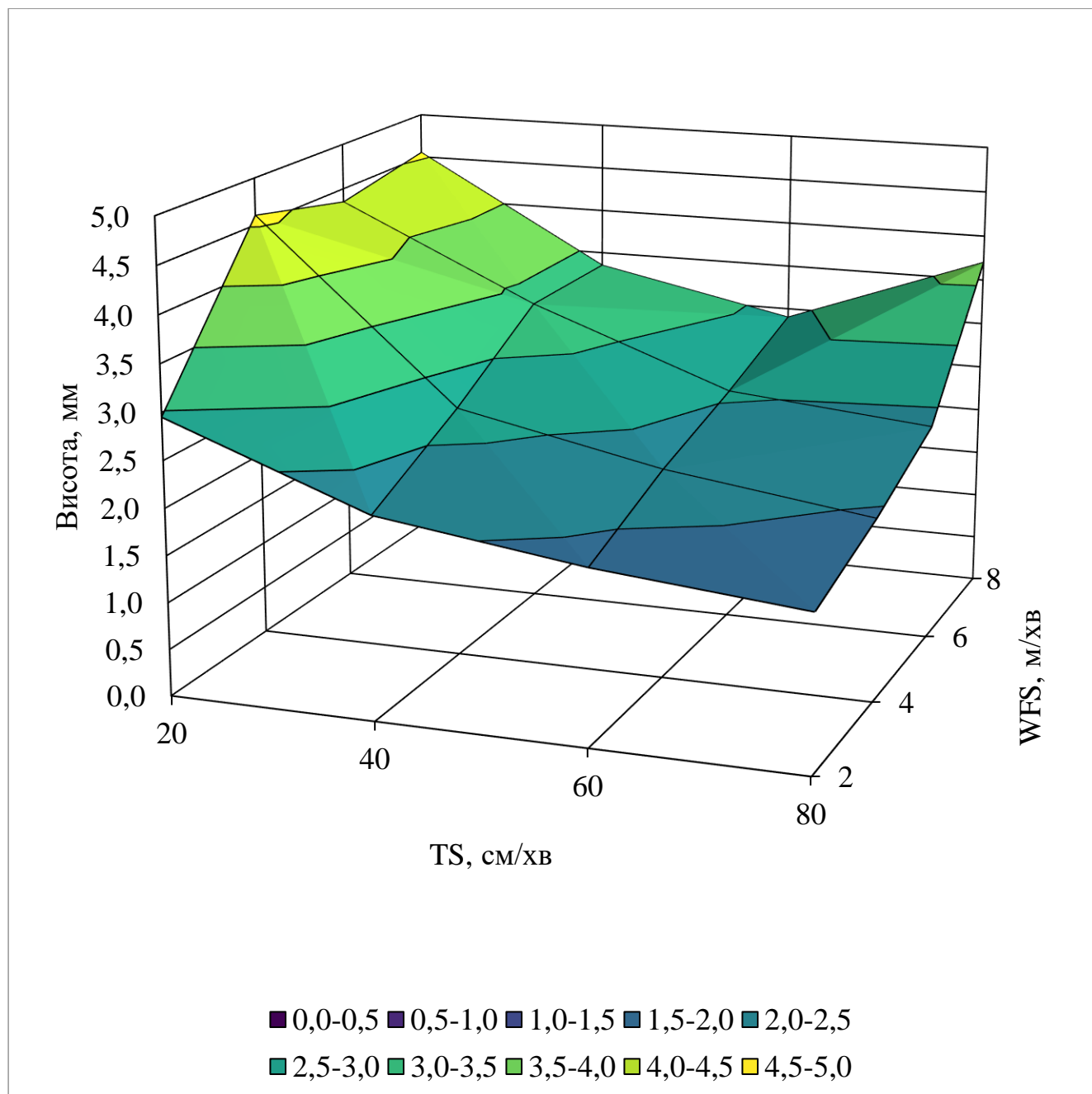


Рисунок 3.4 - Залежність висоти валика від WFS і TS

Оскільки перший шар не є показовим з точки зору стабільності формоутворення багат шарових структур, то найбільш важливим є аналіз саме другого шару вирощених зразків. Візуальна оцінка геометрії другого шару показала, що при низьких значеннях WFS, близьких до 2 м/хв та високих TS від 60 до 80 см/хв (зразки 9 і 13-16) процес формоутворення валика проходить нестабільно. Так само, як і у випадку першого шару, через мале співвідношення WFS/TS при нанесенні матеріалу спостерігаються розриви валиків з утворенням впадин вздовж напрямку наплавлення і, відповідно, періодичною зміною ширини. Це свідчить про значну нестачу матеріалу на одиницю довжини валика. Формування повздовжньої хвилястості і розривів пов'язане зі зворотнім потоком розплавленого металу, який під впливом тиску електричної дуги, поверхневого натягу рідкого металу і, власне, потоку металу переміщується в хвіст зварювальної ванни (рисунок 3.5). В хвостовій частині ванни розпочинається процес кристалізації, що також утримує рідкий метал від стікання в утворену яму. В цей час, утворена яма через низьку WFS і високу TS не встигає наповнитися присадним матеріалом, через що і утворюється розрив валика, а наплавлений метал збирається і кристалізується великими краплями.

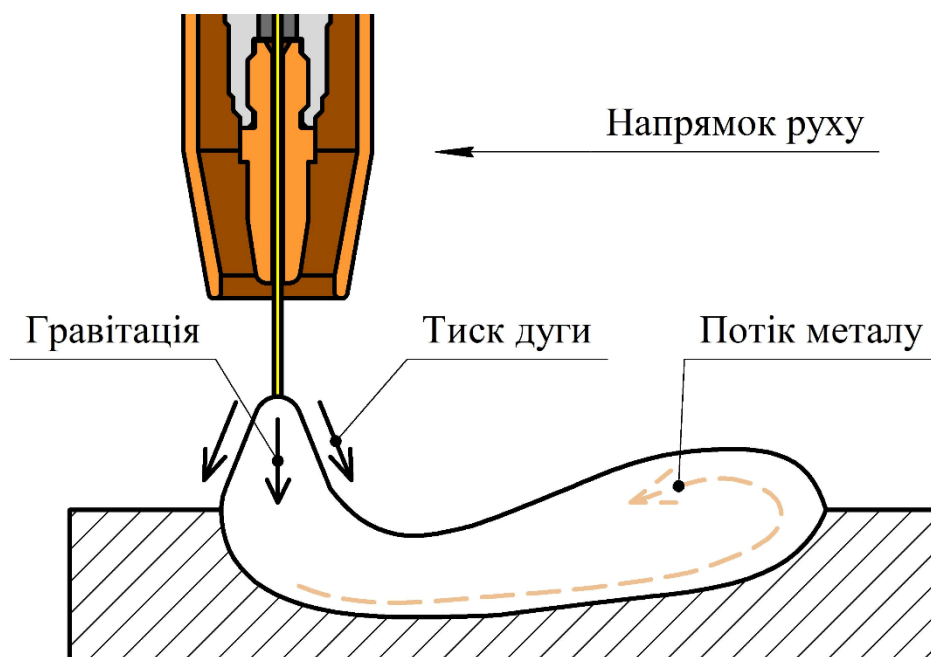


Рисунок 3.5 - Динамічні процеси у ванні розплавленого металу в процесі WAAM

При високих значеннях WFS близько 8 м/хв та низьких TS від 20 до 40 см/хв (зразки 4 і 8) спостерігається протилежний ефект. При такому співвідношенні вказаних параметрів збільшується розмір ванни розплавленого металу, який пояснюється значним збільшенням погонної енергії (рисунок 3.6). Погонну енергію, використану в наплавленні кожного із зразків, розраховано за формулою [160]:

$$H_i = \frac{\eta(U \times I)}{TS}, \quad (3.3)$$

де  $H_i$  – кількість внесеної в валик енергії, Дж/мм;  $\eta$  – термічна ефективність дугового процесу, прийнята 0,8 [161];  $U$  – середнє значення напруги зварювання, В;  $I$  – середнє значення струму зварювання, А;  $TS$  – швидкість переміщення пальника, мм/с. Порівнявши діаграми залежності погонної енергії (рисунок 3.6) і ширини валика (рисунок 3.3) від WFS і TS можна побачити значну схожість, яка говорить про прямий зв'язок кількості внесеної енергії на одиницю довжини валика (а разом з цим і кількість матеріалу) з шириною валика.

Відповідно до розрахунку і рисунку 3.6 можна побачити, що низька TS при високій WFS забезпечують значне збільшення тепловкладення. Крім цього, при великому співвідношенні WFS/TS спостерігається значний надлишок матеріалу, що надходить у ванну в одиницю часу. В першу чергу це виражається у широкій і нерівномірній формі валика, що утворюється внаслідок надмірної текучості металу через його перегрів і переповнення ванни розплавленого металу. При цьому поверхня зразків 2-4 і 8 має матово сірий колір, що свідчить про її надмірне окислення.

Таким чином, вимірювання показали суттєву нелінійну залежність геометричних параметрів валиків від WFS та TS. Характери зміни ширини і висоти дуже схожі між собою, маючи зворотну залежність із TS і пряму з WFS. Варіюючи цими параметрами в певних межах можна отримати валики різної ширини та висоти. Крім того різні комбінації параметрів WFS та TS дають змогу отримати

валики з близькими геометричними характеристиками. В такому випадку кращою комбінацією технологічних параметрів буде така, яка при близьких ширині та висоті валиків буде забезпечувати найменше тепловнесення в деталь.

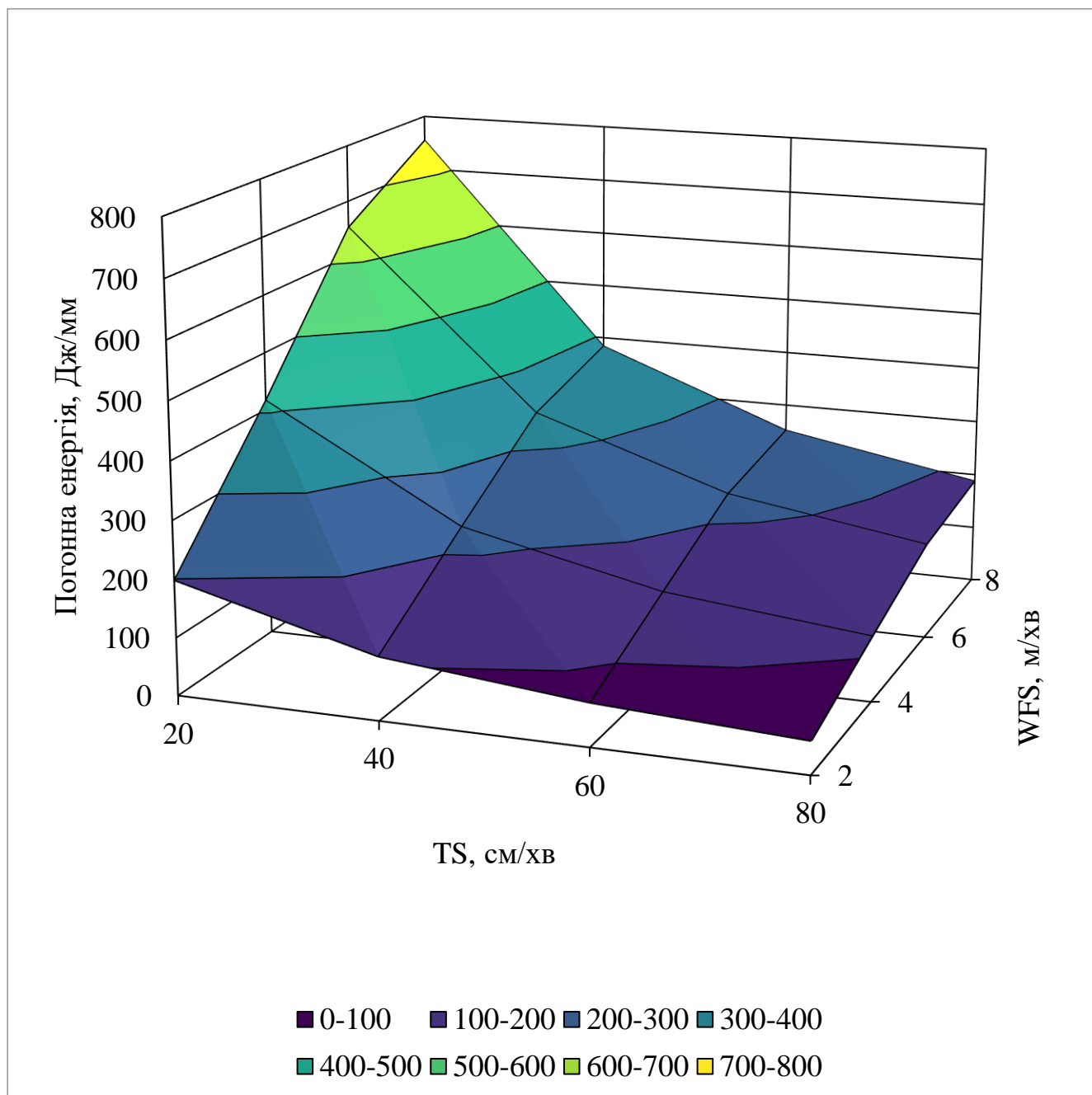


Рисунок 3.6 - Залежність погонної енергії для наплавлення валика від WFS та TS

Виходячи з форми надрукованих зразків можна зробити висновок про придатність тієї чи іншої комбінації WFS та TS до стабільного та якісного формування валика при багатошаровому друці. На основі проведеного аналізу було

визначено зону задовільних та зони незадовільних комбінацій параметрів WFS та TS, які відповідають вимогам до геометрії валика, а саме: відсутність аномальної хвилястості по ширині та висоті, відсутність розривів валика, знижена імовірність стікання металу під час друку, зменшена вірогідність утворення геометричних дефектів на початку та у кінці валика (рисунок 3.7). Оптимальні значення WFS та TS дозволяють отримати стабільний процес друку, під час якого утворюється одиночний валик або шар металу без коливань форми поперечного перерізу і, перш за все, у поздовжньому напрямі. Для забезпечення необхідної ширини по всій висоті друкованого об'єкта нанесення початкових шарів слід проводити з підвищеними параметрами режиму. У випадку використання відрізної основи перші декілька шарів можуть бути закладені у величину припуску на відрізання. Нанесення наступних шарів слід проводити контролюючи міжпрохідну температуру через ефект акумуляції тепла та його вплив на розмір і текучість ванни розплавленого металу.

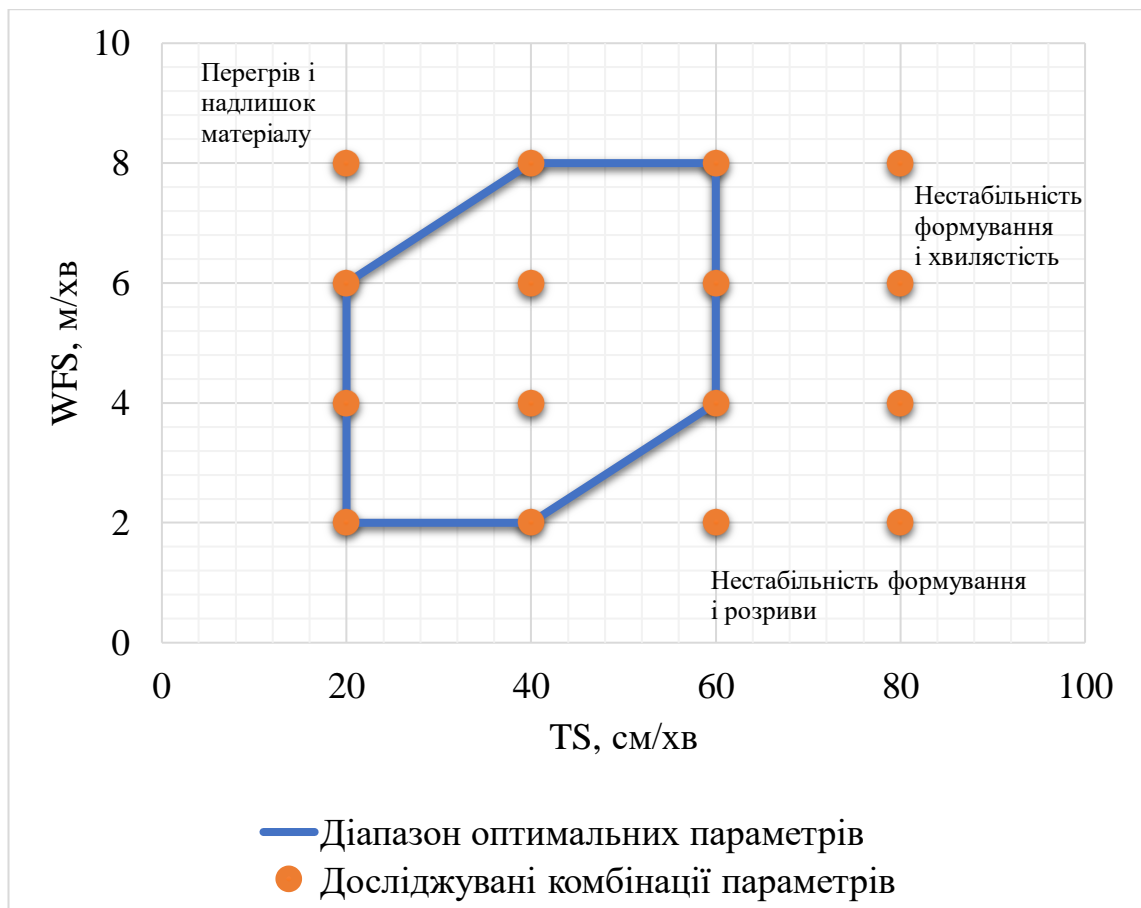


Рисунок 3.7 - Зона оптимальних для друку комбінацій параметрів

На основі отриманих результатів експерименту для перевірки відміченої зони оптимальних для друку режимів було обрано випадкову пару параметрів  $TS=50$  см/хв і  $WFS=4$  м/хв для друку тестової стінки з десяти шарів. З попередніх експериментів було визначено, що перший шар має бути виконано з підвищеними параметрами режиму для забезпечення однакової ширини валиків першого та послідуєчих шарів. Для цього  $WFS$  першого шару було збільшено до 5 м/хв. Обрані параметри WAAM забезпечили гладку поверхню наплавлених шарів та відсутність небажаних дефектів поверхні (відсутність стікань розплавленого металу, хвилястість та подрізи). Обрані параметри із визначеної зони забезпечили формування поверхні стінки зразка з рівномірною хвилястістю без різких переходів між шарами (рисунок 3.8). Глибина переходів була в межах від 0,2 до 0,5 мм. Повна товщина стінки склала 3,9 мм, а висота десяти шарів 12 мм.

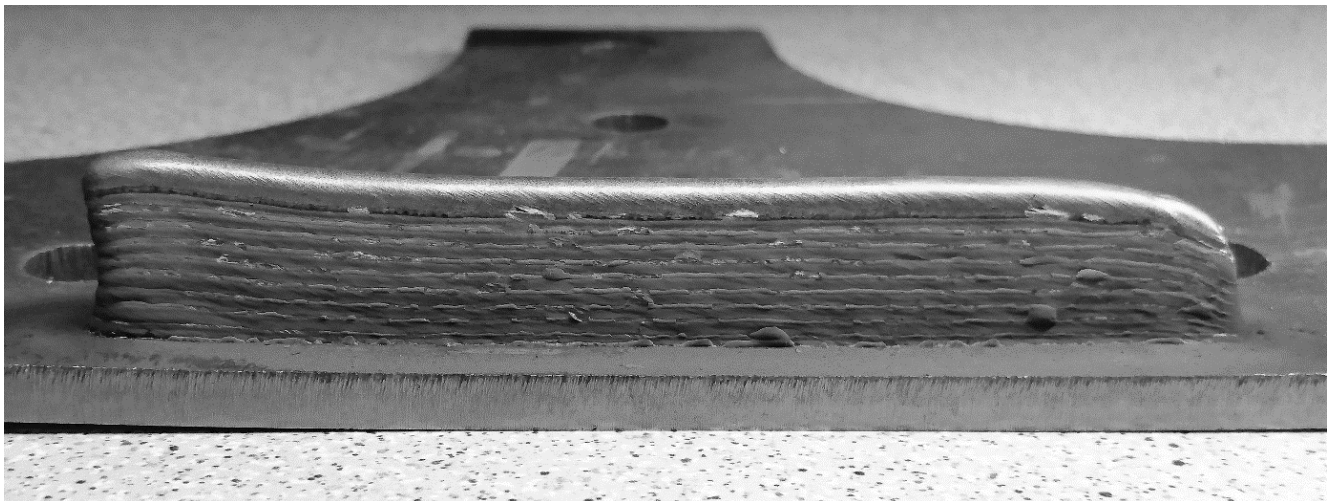


Рисунок 3.8 - Десятишаровий зразок для тестування визначеної комбінації параметрів

3.1.3 Оптимальні комбінації технологічних параметрів для забезпечення прийнятної якості поверхонь WAAM деталей

Визначений діапазон основних технологічних параметрів процесу WAAM дозволив зробити попередній висновок про стабільність і якість формоутворення валиків у повздовжньому напрямку. Але для оцінки придатності тієї чи іншої

комбінації параметрів WFS та TS до використання зі скороченням постобробки потрібно дослідити бокові поверхні стінок, що утворюються при багатошаровому вирощуванні. З цією метою на основі попереднього діапазону було сплановано схожий на попередній практичний експеримент з багатошаровим вирощуванням однопроходних стінок. Для цього було обрано чотири значення параметрів WFS та TS з діапазону величин, визначених в попередньому підрозділі (рисунок 3.7). На основі обраних факторів було створено повнофакторний експеримент із шістнадцятьма комбінаціями параметрів (рисунок 3.9), які було використано для виготовлення шістнадцяти зразків.

Кожен із зразків складався із десяти шарів однопрохідних валиків довжиною 85 мм. Валики першого шару всіх зразків наносилися на поверхню металевієї пластини з однаковими параметрами режиму наплавлення для утворення основи стінок. Подальші валики наносилися з відповідними параметрами наплавлення змінюючи напрямок нанесення матеріалу кожен другий шар. Така стратегія вирощування дозволяє усунути ефект накопичення висоти на початку стінки і спадання висоти на її кінці. СТWD підтримувалась з постійною величиною 13 мм. Міжпрохідна температура контролювалась на рівні  $100 \pm 10^\circ\text{C}$  для усунення ефекту накопичення тепла, який впливає на текучість металу.

У якості присадного матеріалу в цьому експерименті було використано зварювальний дріт з жароміцного нержавіючого сплаву 718 діаметром 1,2 мм. Цей матеріал обрано з розрахунку його популярності в галузі авіадвигунобудування, а також широкого використання в енергетичних силових установках. Сплав 718 має гарні властивості в контексті зварювання, а тому процес WAAM не має супроводжуватися серйозними дефектами у вигляді пороутворення, утворення тріщин тощо. Зважаючи на хімічний склад матеріалу його вирощування виконувалося в середовищі аргону з чистотою 99,993%. Для підкладки обрано листовий метал з низьковуглецевої конструкційної сталі, оскільки вона має достатню спорідненість зі сплавом 718 для утворення міцного металургійного зв'язку до моменту завершення вирощування і проведення випробувань.

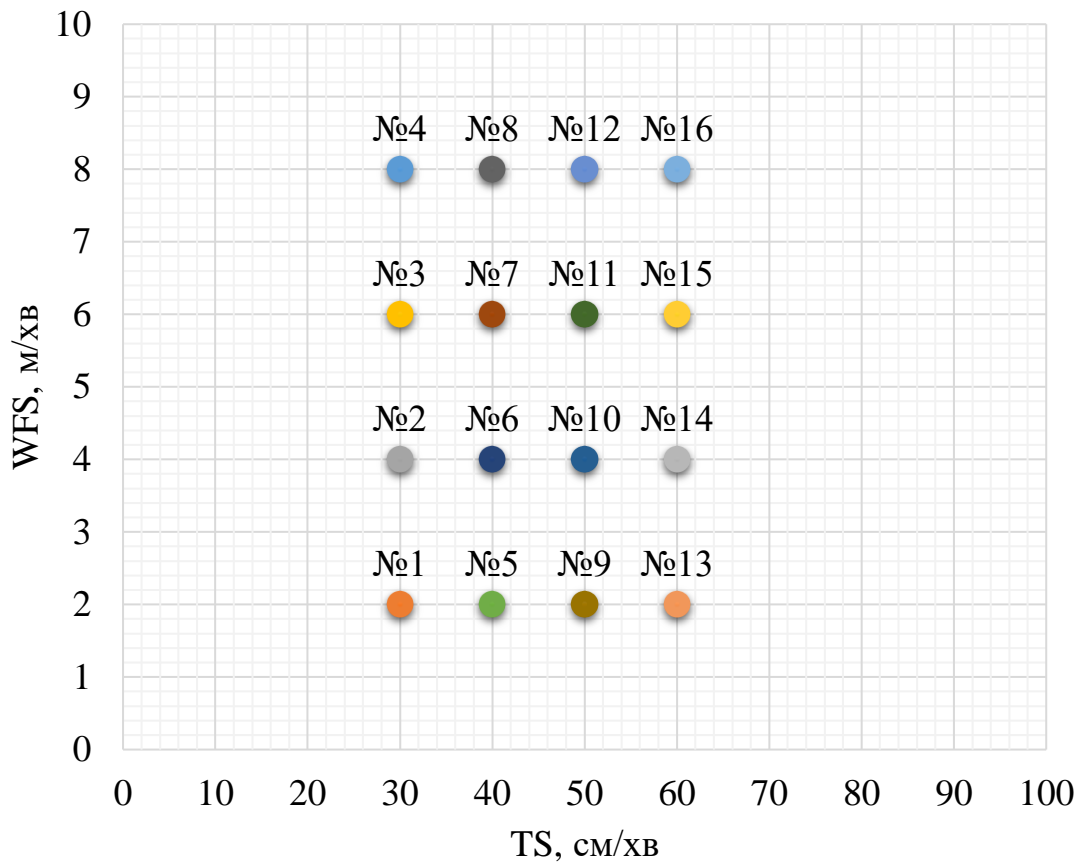


Рисунок 3.9 - Дизайн експерименту з визначення залежності якості поверхонь від WFS і TS

В першу чергу було проведено якісну оцінку процесу нанесення матеріалу і повздовжню стабільність геометрії валиків при багат шаровому вирощуванні. Очікувано, зразок 4 з найбільшим співвідношенням WFS/TS втратив форму після третього нанесеного шару (рисунок 3.10). Втрата форми пов'язана зі значним надлишком металу і тепловнесення, що разом з найменшою TS забезпечило найбільшу величину погонної енергії серед досліджуваних зразків. Інші зразки показали задовільну повздовжню стабільність форми валиків.

Відповідно до критеріїв, визначених в підрозділі 2.3.7, основним параметром оцінки якості геометрії вирощених деталей є хвилястість бокових поверхонь. Найменша абсолютна величина хвилястості свідчить про стабільність і постійність формоутворення, а також забезпечує найкращі з можливих експлуатаційні властивості та ефективність використання матеріалу.

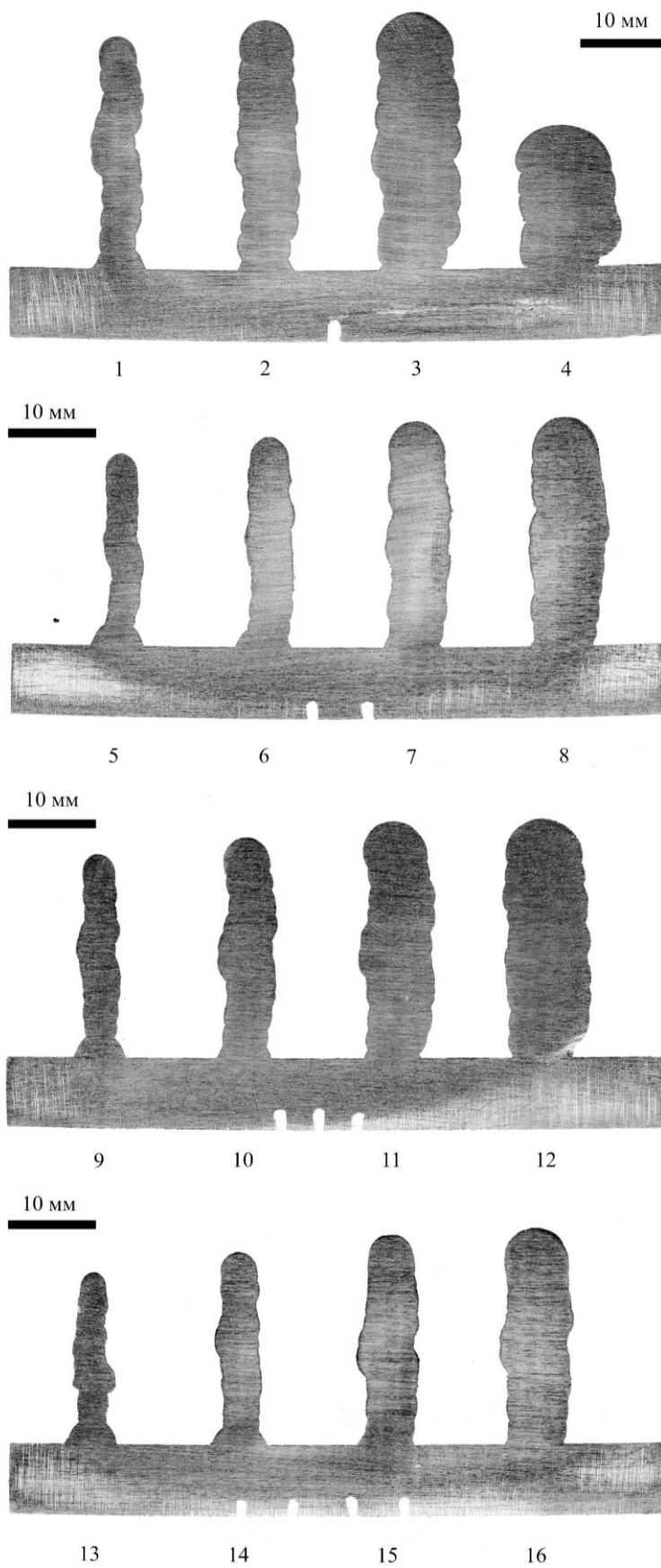


Рисунок 3.10 – Поперечні перерізи зразків, отримані оптичним скануванням

Для оцінки форми поперечних перерізів вирощених зразків на основі сканованих зображень за допомогою програмного забезпечення ImageJ було створено карту поверхонь з початковим профілем кожного зразка. Після застосування фільтра Гауса отримані профілі відображають хвилястість без складової шорсткості. На прикладі зразка №2 показано, як було виміряно повну ширину стінки TWW, ефективну ширину стінки EWW і загальну хвилястість бокових поверхонь Wt (рисунок 3.11).

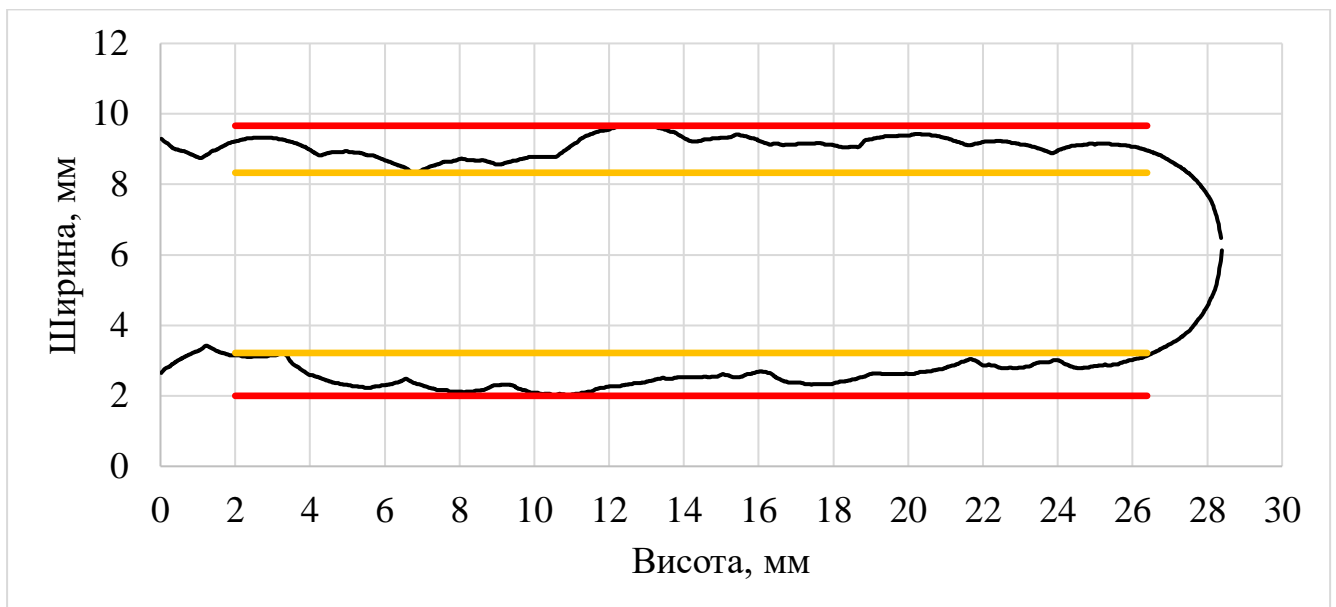


Рисунок 3.11 - Схема перерізу зразка №2

Для розрахунку цих параметрів було визначено довжину оцінки, яка складала повну довжину профілю бокової поверхні, за виключенням першого і останнього нанесених шарів. Такий вибір обґрунтовується тим, що перший шар, що наноситься на холодну підкладку, зазвичай має меншу ширину і більшу висоту, ніж наступні шари. Тож при дослідженні EWW і Wt це може значно вплинути на результати вимірювань. З тієї ж причини з розрахунку виключено останній шар, який має вигнуту форму і може значно спотворити результати вимірювань. Для спрощення аналізу було виключено довжину профілю 2 мм від підкладки і від поверхні останнього шару.

Вимірювання TWW і EWW показало закономірний зв'язок цих параметрів з WFS і TS, аналогічний тому, що було визначено в попередньому експерименті і описано функцією 3.1. При збільшенні співвідношення WFS/TS зростає EWW і, відповідно, TWW. Середня величина хвилястості на основі вимірювання профілів досліджуваних зразків склала  $1,21 \pm 0,23$  мм. Оскільки WFS і TS в комплексі визначають величину погонної енергії, то закономірно шукати зв'язок величини хвилястості саме з погонною енергією. Коефіцієнт кореляції Пірсона 0,68 між величиною загальної хвилястості і погонною енергією свідчить про стійку позитивну лінійну кореляцію змінних. Проте, не дивлячись на коефіцієнт кореляції, встановити значущий функціональний зв'язок між вказаними параметрами неможливо.

Таким чином, експеримент з багатошаровим вирощуванням підтвердив адекватність визначеного раніше діапазону технологічних параметрів WFS і TS, вихід за який призводить до порушення стабільності формоутворення, що унеможливує продовження процесу вирощування. Оскільки обрані для дослідження комбінації параметрів WFS і TS утворюють стінки з хвилястістю  $1,21 \pm 0,23$  мм, то з урахуванням відсутності функціонального зв'язку величини хвилястості з технологічними параметрами WAAM оптимальність останніх визначатиметься EWW відповідно до дизайну окремих деталей.

Тест на нормальність Андерсона-Дарлінга показав р-критерій 0,92, що свідчить про вкрай високу вірогідність нормального розподілу даних. Коефіцієнт Пірсона для пари EWW і TS склав -0,38, що підтверджує негативний зв'язок параметрів середньої сили. В той же час коефіцієнт 0,9 для пари параметрів EWW і WFS свідчить про сильний позитивний зв'язок.

Виходячи з дисперсійного аналізу і тесту на нормальність можна створити регресійну модель, яка буде описувати залежність EWW від технологічних параметрів WAAM:

$$EWW = 3,8 + 1,181 \times WFS - 0,1262 \times TS + 0,001361 \times TS^2 - 0,01026 \times WFS \times TS. \quad (3.4)$$

Результати дисперсійного і регресійного аналізу показують значний позитивний вплив WFS на величину EWW (таблиця 3.3). Перетин WFS і TS вказує на їх комплексний негативний вплив на зміну EWW. Критерій Фішера 232,6 для регресійної моделі підтверджує її значущість, а  $R^2$  98% зі стандартною похибкою 0,22 мм говорять про її адекватність.

Таблиця 3.3 - Результати дисперсійного і регресійного аналізу моделі EWW

Параметри	Коеф	СП Коеф	Т-критерій	F-критерій	P-критерій
WFS	1,181	0,106	11,14	124,15	0,000
TS	-0,1262	0,0534	-2,37	5,59	0,037
TS <sup>2</sup>	0,001361	0,000574	2,37	5,63	0,037
WFS×TS	-0,01026	0,00228	-4,51	20,34	0,001

### 3.2 Застосування порційного нанесення матеріалу з перериваннями

Якісний та кількісний аналіз профілів зразків дає зрозуміти, що утворена хвилястість викликана не стільки певною комбінацією технологічних параметрів, скільки самою природою процесу, що використовує електричну дугу в якості джерела тепла. Імовірність виникнення аномальної хвилястості є вкрай високою, особливо при використанні великої погонної енергії. В результаті переповнення ванни розплавленого металу порушується стабільність форми ванни і вирощуваних елементів, що впливає на якість формування компонентів адитивного виробництва та продуктивність осадження WAAM. Це підтверджується іншими дослідженнями, в яких говориться, що WAAM має потенційні проблеми з морфологічною точністю через механізми дугової металургії зі складними термічними циклами [91].

Виходячи з аналізу незадовільних комбінацій технологічних параметрів з метою покращення контролю формоутворення валиків було запропоновано застосовувати порційне нанесення матеріалу замість безперервного. Нанесення матеріалу порціями, або імпульсами, здатне забезпечити меншу величину тепловкладення в деталь за рахунок періодичного вимкнення дуги. Як зазначалося

в підрозділі 3.1.2 динамічні процеси у ванні розплавленого металу можуть спричинити порушення геометрії валиків. Формоутворення валиків може бути особливо нестабільним при граничних комбінаціях основних параметрів процесу WAAM. Таким чином, задля обмеження потоку розплавленого металу і скорочення терміну життя ванни розплавленого металу було запропоновано використовувати порційну подачу як присадного матеріалу, так і енергії для його плавлення. Перш за все, періодичні переривання процесу допомагають контролювати розмір ванни розплавленого металу і обмежити розтікання металу.

Запропонований метод передбачає використання окремих порцій металу у вигляді наплавлених точок. Кожна така порція нанесеного матеріалу може бути описана діаметром  $D$  і висотою  $H$ . Відповідно до попереднього експерименту, де було встановлено зв'язок ширини і висоти валика з технологічними параметрами WAAM, розміри точки можуть бути задані WFS і часом її наплавлення  $AT$  (активний час) (рисунок 3.12). Таким чином, формування суцільного валика, що складається з ланцюга окремих точок, контролюється розміром  $D$  однієї точки, швидкістю переміщення пальника  $TS$  і часом без наплавлення  $PT$  (пасивним часом) (рисунок 3.12). Тож першим етапом розробки методу імпульсного нанесення матеріалу є встановлення залежності розмірів окремих точок від параметрів WFS і  $AT$ . Беручи за основу визначений раніше діапазон параметрів для дослідження розміру порції (точки) було побудовано матрицю експерименту  $3 \times 3$  (таблиця 3.4). WFS 3 м/хв не використовувалась в цьому експерименті, оскільки попередній експеримент показав нестачу матеріалу на трьох з чотирьох зразках при безперервному нанесенні матеріалу. При порційному нанесенні матеріалу в одиницю часу додається ще менше, тож результат буде заздалегідь негативним для цієї WFS при послідовному нанесенні точок.

Таблиця 3.4 – Дизайн експерименту для визначення розмірів точок

WFS, м/хв	5	5	5	7	7	7	9	9	9
AT, с	0,15	0,25	0,35	0,15	0,25	0,35	0,15	0,25	0,35

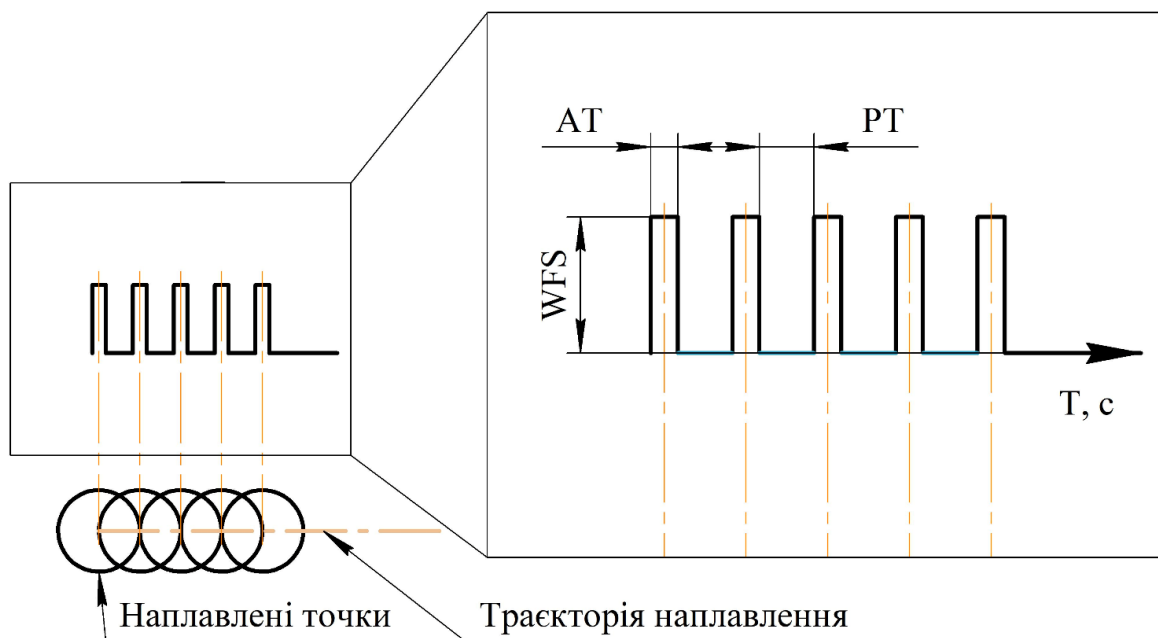


Рисунок 3.12 – Схема імпульсного нанесення матеріалу

В результаті повнофакторного експерименту було отримано дев'ять зразків точок, наплавлених в п'ять шарів (рисунок 3.13). Для запобігання впливу ефекту акумуляції тепла на геометрію зразків температура між шарами утримувалася на рівні до  $100^{\circ}\text{C}$ . Впродовж експерименту температура підкладки не досягла  $80^{\circ}\text{C}$ .

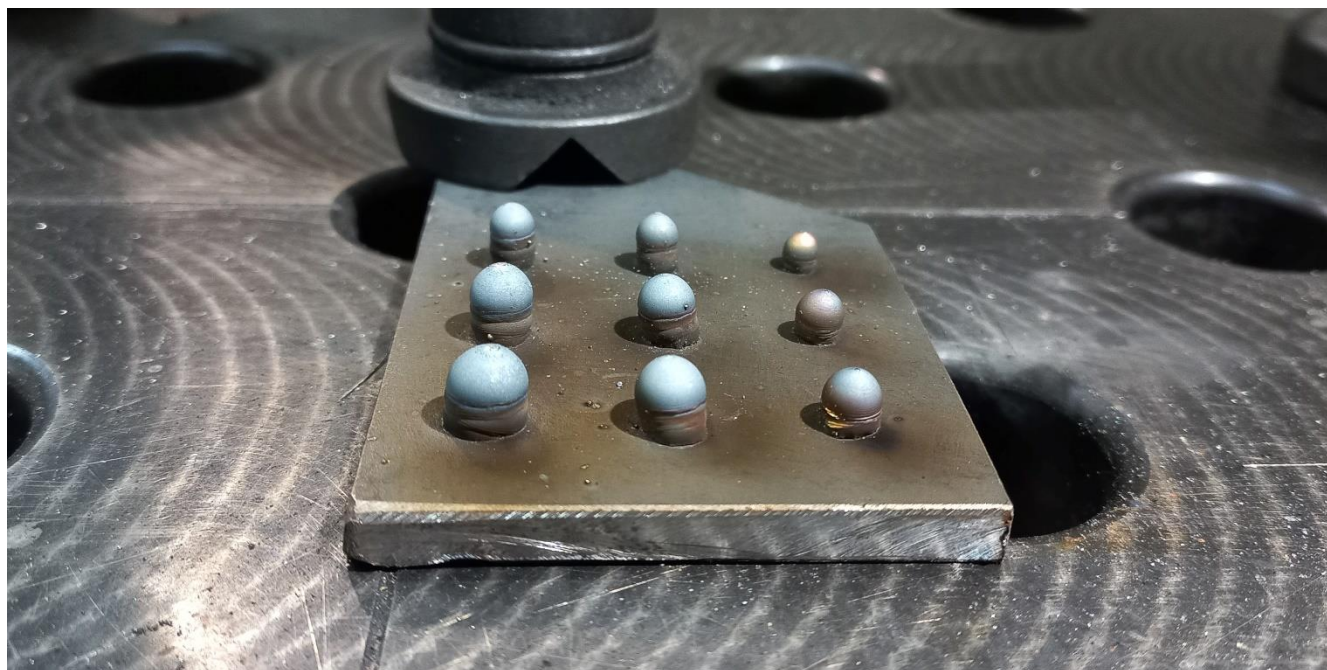


Рисунок 3.13 - Зразки багатошарового наплавлення точок

Середня висота окремих точок склала  $1,01 \pm 0,16$  мм. В той же час, кореляційний аналіз показав сильний позитивний зв'язок діаметру точки D з WFS. Коефіцієнт Пірсона для цієї пари параметрів склав 0,82. Також значний кореляційний зв'язок існує між діаметром точки D і часом горіння дуги AT, для яких коефіцієнт Пірсона склав 0,56. Таким чином, зі збільшенням обох технологічних параметрів збільшується і діаметр точки (рисунок 3.14).

Тест на нормальність показав нормальний розподіл вимірних значень D з високою вірогідністю  $p = 0,93$ . Шляхом регресійного аналізу отримано наступну залежність:

$$\sqrt{D} = 1,1914 + 0,09946 \times WFS + 1,348 \times AT. \quad (3.5)$$

Відповідно до Т-критерію параметр WFS має найбільший позитивний ефект на зміну діаметра точки (таблиця 3.5). Критерій Фішера для регресії 126,75 свідчить про значущість побудованої моделі. Її адекватність підтверджується коефіцієнтом детермінації  $R^2$  97% і стандартною похибкою 0,04 мм.

Таблиця 3.5 - Результати дисперсійного і регресійного аналізу моделі діаметру точки

Параметри	Коеф	СП Коеф	Т-критерій	F-критерій	P-критерій
WFS	0,09946	0,00755	13,18	173,69	0,000
AT	1,348	0,151	8,93	79,81	0,000

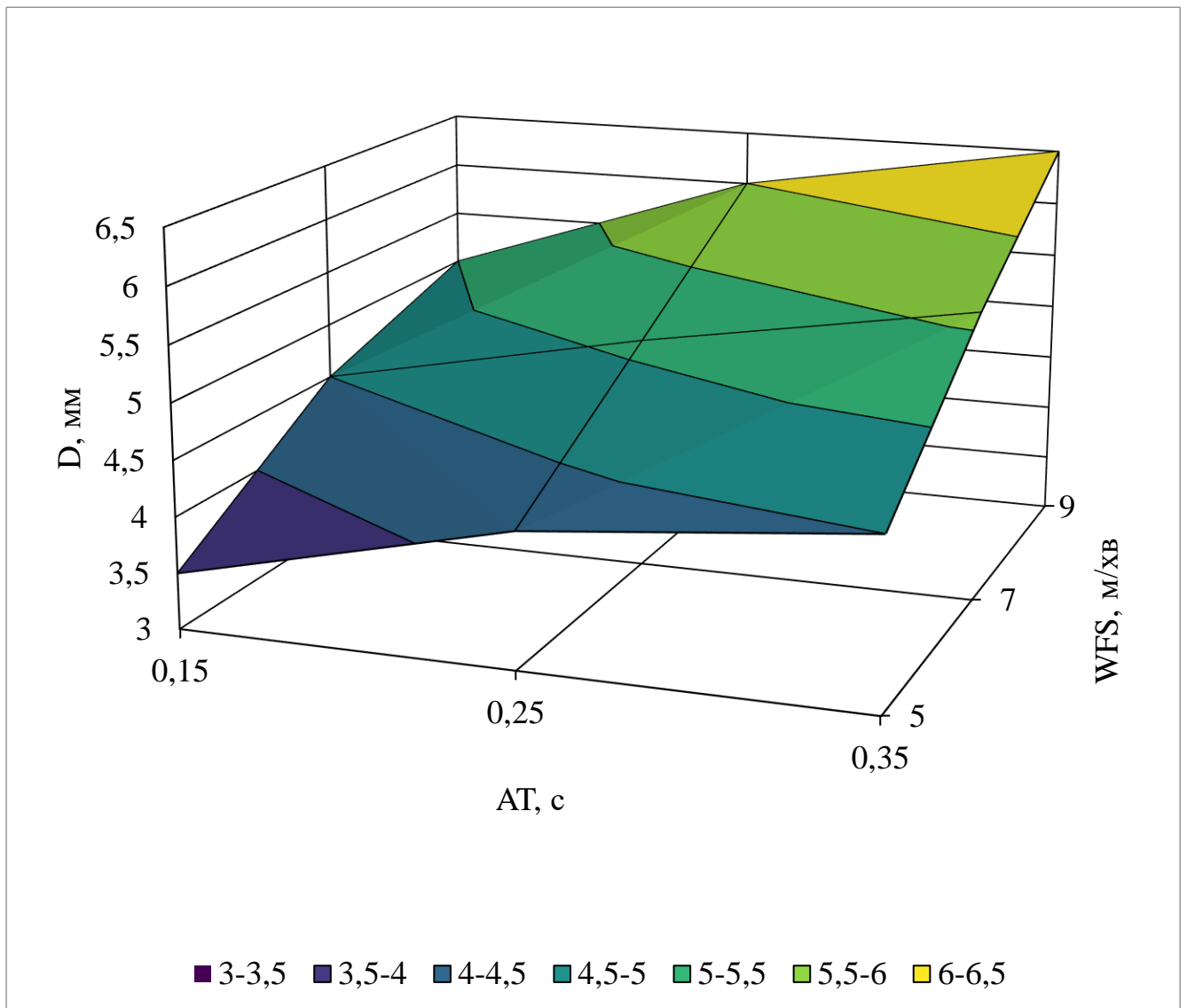


Рисунок 3.14 – Залежність діаметру нанесеної точки від WFS і AT

З метою утворення суцільних валиків було розроблено методику їх комбінації виходячи з розмірів точок. Для цього, на основі проведених раніше експериментів обрано оптимальну швидкість TS. Виходячи з обраної швидкості TS і діаметру точки  $D$  було розраховано пасивний час  $PT$  між точками. Пасивний час і  $TS$  визначають відстань від місця вимкнення дуги попередньої точки до місця підпалу дуги наступної. Ця відстань не повинна перевищувати певну величину, вище якої буде формуватися не суцільний валик, а окремі точки. Передбачається, що запалювання дуги для нанесення наступної точки має розпочинатися тоді, коли пальник пройде відстань, рівну радіусу попередньої точки (рисунок 3.15).  $PT$  може бути розрахований за простою формулою:

$$PT = \frac{R}{TS}, \quad (3.6)$$

де  $PT$  – час без горіння дуги (пасивний час), с;  $R$  – радіус нанесеної точки, мм;  $TS$  – швидкість переміщення пальника, мм/с.

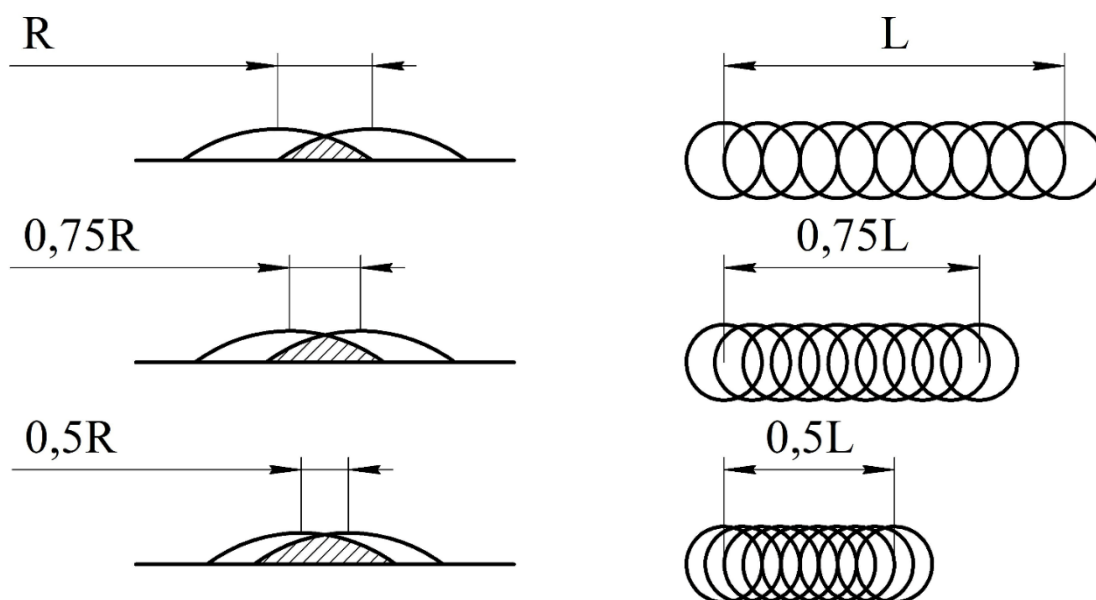


Рисунок 3.15 – Схема формування валиків шляхом комбінації окремих точок

Для дослідження можливості формування суцільних валиків з окремих точок результати вимірювання їх діаметру було розділено на три групи за розміром  $\pm 0,25$  мм. Кожна з груп має декілька комбінацій параметрів, що, забезпечують близькі за розміром точки. Аналіз тепловкладення показує, що комбінація з більшою WFS і меншим AT забезпечують менше тепловкладення, тому є більш пріоритетними до застосування. Також для дослідження впливу щільності точок на нерівномірність поверхонь було використано 75% та 50% розрахованого часу  $PT$ . З огляду на те, що для формоутворення валиків обрано три змінних параметри, дизайн експерименту було розроблено за методом Тагучі, який, на відміну від факторного експерименту для тестування всіх комбінацій, використовує ортогональну матрицю для ефективного тестування комбінацій параметрів (таблиця 3.6).

Таблиця 3.6 - Матриця експерименту для дослідження взаємодії точок

PT, с	D, мм	TS, см/хв
t	D1	30
t	D2	40
t	D3	50
0,75t	D1	40
0,75t	D2	50
0,75t	D3	30
0,5t	D1	50
0,5t	D2	30
0,5t	D3	40

Використовуючи обрані комбінації параметрів було вирошено дев'ять зразків, кожен з яких складався з 14 шарів (рисунок 3.16). Перший шар нанесено з однаковими параметрами режиму для формування наступних шарів, тому перший шар не враховувався в подальшому аналізі. Температура зразків між нанесенням шарів не перевищувала 100°C. Отримані зразки демонструють значне покращення стабільності геометрії і зменшення величини хвилястості (рисунок 3.17). Вимірювання показало, що середнє значення загальної хвилястості  $W_t$  для всіх зразків знизилася до 0,47 мм зі стандартним відхиленням 0,08 мм.

Таким чином, запропонований імпульсний метод нанесення матеріалу забезпечує зниження хвилястості зі значення 1,21 мм до 0,47 мм, тобто в середньому на 61% відносно хвилястості, утвореної традиційним безперервним нанесенням матеріалу. Крім того, зменшення стандартної похибки з 0,23 мм майже в три рази до 0,08 мм свідчить про суттєве покращення рівномірності бокових поверхонь.

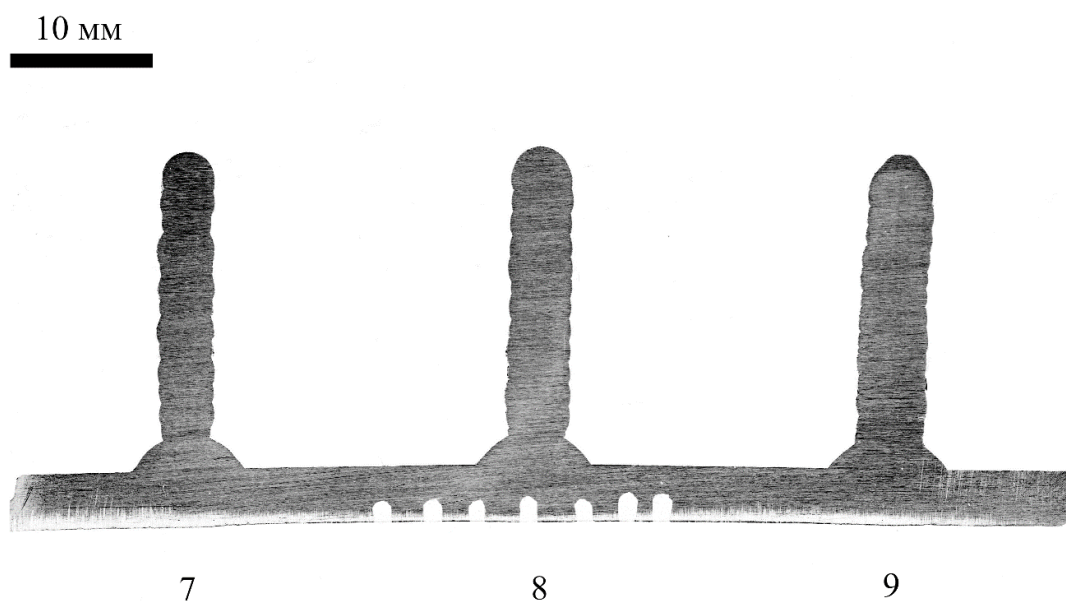
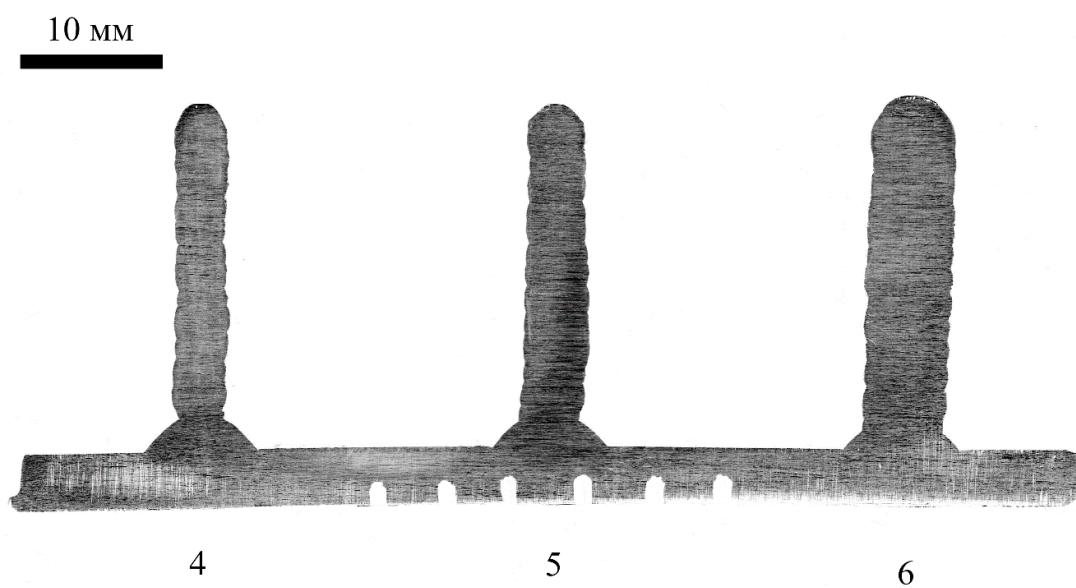
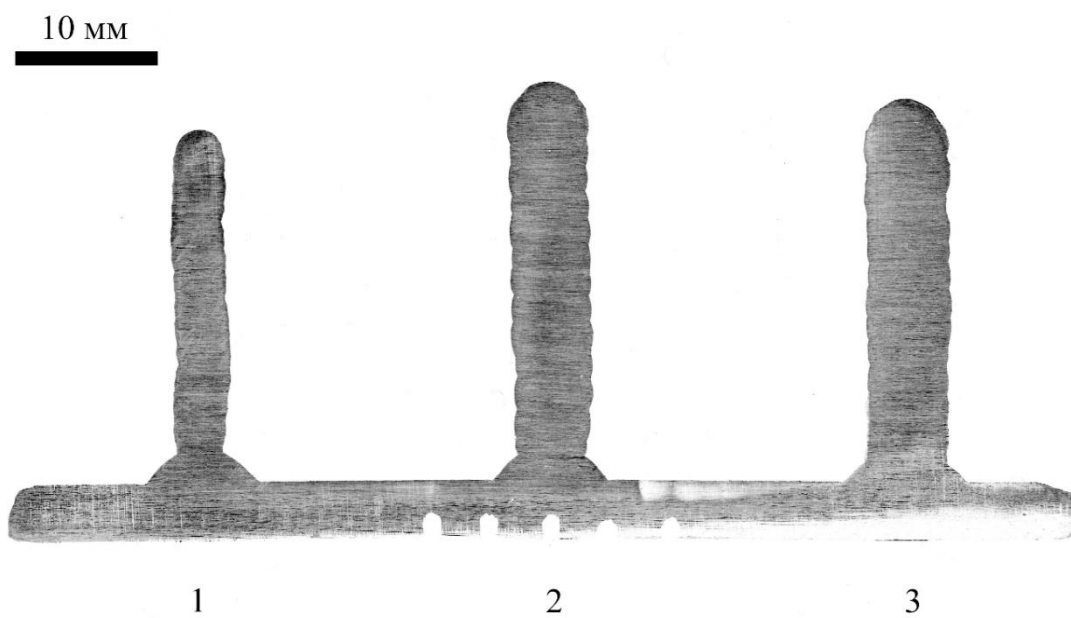


Рисунок 3.16 – Зразки, отримані методом імпульсного нанесення

Порівняння зразків №2 з попереднього експерименту (рисунок 3.11) і №6 з останнього (рисунок 3.17) демонструє, що при близьких значеннях EWW (5,11 мм для зразка №2 і 5,37 мм для зразка №6) співвідношення TWW/EWW складає 1,5 і 1,17 відповідно, тобто за рахунок зменшення хвилястості покращено ефективність використання матеріалу. Величина погонної енергії при вирощуванні зразка №2 складала 380 Дж/мм. В зразку №6 погонну енергію було зменшено до 272 Дж/мм за рахунок впровадження періодичних переривань подачі енергії.

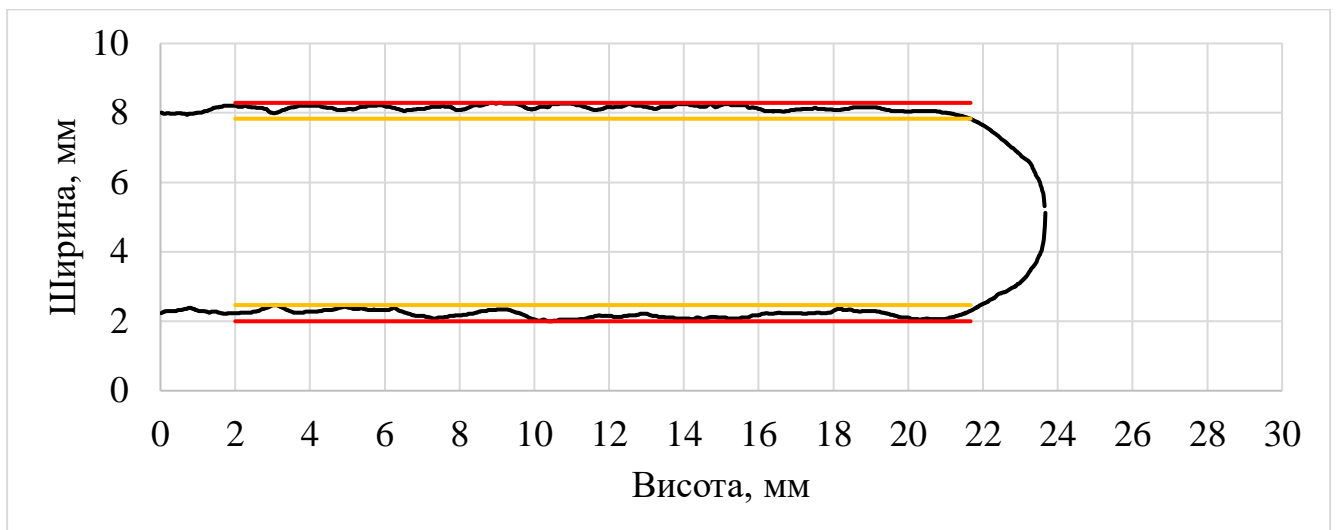
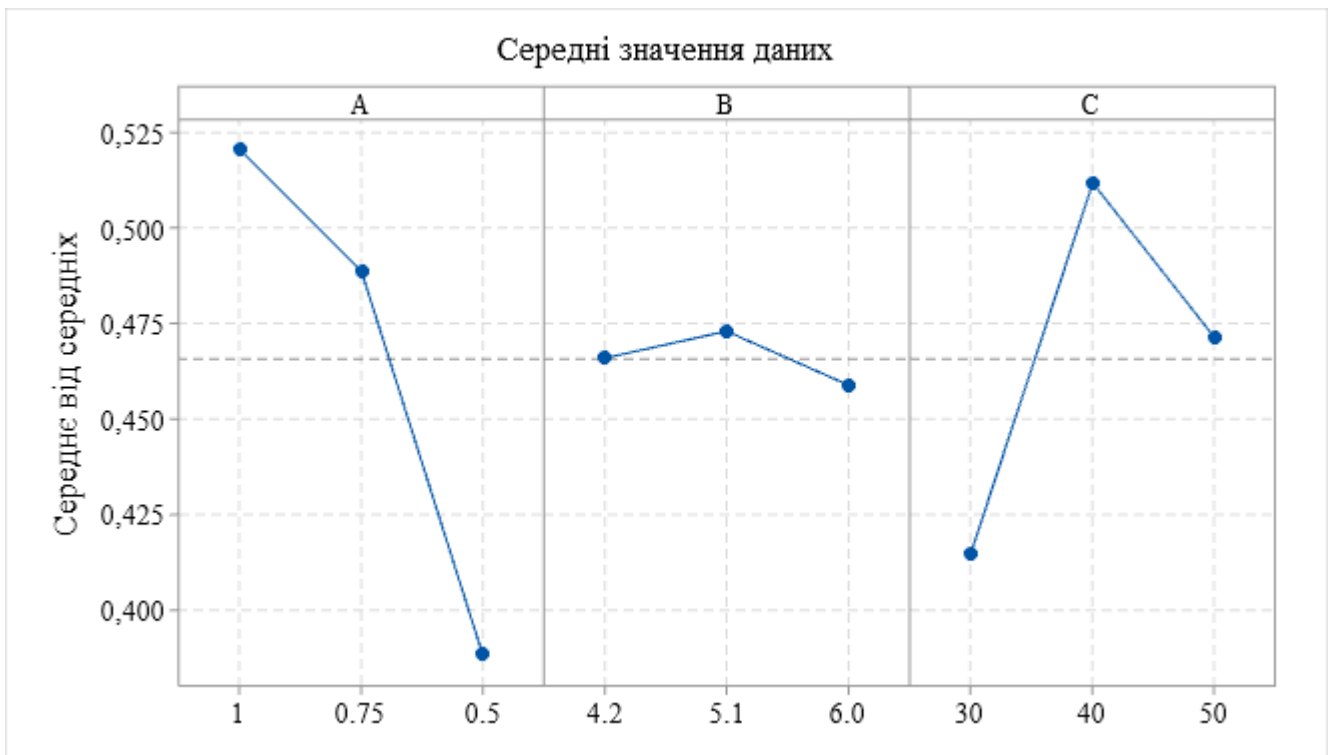


Рисунок 3.17 – Зразок №6, отриманий методом імпульсного нанесення

Аналіз експерименту за методом Тагучі встановив, що пасивний час PT має найбільший ефект на величину хвилястості Wt (рисунок 3.18). Також значний ефект демонструє швидкість переміщення пальника TS і майже не впливає на зміну хвилястості діаметр точки. Відповідно до аналізу найменша хвилястість забезпечується при коротшому пасивному часі PT і меншій швидкості TS. Виходячи з того, що зменшений час паузи і зменшена швидкість переміщення пальника забезпечують найбільшу погонну енергію для заданих WFS і AT, можна зробити висновок, що нерівномірність бокових поверхонь, в першу чергу, залежить від розміру та стабільності ванни розплавленого металу. Обмеживши час перебування металу в розплавленому стані було покращено якість поверхонь.



A – пасивний час РТ; В – діаметр точки; С – швидкість переміщення пальника

Рисунок 3.18 - Графік основних ефектів для середніх значень даних

### Висновки до розділу 3

У третьому розділі представлено результати експериментальних досліджень, спрямованих на визначення оптимальних технологічних параметрів процесу WAAM, які здатні забезпечити стабільність формоутворення валиків вздовж напрямку нанесення матеріалу і найменшу нерівномірність бокових поверхонь вирощуваних стінок.

Експериментальним шляхом із застосуванням методів планування факторного експерименту визначено діапазон технологічних параметрів WFS і TS процесу WAAM на основі GMAW, який забезпечує стабільність формоутворення валиків і їх контрольовану геометрію при однопрохідній стратегії вирощування. Комбінація високих значень WFS і TS забезпечують перегрів та стікання металу, при значеннях TS вище 60 см/хв спостерігається нестабільність формоутворення з утворенням розривів валиків, що особливо посилюється при використанні WFS біля 3 м/хв.

Шляхом регресійного аналізу встановлено функціональний зв'язок геометричних параметрів валиків металу з технологічними параметрами WFS і TS процесу WAAM при однопрохідній стратегії вирощування. Результати показали, що зміна WFS має найбільший ефект на зміну ширини валика і значно менший ефект на зміну його висоти.

Комбінації технологічних параметрів WFS і TS з визначеного діапазону забезпечують середню хвилястість поверхонь 1,21 мм зі стандартним відхиленням 0,23 мм.

Розроблено метод підвищення контролю формоутворення валиків і зниження нерівномірності поверхонь на основі застосування імпульсного нанесення матеріалу і подачі енергії для плавлення присадного дроту. Наплавлення з перериваннями дозволило зменшити тепловнесення і покращити контроль над ванною розплавленого металу. Запропонований метод забезпечує хвилястість  $0,47 \pm 0,08$  мм. В той же час дещо зменшено продуктивність WAAM за рахунок зменшення висоти шарів і скорочення погонного об'єму металу. Перехід від постійної ванни розплавленого металу до тимчасової забезпечив покращення якості поверхонь.

Визначено, що при однаковій EWW імпульсний метод забезпечує менше співвідношення TWW/EWW в порівнянні з неперервним нанесенням матеріалу і тепловкладенням. Таким чином було покращено ефективність використання матеріалу, стабільність формоутворення і передбачуваність геометричних параметрів як окремих валиків, так і вирощуваних елементів в цілому.

## **РОЗДІЛ 4 РОЗРАХУНКОВО-ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ МОДЕЛІ ВІДХИЛЕННЯ ПРИСАДНОГО ДРОТУ ВІД ЦЕНТРАЛЬНОЇ ТОЧКИ ІНСТРУМЕНТУ**

Для вирішення проблеми відхилення присадного дроту від ТСП та наслідків цього відхилення необхідно розібрати природу його виникнення, визначити основні фактори, що впливають на величину відхилення, а також дослідити характер зміни величини відхилення впродовж 3Д друку, наплавлення або зварювання.

### 4.1 Дослідження дефекту форми деталі, утвореного через відхилення присадного дроту

Перш ніж досліджувати механізм утворення вказаного дефекту і розробляти методику його запобігання або усунення необхідно визначити, чи має вказаний дефект значний вплив на механічні властивості вирощуваних деталей, що експлуатуються без механічної обробки поверхонь.

WAAM на основі GMAW використовує принципи дугового зварювання в середовищі захисного газу плавким електродом для нанесення шарів металу і створення тривимірних структур. Оскільки дріт при такому методі зварювання є і провідником енергії для плавлення металу, і забезпечує підведення присадного металу для наплавки, то точність його позиціонування в процесі нанесення матеріалу має вирішальне значення для досягнення точних результатів. Однак коливання присадного дроту, викликані його викривленням і зносом деталей зварювального пальника, сприяють підвищенню хвилястості поверхні надрукованих деталей і можуть викликати дефекти в їх геометрії.

Для того, щоб сприяти поширенню використання необроблених деталей в різних галузях промисловості і компенсувати зниження механічних властивостей деталей шляхом збільшення ширини стінки на обґрунтовану величину, необхідно визначити співвідношення ширини необробленої і обробленої стінки деталей, в

яких будуть утворюватися однакові напруження при рівних навантаженнях. Водночас необхідно дослідити вплив дефекту зміщення форми деталей, що утворюється при заміні зношеного наконечника на новий, на механічні властивості необробленого зразка.

#### 4.1.1 Розрахункове дослідження впливу відхилення геометрії, утвореного відхиленням присадного дроту

Вирішальне значення для безпеки споруди, машин, інших виробів та їх користувачів має точний розрахунок розмірів і товщини елементів конструкції. Врахуванням всіх геометричних особливостей деталей забезпечуються міцність конструкцій і можливість витримувати компонентами очікувані навантаження без пошкодження. Крім того, такі розрахунки допомагають спрогнозувати витрати та уникнути надмірного використання матеріалів. Правильні розміри та товщина сприяють довговічності конструкції, запобігаючи надмірному навантаженню та потенційним пошкодженням. Конструкція повинна виконувати свої функції без перевищення допустимих прогинів або вібрацій. Такі розрахунки мають враховувати особливості геометрії WAAM деталей. Щоб врахувати можливі дефекти, в тому числі дефект зсуву геометрії, потрібно розглянути міцність деталі через її геометрію. Максимальна міцність на розтяг (UTS або  $\sigma_B$ ) — це максимальне напруження, яке може витримати матеріал під час розтягування перед розривом. Міцність на розтяг можна записати, як відношення:

$$\sigma_B = \frac{P_{max}}{A_0}, \quad (4.1)$$

де  $P_{max}$  — максимальне навантаження;  $A_0$  — початкова площа поперечного перерізу. Згідно формули максимальне навантаження, що може витримати об'єкт при розтягуванні, залежить від площі поперечного перерізу об'єкту (найменшої площі перерізу) та межі міцності на розтяг відповідного матеріалу. Тож

максимальне навантаження, яке може витримати певний теоретичний елемент можна визначити наступним рівнянням:

$$P_{max} = \sigma_B \times A_0. \quad (4.2)$$

З цього рівняння видно, що зменшуючи площу перерізу зменшиться і максимальне навантаження, що може витримати елемент. Якщо взяти умовний об'єкт у вигляді паралелепіпеду з довжиною  $l$  та шириною  $w$ , то рівняння 4.1 можна записати наступним чином:

$$\sigma_B = \frac{P_{1max}}{l \times w}. \quad (4.3)$$

Якщо під час вирощування цього паралелепіпеду в певний момент часу було змінено контактний наконечник зі зношеного на новий, то присадний дріт відхилився на величину цього зносу. Заміна наконечника спровокувала зсув присадного дроту  $i$ , як наслідок зсув всього шару на умовний  $x$  мм. Для цього випадку рівняння 4.3 запишеться так:

$$\sigma_B = \frac{P_{2max}}{l \times (w - x)}. \quad (4.4)$$

Так як  $\sigma_B$  є сталою величиною для визначеного матеріалу і при дотриманні рівних умов вирощування, то на основі рівнянь 4.3 і 4.4 можна отримати наступне рівняння:

$$\frac{P_{1max}}{l \times w} = \frac{P_{2max}}{l \times (w - x)}. \quad (4.5)$$

Скоротивши його отримуємо, що максимальне навантаження для деталі з відхиленням  $P_{2max}$  буде менше, ніж максимальне навантаження для деталі без відхилення  $P_{1max}$  в  $\frac{w-x}{w}$  раз.

$$\frac{w-x}{w} P_{1max} = P_{2max}. \quad (4.6)$$

Залежність максимального навантаження (у відсотках від навантаження у випадку без відхилень) від величини відхилення дроту та від ширини стінки, вздовж якої відбувається відхилення (рисунок 4.1) демонструє, що відхилення дроту і, відповідно, зсув геометрії стінки на 1 мм знижує максимальне навантаження до 90% для ширини стінки 10 мм, а для стінки 5 мм до 80%. В багатьох випадках таке падіння міцності може бути критичним і його потрібно компенсувати збільшенням ширини стінки з урахуванням можливого зменшення площі її поперечного перерізу через утворення нетипової нерівномірності.

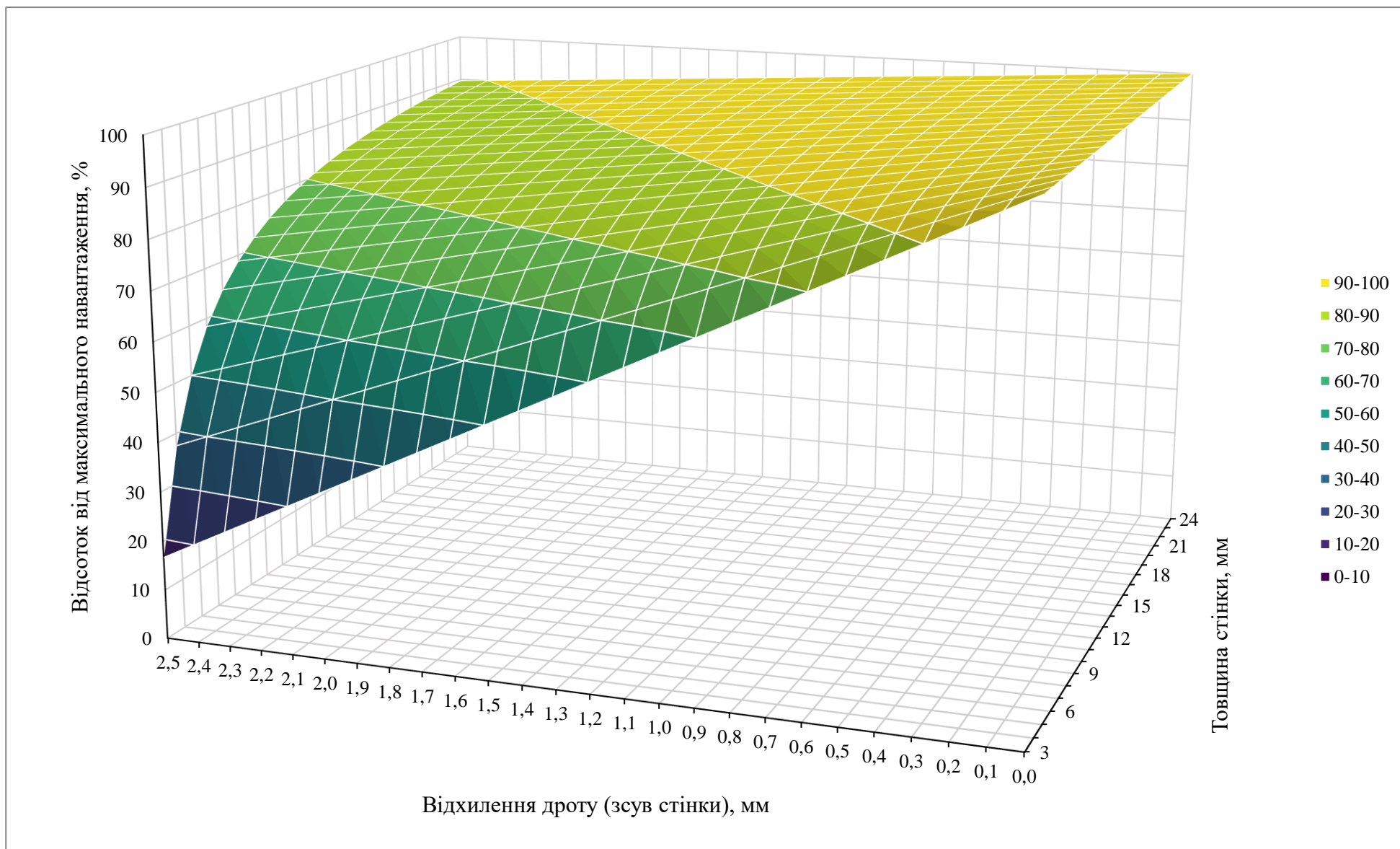


Рисунок 4.1 - Діаграма залежності максимального навантаження від величин відхилення дроту та ширини стінки

#### 4.1.2 Моделювання випробувань на розрив

Моделювання розтягування надрукованих зразків проводилося з використанням МСЕ для визначення максимальних напружень і деформацій зразків при статичному навантаженні на розтяг. Також було визначено максимальну кількість циклів, які зразки могли витримати при однакових параметрах навантаження.

Моделювання випробування на розтяг при одновісному поздовжньому навантаженні надрукованих зразків поперек нанесених шарів показало вплив нерівностей поверхні та інших геометричних дефектів на розподіл напружень в деталі (рисунок 4.2). Утворені між шарами ямки були концентраторами напружень, які стали зонами початку пластичної деформації та руйнування деталей. При навантаженні 19,9 кН максимальні напруження в тілі зразка А2 становили 410 МПа, що відповідає межі текучості використаного матеріалу (рисунок 4.2). При цьому подовження не перевищувало 0,2% і залишкова деформація була відсутня.

Максимальні напруження у зразку А1 досягли 430 МПа, що перевищило межу текучості на 4,9% і спричинило пластичну деформацію (рисунок 4.3). Найвищі напруження були сконцентровані в зонах зміщення геометрії зразка та приповерхневих зонах, розташованих навколо ямок між шарами наплавленого металу. Слід зазначити, що тріщиностійкість різних матеріалів може бути різною, що призводить до різної реакції на концентратори напружень. Крім максимальних напружень, необхідно звернути увагу на напруження в діапазоні 300...410 МПа, які розташовувалися вздовж поверхонь, найближчих до центральної осі поперечного перерізу. Нерівномірний розподіл напружень у зразку А1 був зумовлений, в першу чергу, положенням верхньої та нижньої половин зразка. Під час випробування на розтягнення в зоні дефекту через ексцентричне навантаження виникла дотична складова напружень і додатковий момент сили, що призвело до вищих напружень порівняно зі зразками без дефектів. Зразок зі зміщенням показав подовження 0,51% і залишкову деформацію 0,29%.

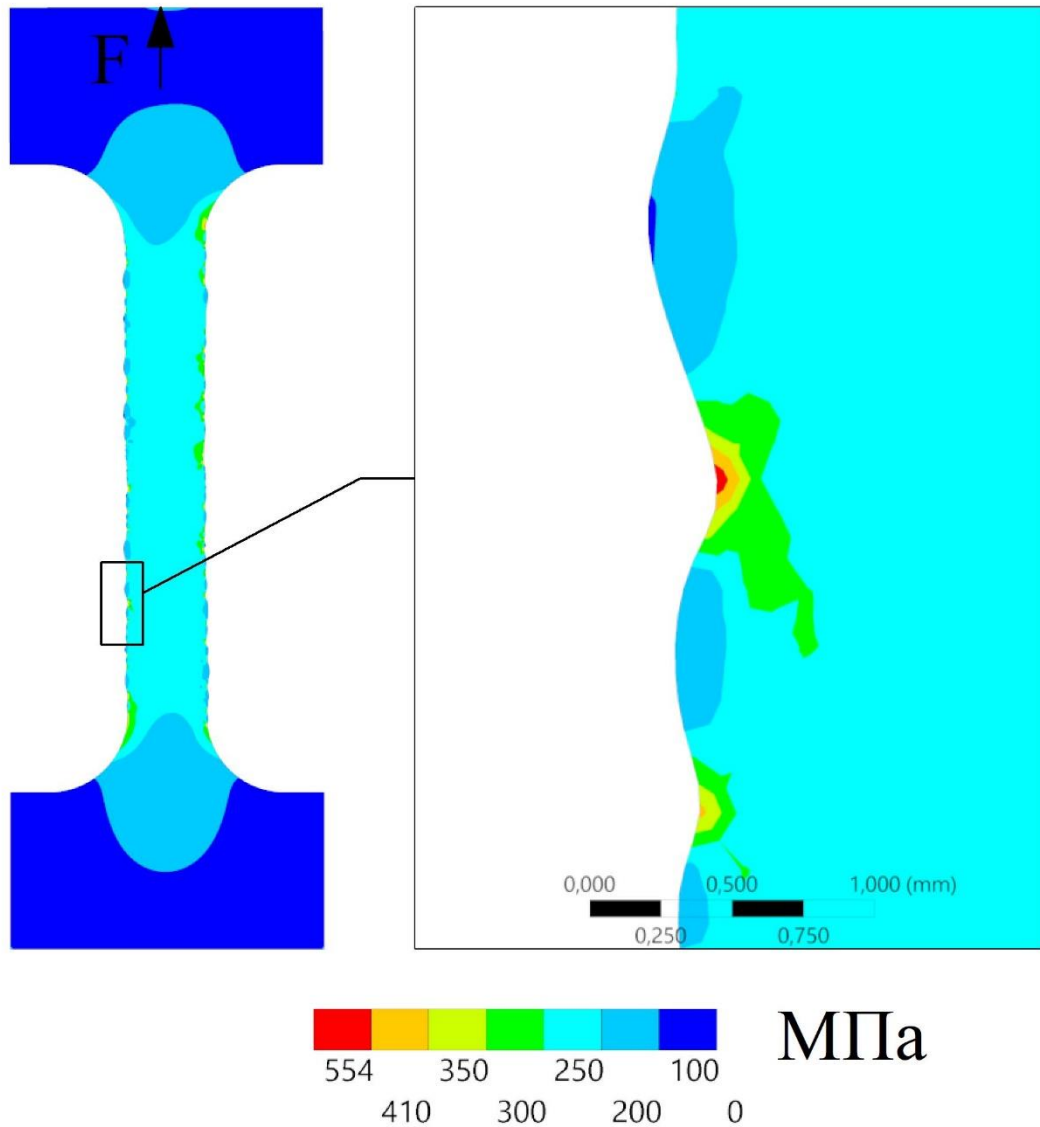


Рисунок 4.2 - Розподіл напружень в зразку без дефекту при розтягуванні [2]

Нерівномірність розподілу напружень по перерізу зразка А1 та неоптимальність використання даної кількості матеріалу при заданому навантаженні підтверджується значенням нижче 200 МПа біля поверхні виступаючих елементів (рисунок 4.3). У зразку А2 (рисунок 4.2) за аналогічних умов навантаження сумарні напруження знаходяться в межах 200...300 МПа і їх розподіл більш рівномірний по перерізу зразка.

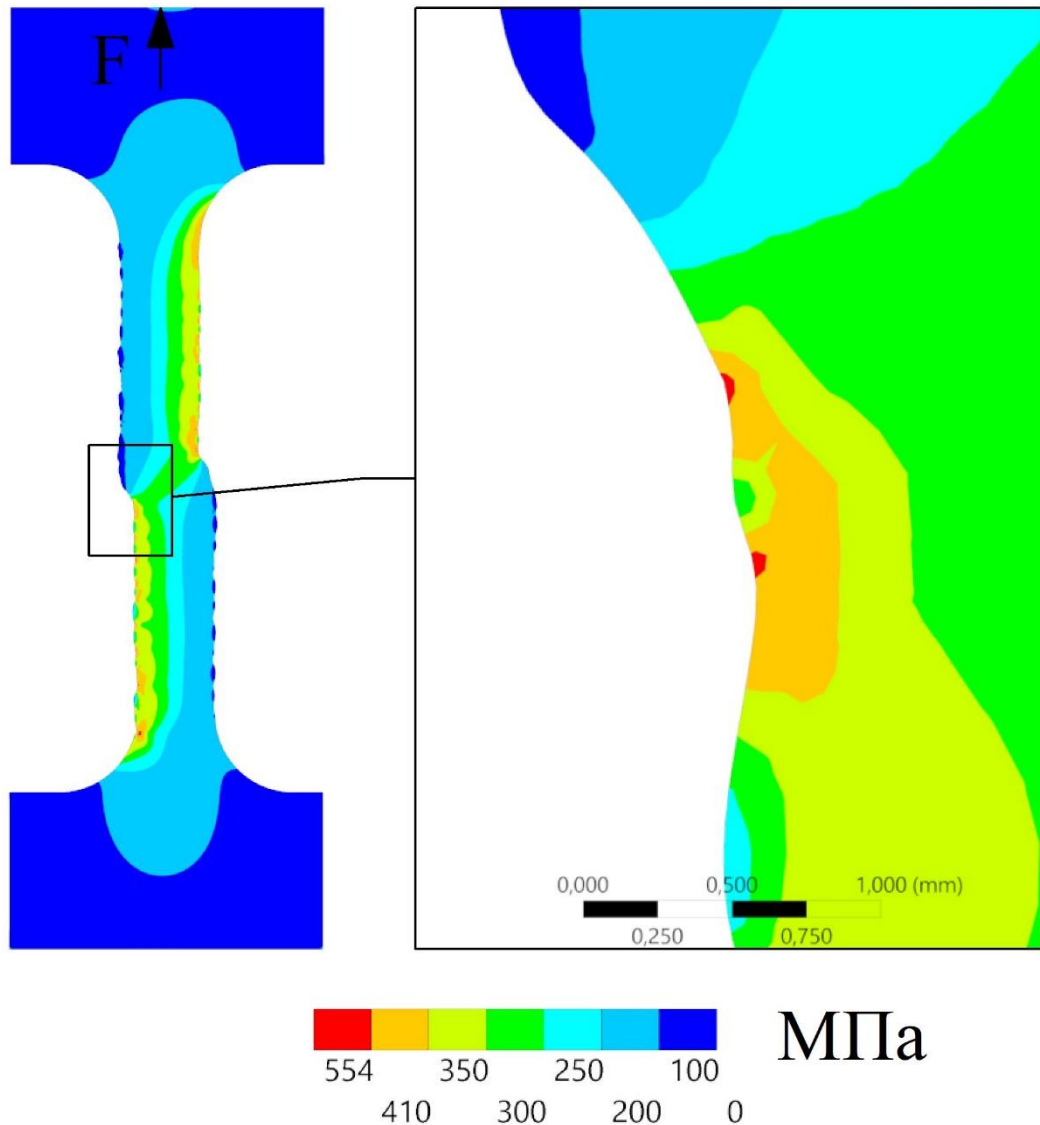


Рисунок 4.3 - Розподіл напружень в зразку з дефектом при розтягуванні [2]

Максимальні напруження в еталонному зразку А3 під час випробування на розтяг становили 262 МПа (рисунок 4.4). При цьому максимальна концентрація напружень спостерігалася на глибині до 0,1 мм в перехідних зонах від випробуваної стінки до затискних поверхонь. Починаючи з глибини 0,75 мм напруження становили 200...205 МПа.

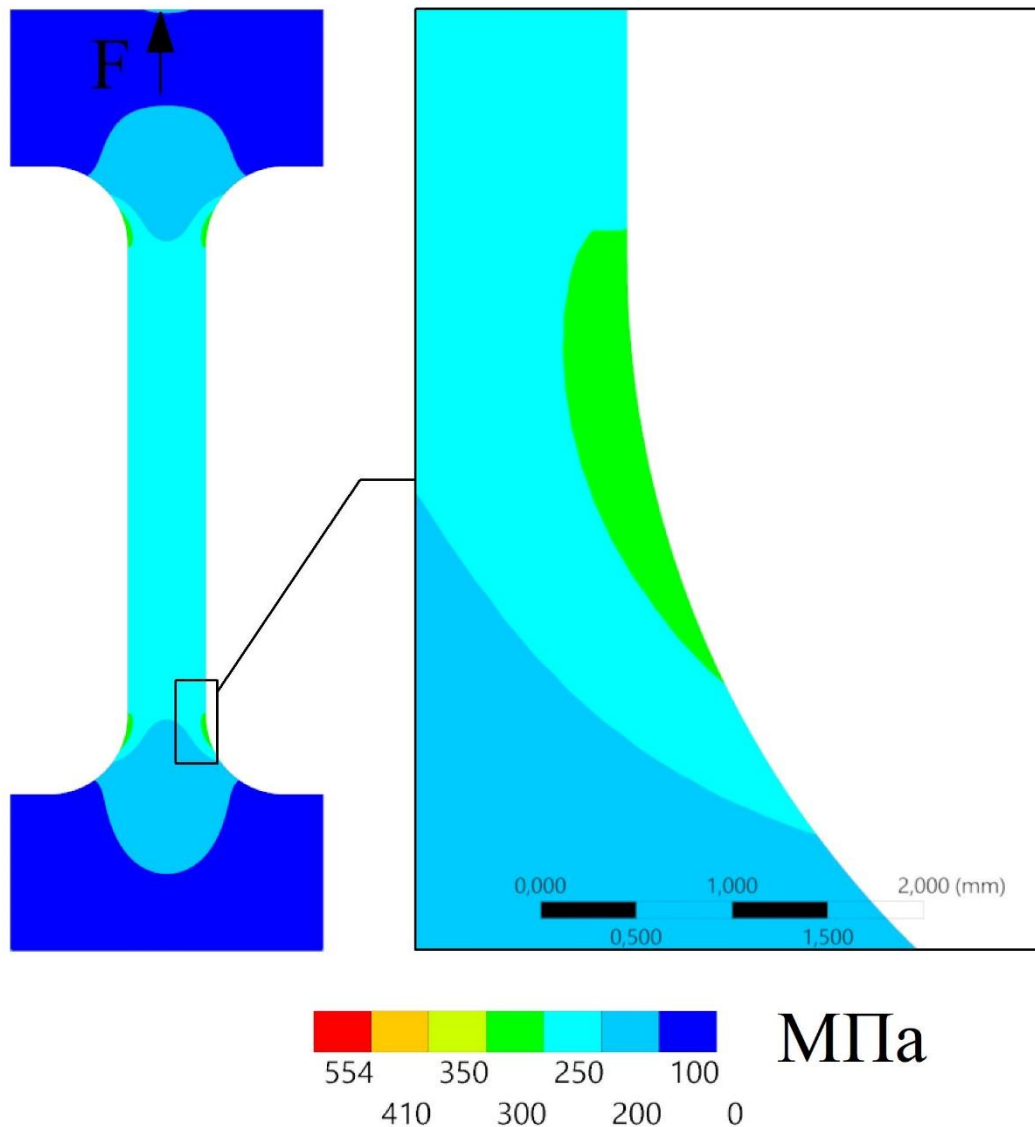


Рисунок 4.4 - Розподіл напружень в контрольному зразку при розтягуванні [2]

Зразки груп В і С показали схожий характер розподілу напружень по перерізу. У зразках В1 і С1 концентрація високих напружень спостерігалася в декількох зонах переходу від одного шару до іншого, що свідчить про те, що в цьому місці відбувалася пластична деформація. Найвищі напруження у зразку В1 під час випробування на розтяг досягли 442 МПа, що на 7,8% перевищує межу текучості матеріалу. На глибині 0,1 мм від поверхні зразка рівень напружень зменшився до 350...360 МПа, а на глибині 0,5...1,0 мм – до 250...275 МПа. По центральній лінії зразка В1 напруження не перевищували 170...180 МПа.

Подовження під навантаженням становила 0,38%, а залишкові деформації були на рівні 0,16%.

Напруження в зразку С1 досягли 453 МПа в раніше зазначених місцях, тобто на 10,5% більше безпечного рівня, і зменшилися до 255 МПа на глибині 0,7 мм. У центрі тіла зразка, в зоні зсуву геометрії, напруження зменшилися до 190 МПа. Подовження зразка під навантаженням становить 0,25%, а залишкова деформація не перевищує 0,02%.

Зразки без дефекту зміщення В2 і С2 мали максимальні напруження на рівні межі текучості при прикладанні відповідних навантажень (таблиця 2.4). Як і в попередніх зразках, ці напруження були сконцентровані біля поверхні стінки навколо перехідних ямок між шарами на глибину до 0,25 мм. На відміну від зразків з дефектом, напруження у зразках В2 і С2 були більш рівномірно розподілені по ширині і не перевищували 180 МПа починаючи з глибини 0,75...1,0 мм. Подовження обох зразків під навантаженням не перевищувала 0,2% і залишкові деформації були відсутні.

Напруження в контрольних зразках В3 і С3 розподілялися аналогічно до зразка А3 з максимальними значеннями 242 МПа для В3 і 301 МПа для С3 в зонах заокруглених переходів. Починаючи з глибини 0,5...0,9 мм напруження зменшуються до 215 МПа, а в центрі тіл зразків напруження не перевищують 190 МПа.

Безумовно, наявність великої кількості концентраторів напружень знижує межу міцності деталей при статичному навантаженні, але нерівності поверхні мають більш суттєвий вплив на втомну міцність деталей. Деталі машин часто працюють при змінних навантаженнях і можуть вийти з ладу при напруженнях, нижчих за межу міцності або плинності. Здатність матеріалу витримувати циклічне навантаження називається втомною міцністю, яка може бути описана його межею втоми. Величина межі втоми матеріалів залежить від структури матеріалу, технології виготовлення і обробки, робочої температури, якості поверхні і пов'язаної з нею концентрації напружень, режиму навантаження тощо. Тому, щоб запобігти втомному руйнуванню деталей і конструкцій машин, межа втоми

повинна визначатися експериментально для кожних окремих умов експлуатації [162, 163].

Моделювання циклічного навантаження показало, що ресурс еталонного зразка А3 за вказаних умов склав 31476 циклів навантаження, після чого почалося його руйнування (рисунок 4.2). У той же час зразок А2 почав руйнуватися після 2618 циклів, що більш ніж у 12 разів менше, ніж у еталонного зразка. Осередком руйнування в цьому випадку були концентратори напружень у приповерхневих зонах матеріалу, утворені характерною хвилястістю поверхні (рисунок 4.2). Дефект у зразку А1 знизив втомну довговічність до 1921 циклу.

Зразки груп В і С мали досить близькі значення втомної довговічності. Еталонні зразки В3 і С3 витримали 49500 і 14200 циклів відповідно, перш ніж сталося руйнування. Хвилястість поверхні зразків В2 і С2 зменшила ресурс до 2715 і 2622 циклів, а дефект зміщення у зразках В1 і С1 погіршив ситуацію до 1745 і 1574 циклів відповідно.

Зазвичай інженерні розрахунки безпечних навантажень передбачають роботу деталі за напружень, що не перевищують границі текучості. Перевищення означає, що після розвантаження відбудеться незворотна пластична деформація, що призведе до втрати форми і міцності деталі. Так, перевищення межі текучості у зразках зі зсувом свідчить про те, що пластична деформація відбулася в першому ж циклі, а отже, його форма була спотворена, що є неприпустимим у нормальній експлуатації.

#### 4.1.3 Моделювання випробувань на стискання

Моделювання випробувань на стискання проводилося для визначення впливу поверхневих нерівностей вирощених тонкостінних деталей на їхню поведінку під час стискання. Під час випробування на стиск ключовим параметром для аналізу була максимальна сила, досягнута до того, як зразок зламався або деформувався.

Статичне навантаження в таблиці 2.4, прикладене у вертикальному напрямку, показало значний негативний вплив зміщення геометрії зразків А1, В1 і

С1 на стабільність конструкції. Як при стисканні, так і при розтягу напруження в зразках зі зміщенням розподілялися асиметрично відносно осі прикладання навантаження по перерізу (рисунок 4.5).

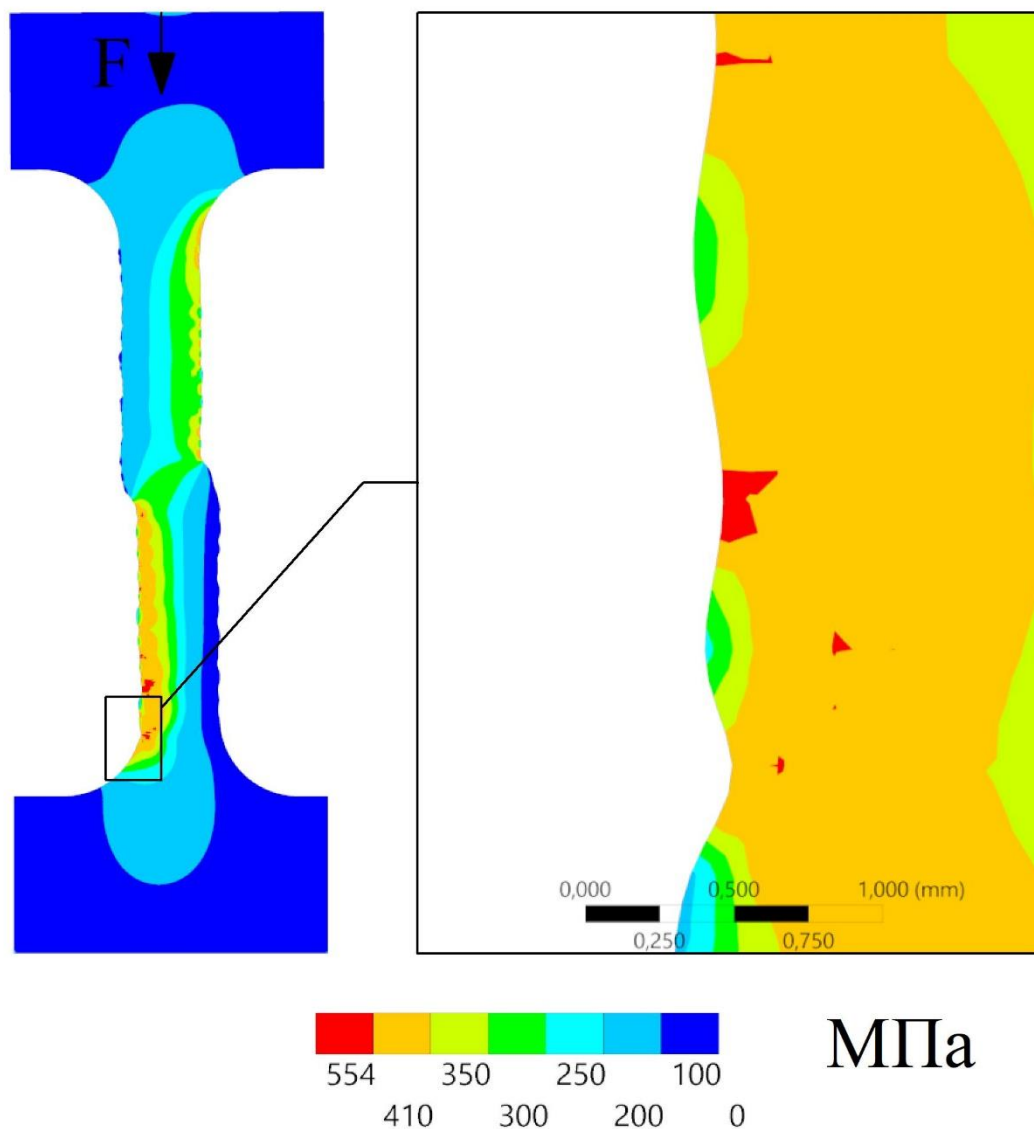


Рисунок 4.5 - Розподіл напружень в зразку з дефектом при стисканні [2]

Найбільші напруження 437 МПа у зразку А1 були сконцентровані навколо перехідної ямки між шарами. Вже на глибині 0,5 мм напруження зменшуються до 315 МПа. У поперечному перерізі зразка нижче дефекту напруження змінювалися від 380...430 МПа з одного боку до 40...50 МПа з іншого, а вище дефекту – навпаки. Перевищення межі текучості при подібному розподілі напружень у

приповерхневих зонах призводило до вигину зразка і дестабілізації структурного елемента.

Максимальні напруження 448 МПа та 461 МПа у зразках В1 та С1 відповідно також пов'язані з хвилястістю поверхонь. На глибині 0,5...0,75 мм напруження зменшуються до 275...300 МПа, а в центрі зразків у зоні деформації до 185...190 МПа. Як і для А1, напруження розподілялися асиметрично по різні боки зразків (рисунок 4.5).

Перевищення межі текучості при стисканні зразків зі зміщенням свідчило про наявність пластичної деформації. Деформація зразків А1, В1 і С1 становила 0,67%, 0,36% і 0,25% відповідно, що знаходиться за межею пружної деформації. Залишкові деформації склали 0,45%, 0,14% і 0,02% відповідно.

Зразки А2, В2 і С2 при відповідних навантаженнях (таблиця 2.4) показали найвищі напруження, що дорівнюють межі текучості, які були сконцентровані навколо перехідних ямок між шарами. При цьому напруження в діапазоні 300...400 МПа були зосереджені лише біля однієї з поверхонь зразків (рисунок 4.6).

На глибині 0,15...0,5 мм напруження зменшувалися до 250 МПа, а на глибині 0,5...2,0 мм були на рівні 170...200 МПа. Ці напруження були локалізовані на одній з поверхонь стінки, тоді як з іншого боку, на глибині 0,15 мм, вони були в межах 170...180 МПа. Нерівномірний розподіл напружень беззаперечно призведе до вигину зразка при збільшенні навантаження.

У контрольних зразках А3, В3 і С3 за тих самих умов навантаження максимальні напруження не перевищували 250...300 МПа (рисунок 4.7). Завдяки симетрії зразків та відсутності хвилястості бічних поверхонь напруження розподілялися рівномірно по всьому перерізу, а їх значення в середині тіла стінок не перевищувало 180 МПа.

Таким чином, утворений дефект суттєво зміщує розподіл напружень у зразках при стисканні, погіршуючи стійкість конструкцій і збільшуючи максимальні напруження, що призводить до їх деформації. В той же час, деформація зразків без дефекту зміщення та еталонних зразків не перевищує 0,2%, а залишкові деформації відсутні.

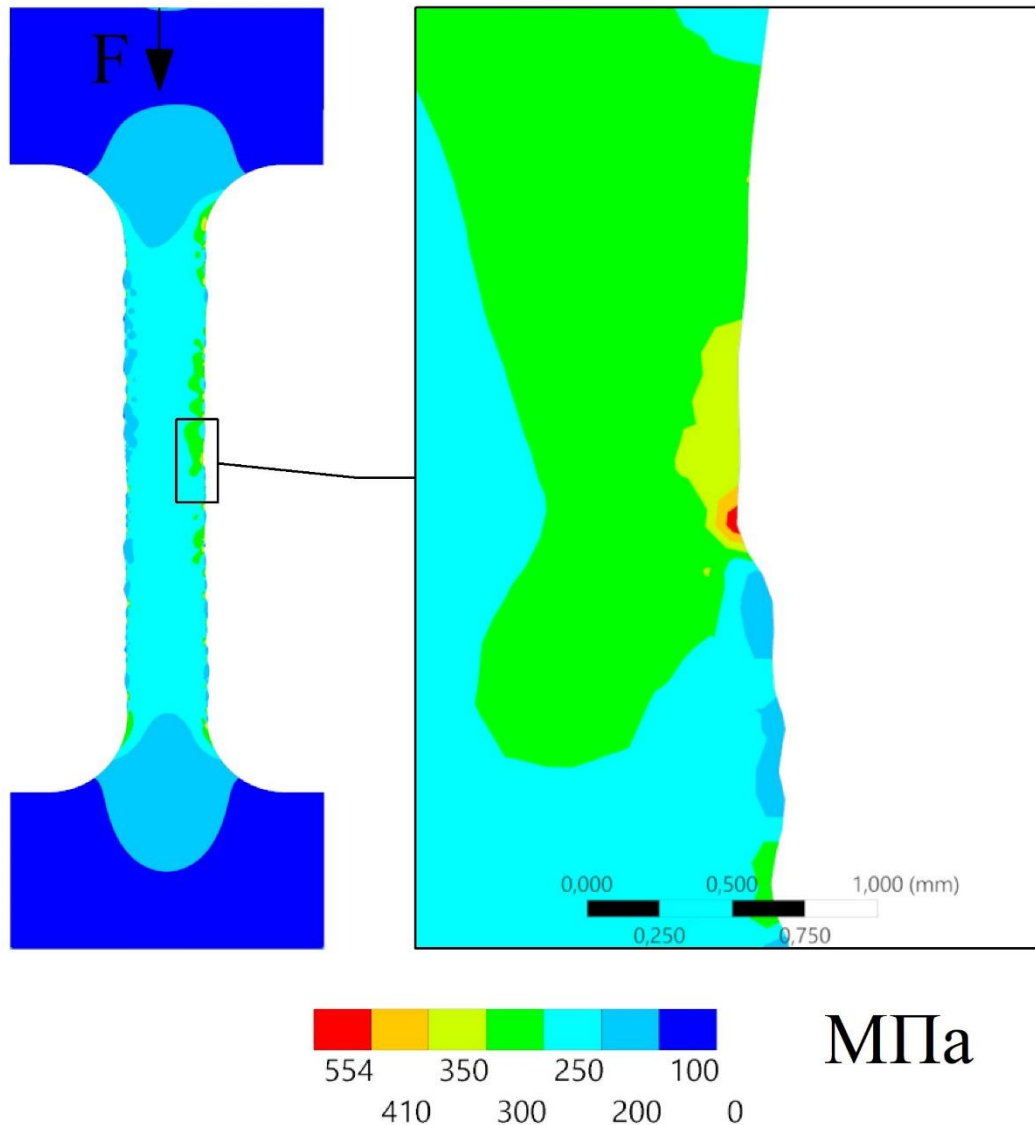


Рисунок 4.6 - Розподіл напружень в зразку без дефекту при стисканні [2]

Також встановлено, що при циклічному навантаженні зразки А1, В1 і С1 витримали до 1809, 1649 і 1467 циклів відповідно, перш ніж руйнування відбулося в критичних місцях у приповерхневих зонах на глибині до 0,25 мм між нанесеними шарами (рисунок 4.5). Початок руйнування при циклічному навантаженні зразків А2 відмічається після 2628 циклів, А3 – 38822 циклів, В2 – 2637 циклів, В3 – 50796 циклів, С2 – 2629 циклів, С3 – 14418 циклів. Для зразків з дефектом зсуву пластична деформація відбулася під час першого циклу навантаження внаслідок значного перевищення межі плинності, тобто зниження втомної довговічності при циклічному навантаженні є критичним порівняно з іншими зразками.

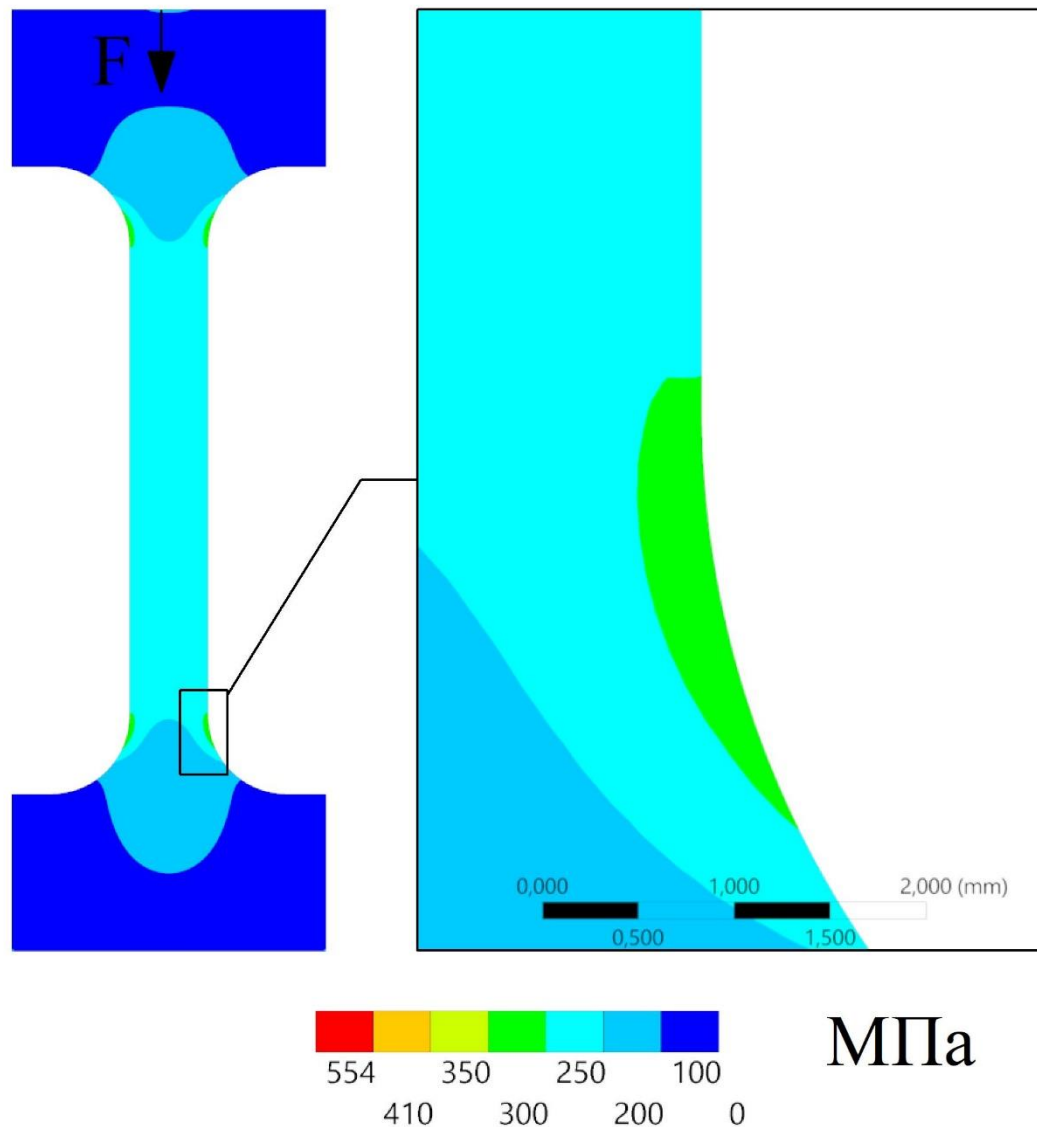


Рисунок 4.7 - Розподіл напружень в контрольному зразку при стисканні [2]

#### 4.1.4 Еквівалентна ширина перерізу вирощеної стінки

Виходячи з проведеного аналізу можна зробити висновок про зниження механічних властивостей зразків через наявність концентраторів напружень, утворених нерівностями поверхні. Виниклі напруження зменшують умовну ефективну ширину стінки, що, в свою чергу, збільшує ймовірність передчасного руйнування через неоптимальний розподіл напружень по деталі. На прикладі вирощених зразків A2, B2 і C2 показано, що типова хвилястість поверхні зразків WAAM без дефекту зміщення збільшує максимальні напруження на 37...69%, а

дефект зміщення в геометрії зразка збільшує напруження на 51...80% порівняно з еталонними зразками.

Як наслідок, необроблені зразки мають вищий ризик руйнування або пластичної деформації при навантаженні, близькому до розрахованої безпечної межі. Враховуючи, що в деяких випадках традиційні методи механічної обробки можуть бути недоступні (великі габарити друкованих об'єктів, вирощування безпосередньо на постійному місці роботи елемента тощо), необхідно забезпечити надійність конструкцій шляхом зменшення розрахункових безпечних навантажень, тобто зниження рівня напружень за рахунок збільшення ширини стінки.

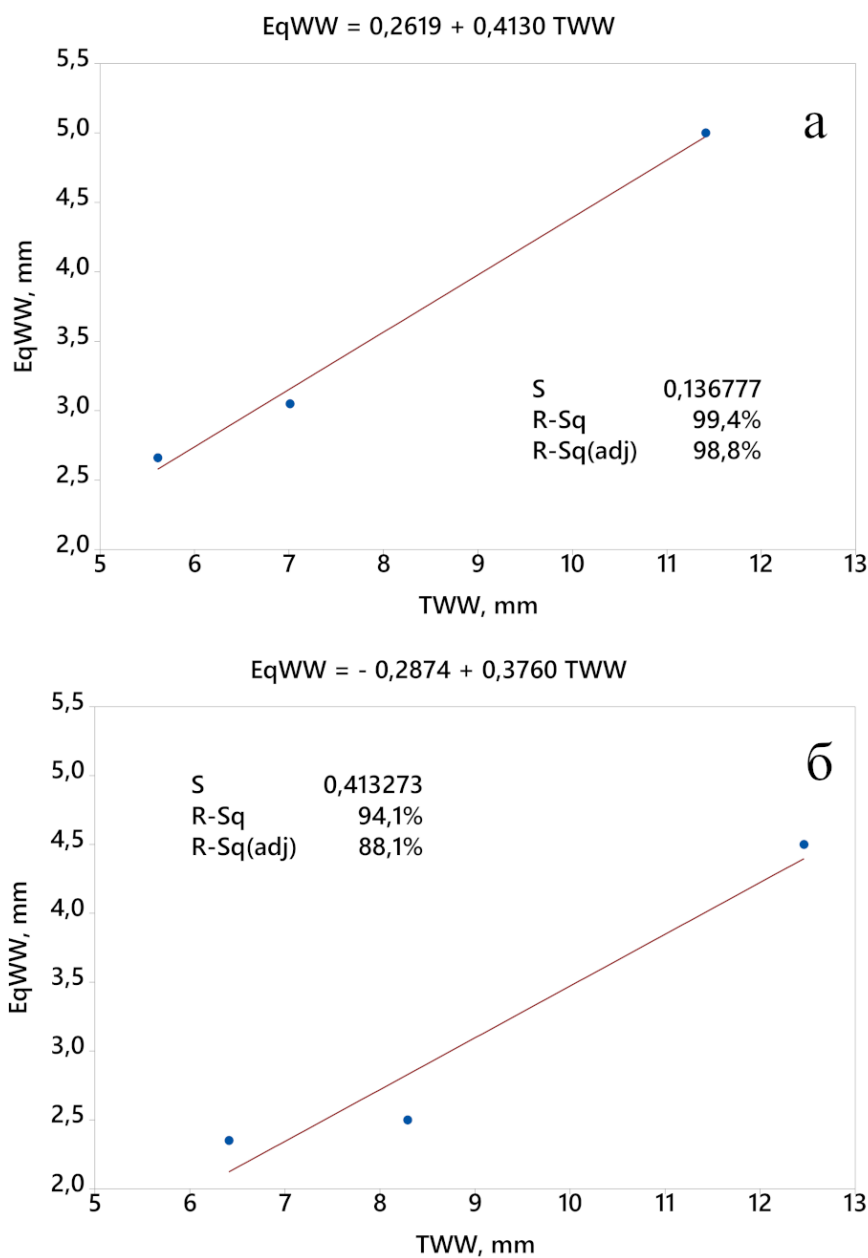
На основі аналізу отриманих результатів для кожного надрукованого зразка була визначена еквівалентна ширина стінки ( $E_{qWW}$ ).  $E_{qWW}$  описує ширину обробленого зразка, який має такий самий рівень напружень, як і друкований необроблений зразок при заданих навантаженнях (таблиця 4.1). Добре відомо, що механічні напруження в точці тіла визначаються як вектор внутрішніх сил, що діють на одиницю площі:

$$\sigma = \frac{F}{A}, \quad (4.7)$$

де  $\sigma$  – нормальне напруження, Па;  $F$  – прикладене навантаження, Н;  $A$  – площа поперечного перерізу, до якого прикладено навантаження  $F$ , м<sup>2</sup>. За цією формулою було визначено попередню еквівалентну площу поперечного перерізу, яку було перевірено моделюванням в Ansys Mechanical. Встановлена залежність між  $E_{qWW}$  і  $TWW$  є лінійною, що може свідчити про пропорційний вплив хвилястості поверхні на напруження при різних значеннях  $TWW$  (рисунок 4.8).

Таблиця 4.1 –Ширина перерізу оброблених стінок з еквівалентними напруженнями

Зразок	Навантаження, кН	Максимальні напруження, МПа	EqWW, мм
A1	19,9	430	2,35
A2		410	2,60
B1	21,5	442	2,50
B2		409	3,05
C1	39,0	453	4,50
C2		410	5,00



а – без дефекту зсуву геометрії; б – з дефектом зсуву

Рисунок 4.8 – Залежність ширини перерізу необроблених і оброблених стінок з рівними напруженнями [2]

#### 4.2 Початкове відхилення присадного дроту від ТСП

Згідно з попереднім аналізом, відхилення присадного дроту від ТСП відбувається через викривлення дроту та зношення контактного наконечника. Початкове відхилення присадного дроту (з новим контактним наконечником) спричинене залишковими деформаціями після виготовлення та намотування дроту. Радіус вигину дроту може суттєво відрізнятись залежно від властивостей матеріалу, діаметра та розміру котушки для намотування. Вимірювання деформації дроту у вільному стані показали, що залишкові деформації безпосередньо залежать від діаметра дроту при використанні одного і того ж розміру намотувальної котушки (таблиця 4.2).

Таблиця 4.2 – Деформації присадного дроту G3Si1

Діаметр дроту, мм	Діаметр котушки, мм	Радіус кривизни дроту, мм
0,8	105	367±1
1,0	105	300±1
	188	549±1
1,2	105	292±1
	188	380±1

Пряму залежність деформацій зі збільшенням діаметра дроту можна пояснити рівнянням нормальних напружень при розтягуванні та стисканні за законом Гука:

$$\sigma = \frac{y}{\rho} E, \quad (4.8)$$

де  $\rho$  – радіус кривизни нейтрального шару,  $y$  - відстань від нейтрального до досліджуваного шару, а  $E$  – модуль Юнга. Рівняння 4.8 вказує на те, що при однаковій кривизні нормальні напруження в приповерхневих шарах товщого дроту

будуть вищими, потенційно перевищуючи межу пружності і призводячи до залишкових деформацій.

Зразки дроту з однакових катушок діаметром 188 мм були виміряні за радіусом кривизни з наступними результатами: сплав 625 мав радіус кривизни  $135 \pm 5$  мм, сплав 718 мав радіус кривизни  $335 \pm 5$  мм, а дрiт G3Si1 мав радіус кривизни  $469 \pm 5$  мм. У дослідженні також вивчалася зміна кривизни дроту в процесі розмотування катушки. Вимірювання дроту у вільному стані показало, що радіус кривизни на зовнішньому і внутрішньому шарах залишається відносно постійним, з відхиленням  $\pm 5$  мм для всіх трьох досліджуваних матеріалів.

Середнє початкове відхилення дроту зі сплаву 718 діаметром 1,2 мм з катушки діаметром 188 мм становило 0,68 мм для двох різних катушок з похибками  $\sigma_x = 0,04$  мм і  $\sigma_y = 0,15$  мм (рисунок 4.9). Таким чином, радіус кривизни дроту залишається постійним по всій його довжині для кожної окремої катушки. Через менший радіус кривизни дроту зі сплаву 625 діаметром 1,0 мм початкове відхилення становило 1,19 мм при розташуванні пальника під кутом  $0^\circ$  і 1,51 мм при розташуванні під кутом  $-90^\circ$  (рисунок 4.9). Стандартне відхилення вимірювань в обох положеннях не перевищувало  $\sigma_x = 0,03$  мм і  $\sigma_y = 0,06$  мм. Відхилення для дроту G3Si1 діаметром 1,2 мм становило 0,34 мм при  $\sigma = 0,05$  мм у напрямках X і Y. При повороті пальника на  $90^\circ$  відносно осі Z системи координат TSP (осі подачі дроту) напрямок відхилення дроту зі сплаву 625 змінювався відповідно до кута повороту пальника (рисунок 4.9). Дослідження показало, що напрямок відхилення дроту пов'язаний з напрямком кривизни пальника.

Виміряне відхилення дроту від TSP описує індивідуальні випадки лише для досліджуваних зразків матеріалів. Тому для узагальнення і встановлення закономірностей було проведено моделювання МСЕ початкового відхилення дроту. За схемою експерименту зразки дроту з радіусами кривизни 200, 300, 400 і 500 мм і номінальним діаметром 1,0 і 1,2 мм пропускалися крізь канал зварювального пальника і контактний наконечник з відповідним номінальним діаметром отвору до утворення CTWD = 13 мм.

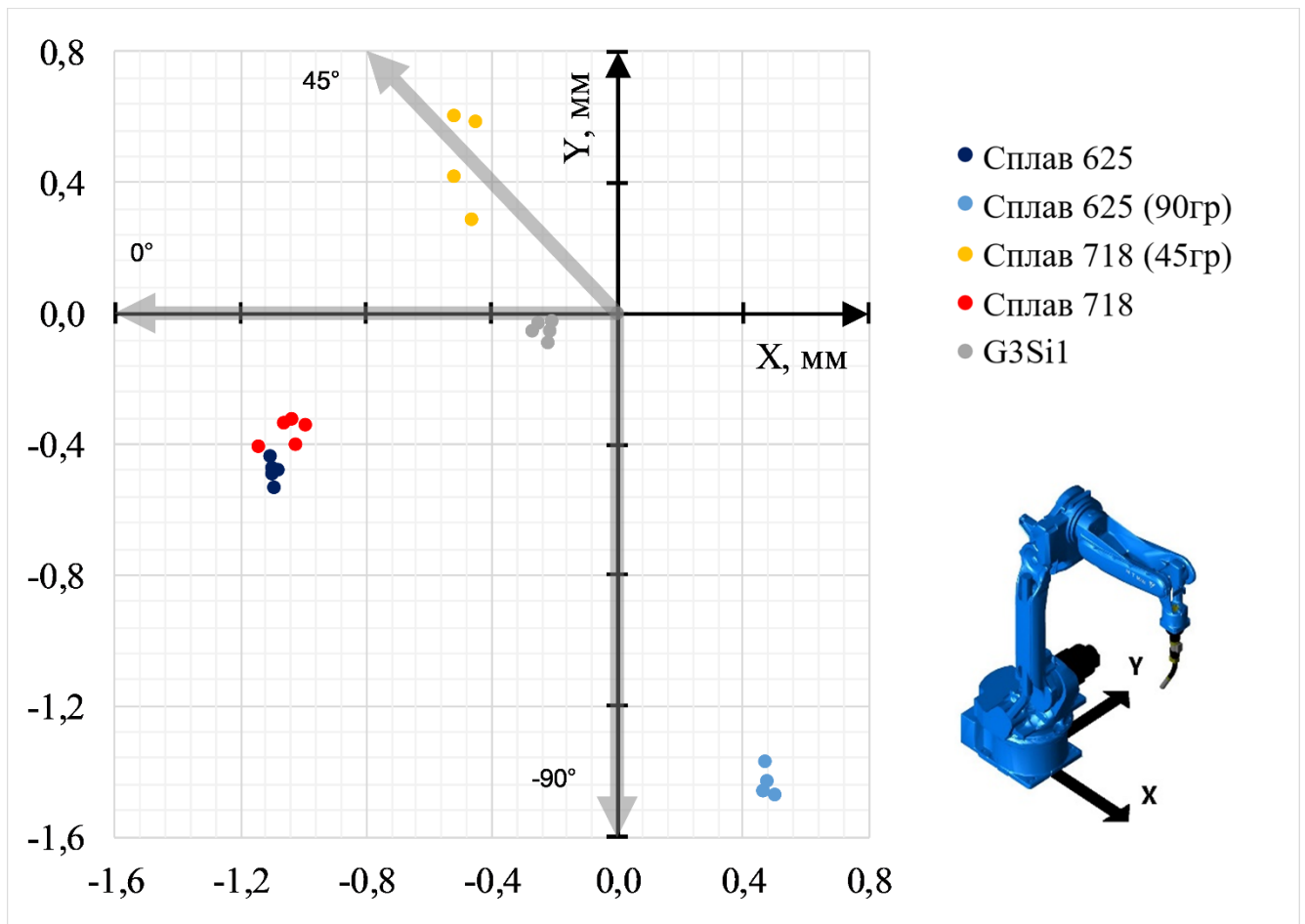


Рисунок 4.9 – Початкове відхилення зразків присадних дротів від TCP (CTWD = 13 mm)

Для забезпечення узагальнення отриманих моделей важливо враховувати властивості присадного дроту та параметри, що описують його напружено-деформований стан. Дріт зазнає пружної деформації в каналі подачі та наконечнику, що робить модуль Юнга основним параметром, який відрізняє різні матеріали. Крім того, досліджувані дроти розрізняються за діаметром. Відповідно до сертифікатів на присадні матеріали та наявних результатів механічних випробувань, досліджувані матеріали мають модуль Юнга в діапазоні від 200 до 210 ГПа [164–168].

Крім того дійсний діаметр присадних дротів може відрізнятись від номінального. Виміряний згідно методики, описаної в розділі 2, діаметр присадного дроту зі сплаву 625 становив  $0,99 \pm 0,002$  мм, а присадного дроту зі

сплаву 718 і сталевому дроту G3Si1 –  $1,17 \pm 0,002$  мм. Нові виміряні значення було використано в моделюванні.

Ще одними важливими геометричними параметрами досліджуваної моделі є довжина і діаметр отвору  $d_{ct}$  внутрішнього каналу контактного наконечника (рисунок 4.10), оскільки він визначає величину початкової деформації дроту при його проходженні крізь зварювальний пальник. Оптично-цифровий метод вимірювання показав дійсні значення діаметрів 1,12 і 1,35 мм відповідно для наконечників з номінальними діаметрами отворів 1,0 і 1,2 мм.

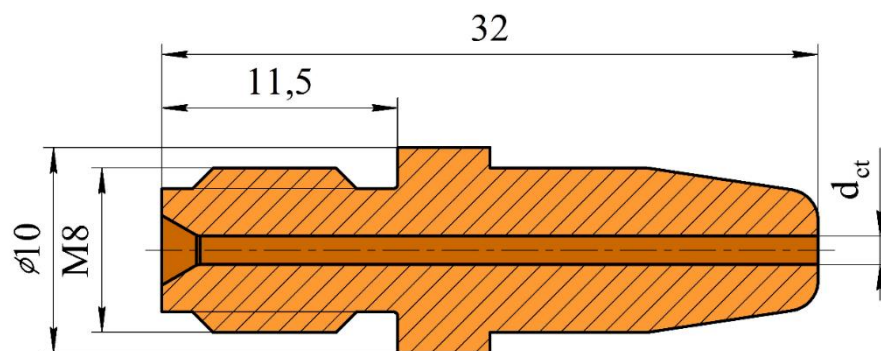


Рисунок 4.10 - Переріз контактної наконечника з основними розмірами (розміри номінальні, без допусків)

Моделювання в ANSYS Mechanical дозволило отримати експериментальні дані, які демонструють значне зниження початкового відхилення присадного дроту від TCP при збільшенні радіусу кривизни дроту (рисунок 4.11). Розраховані результати цілком співпадають з експериментальними даними. Залежність описується квадратичною функцією, в якій незалежний параметр (радіус кривизни дроту) трансформовано з використанням десятичного логарифму:

$$D_i = 3,595 - 1,127 \times \log_{10}(R) + 0,0007 \times (\log_{10}(R))^2, \quad (4.9)$$

де  $D_i$  – величина початкового відхилення, мм;  $R$  – радіус кривизни дроту, мм. Коефіцієнт детермінації  $R^2$  розробленої регресійної моделі 99,27% разом із

стандартним відхиленням 0,024 мм демонструють, що модель дозволяє доволі точно передбачити початкове відхилення присадного дроту від ТСР.

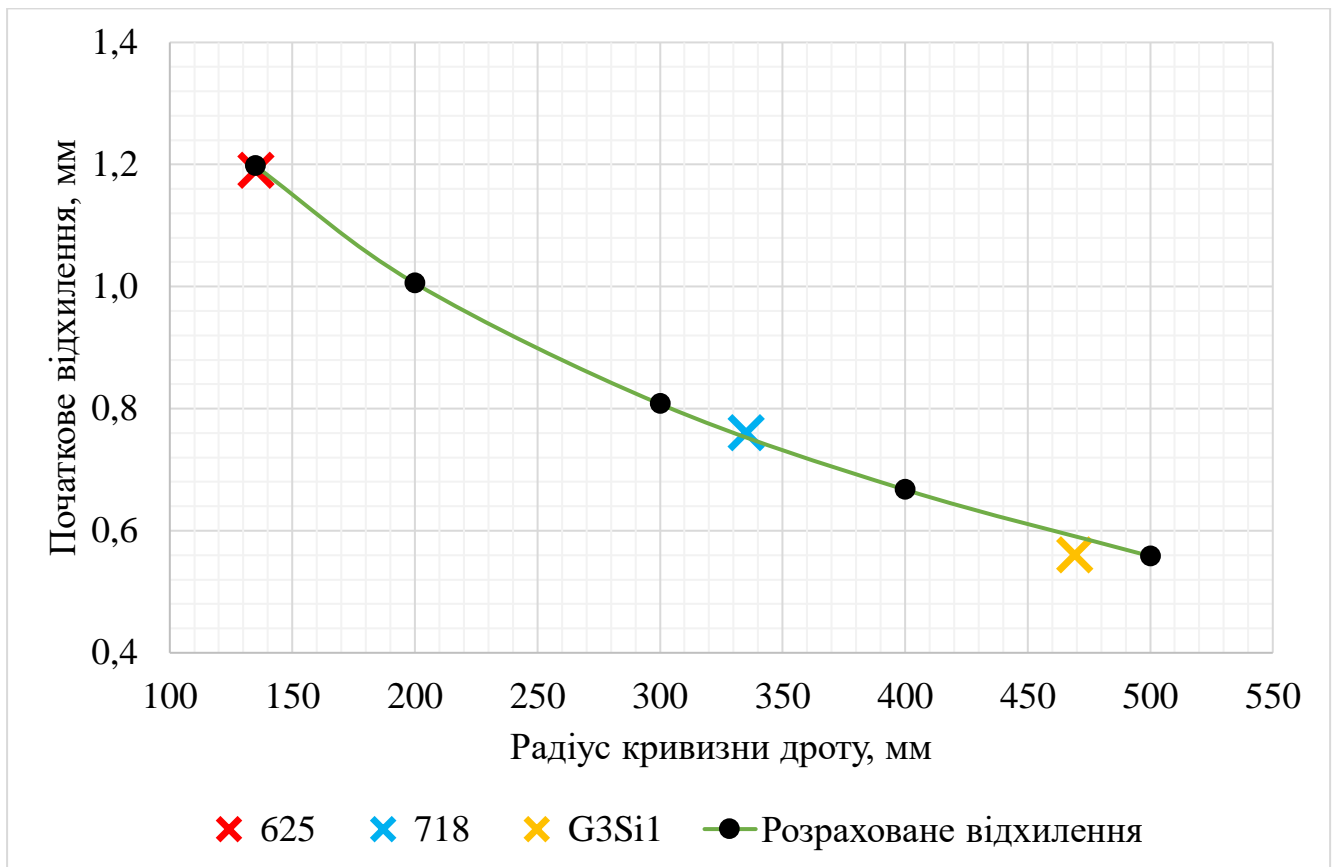


Рисунок 4.11 – Залежність величини початкового відхилення присадного дроту від радіусу його кривизни (СТWD = 13 mm)

### 4.3 Загальна величина відхилення присадного дроту від ТСР

#### 4.3.1 Відхилення присадного дроту

Знос контактної наконечника є неминучим аспектом процесу WAAM на основі GMAW. Впродовж вирощування він поступово збільшується, в той час як кривизна дроту залишається постійною. Виходячи з попередньо встановленої залежності величини початкового відхилення присадного дроту від радіусу його кривизни дроту стає зрозуміло, що радіус кривизни і величина зносу наконечника  $W$  здійснюють безпосередній вплив на загальну величину відхилення присадного

дроту. Загальну величину відхилення присадного дроту  $D$  при певному СТWD можна описати умовною функцією:

$$D = f(R, W'), \quad (4.10)$$

незалежними параметрами якої є радіус кривизни присадного дроту  $R$  і параметр  $W'$ , який складається з величини зносу контактного наконечника  $W$  і величини  $\Delta d$ , яка описує різницю між діаметром отвору нового контактного наконечника  $d_{ct}$  і дійсним діаметром присадного дроту  $d$ :

$$W' = W + \Delta d, \quad (4.11)$$

$$\Delta d = d_{ct} - d. \quad (4.12)$$

Параметр  $D$  має велику практичну цінність, оскільки знаючи саме загальну величину відхилення присадного дроту її можна використовувати для внесення відповідних компенсацій в траєкторію вирощування або калібрування інструменту. Шляхом впровадження параметрів  $R$  і  $W'$  планується забезпечити універсальність моделі, що буде описувати відхилення не тільки досліджених зразків дротів, а і будь яких інших.

Для того щоб мати можливість створити модель, яка б описувала залежність величини загального відхилення дроту  $D$  від параметрів  $R$  і  $W'$ , потрібно визначити значення параметру  $W'$ , що відповідали би значенням  $D$  при заданому СТWD. Оскільки величину зносу наконечника  $W$  важко визначити в процесі натурального експерименту, виходом є аналітичне визначення MCE з використанням ANSYS Mechanical. Для цього була створена модель взаємодії присадного дроту з наконечником, в якій кожен ітерацію збільшувалася величина зносу наконечника на 0,05 мм і розраховувалися координати положення кінця присадного дроту при СТWD = 13 мм. З метою подальшого статистичного аналізу в моделюванні використано радіуси кривизни зразків дротів 200, 300, 400 і 500 мм. Моделі

присадних дротів також використовували дійсний діаметр виміряних раніше зразків 1,17 мм. На основі проведеного статичного структурного аналізу було встановлено зв'язок загальної величини відхилення дроту  $D$  з параметрами  $W'$  і  $R$  (рисунок 4.12). В цьому дослідженні параметр  $W'$ , представлений сумою величини зносу контактної наконечника  $W$  і величини  $\Delta d$ , використовується з метою зробити модель незалежною від дійсного діаметру присадного дроту. Оскільки діаметр отвору контактної наконечника є постійним, а діаметр дроту в залежності від виробника, матеріалу та інших умов може змінюватися, то його початковий напружено-деформований стан (або положення) в зварювальному пальнику також буде відрізнятися.

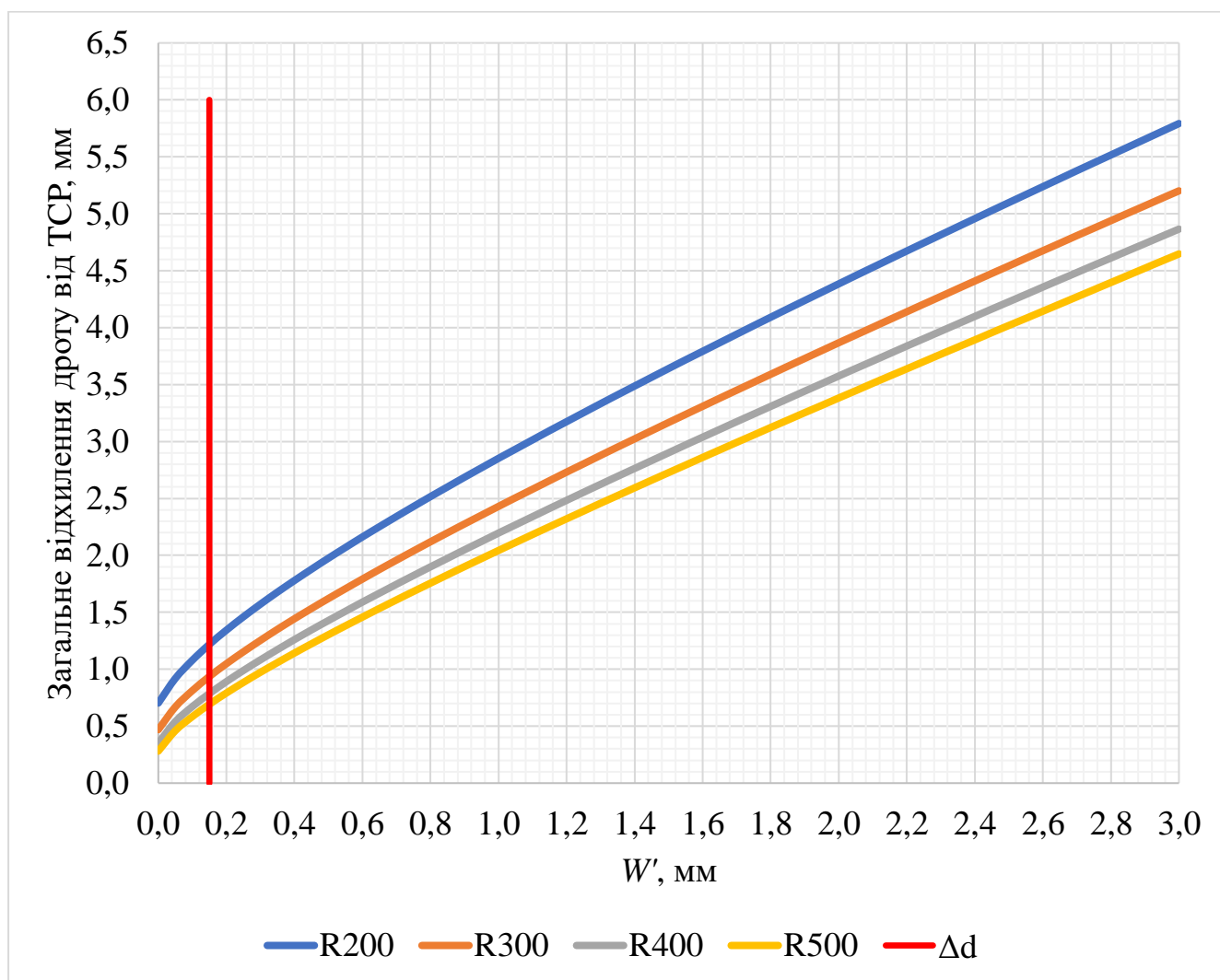


Рисунок 4.12 – Залежність величини відхилення дроту  $D$  від параметру  $W'$

З діаграми на рисунку 4.12 можна побачити, що залежність між величиною зносу і відхиленням є нелінійною. Це пояснюється станом дроту, а саме зміною радіусу кривизни при збільшенні величини зносу наконечника. Відмічена на діаграмі зона праворуч від червоної лінії  $\Delta d$  відповідає зміні величини зносу контактного наконечника, а зона ліворуч відповідає відхиленню присадного дроту, що утворилося через різницю діаметрів отвору нового наконечника і дроту. Таким чином, при розробці математичної моделі залежності на основі функції 4.10 варто врахувати, що при  $W = 0$  параметр  $D$  буде описувати початкове відхилення дроту, викликане лише кривизною дроту  $R$  і різницею  $\Delta d$ . В той же час, саме через останні два параметри при  $W = 0$  відхилення  $D$  завжди буде більше 0. Залежність величини відхилення від  $W'$  розраховано лише до 3 мм, тому що, згідно геометричних параметрів стандартних GMAW наконечників більша величина  $W'$  буде свідчити про його руйнування.

Тест на нормальність Андерсона-Дарлінга показав нормальний розподіл вимірних значень відхилення присадного дроту  $D$  з вірогідністю більше 80%. Кореляційний аналіз демонструє дуже сильний зв'язок величини відхилення  $D$  з величиною  $W'$ . Коефіцієнт кореляції Пірсона для цієї пари склав 0,97, що означає майже ідеальну позитивну кореляцію. Кореляція між величиною відхилення  $D$  і радіусом кривизни дроту є низькою негативною і дорівнює -0,24. В той же час кореляція між незалежними параметрами  $W'$  і радіусом кривизни дроту взагалі відсутня, що свідчить про відсутність мультиколінеарності. Оскільки основні припущення щодо нормальності та незалежності змінних виконуються, то зв'язок відхилення  $D$  з радіусом кривизни  $R$  і величиною  $W'$  може бути описаний лінійною регресійною моделлю у вигляді поліному другого порядку:

$$D = 1,9105 - 0,006301 \times R + 2,0784 \times W' + 0,000006 \times R^2 - 0,12131 \times W'^2 - 0,000678 \times R \times W'. \quad (4.13)$$

Дисперсійний та регресійний аналіз моделі відхилення дроту підтверджують сильний зв'язок величини відхилення дроту та величини отвору в контактному

наконечнику, що представлена параметром  $W'$ . Критерій Стюдента 64,48 для  $W'$  демонструє сильний позитивний ефект цього параметра на зміну відхилення дроту (таблиця 4.3). Критерій Фішера для регресійної моделі склав 11317, що свідчить про адекватність розробленої моделі. Для того, щоб гарантувати, що припущення регресійної моделі є дійсними необхідно проаналізувати графіки залишків (рисунок 4.13). відповідно до діаграми імовірності залишки мають нормальний розподіл, що також підтверджується гістограмою розподілу. Графіки відповідності і порядку демонструють постійну дисперсію, тобто гетероскедастичність відсутня, а отже модель побудовано правильно. Стандартна похибка регресії  $S$  склала 0,09 мм, а  $R^2$  склав 99%

Таблиця 4.3 – Дисперсійний та регресійний аналіз моделі відхилення дроту

Параметр	Коеф	СП Коеф	T-критерій	F-критерій	P-критерій
R	-0,006301	0,000398	-15,84	250,99	0,000
$W'$	2,0784	0,0322	64,48	4158,19	0,000
$R^2$	0,000006	0,000001	11,57	133,83	0,000
$W'^2$	-0,12131	0,00803	-15,10	228,08	0,000
$R \times W'$	-0,000678	0,000057	-11,94	142,63	0,000

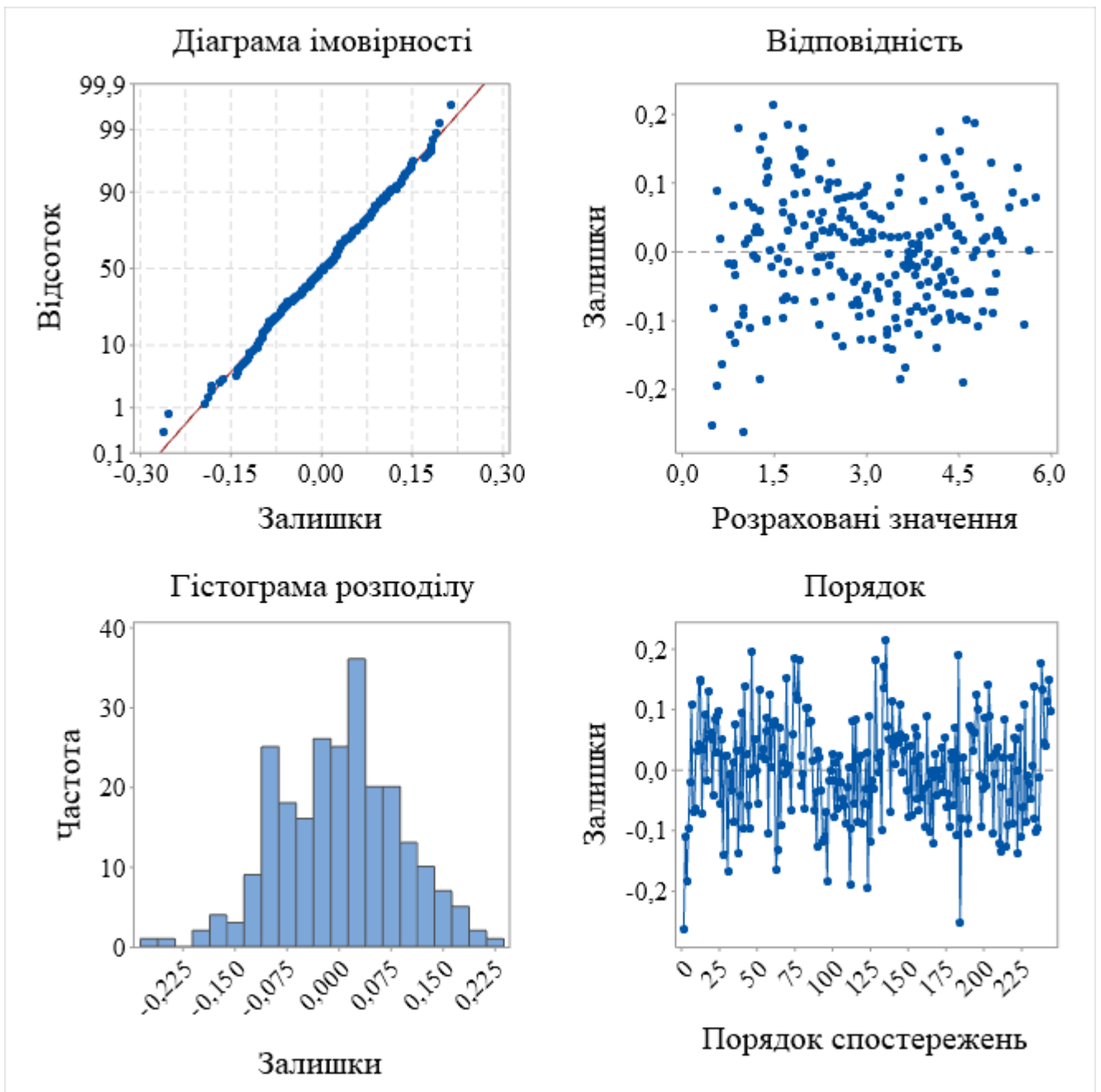


Рисунок 4.13 - Графіки залишків

#### 4.3.2 Швидкість зношування контактної наконечника

Відповідно до проведеного регресійного аналізу стає зрозуміло, що величина зносу наконечника  $W$  має значно більший вплив на відхилення присадного дроту від ТСП, ніж радіус кривизни дроту. Щоб додатково обґрунтувати це, необхідно визначити, від чого залежить величина зносу наконечника  $W$ . Перш за все варто відмітити, що зношування відбувається внаслідок процесу тертя дроту і

наконечника. Тож чим довша траєкторія тертя, тим більшим є знос. Довжина траєкторії тертя забезпечується довжиною використаного дроту. Таким чином, встановивши залежність величини відхилення присадного дроту від ТСП і довжини використаного дроту можна буде зробити попередній аналіз і встановити інтенсивність зношування наконечника.

Швидкість зносу контактного наконечника можна визначити як відношення маси або об'єму його втраченого матеріалу до довжини присадного дроту, що пройшов через контактний наконечник. Для практичних цілей швидкість зносу можна виразити як відношення лінійного зносу до довжини використовуваного дроту. Абсолютна величина відхилення дроту від ТСП може бути виражена як:

$$D = \sqrt{(x_{TSP} - x_i)^2 + (y_{TSP} - y_i)^2}, \quad (4.14)$$

де  $x_{TSP}$  і  $y_{TSP}$  – координати ТСП в певному положенні робота;  $x_i$  і  $y_i$  – координати присадного дроту в тому ж положенні робота.

Для визначення швидкості зношування наконечника (а точніше швидкості зміни величини відхилення дроту в залежності від довжини використаного дроту) було проведено натурний експеримент. За описаною в підрозділі методикою вимірювання зміни положення дроту відносно ТСП проводилося під час вирощування. Результати експерименту показують, що зміна відхилення дроту, а отже і швидкість зношування контактного наконечника є нелінійними, а залежності величини відхилення дроту  $D$  від його використаної довжини  $L$  демонструють помітно різні результати для трьох зразків присадних дротів. (рисунок 4.14). Прискорений знос спостерігається в перші 50 метрів використання дроту зі сплаву 718 і сплаву 625. Це явище було відзначене в попередніх дослідженнях, але пояснення йому не надавалось [114].

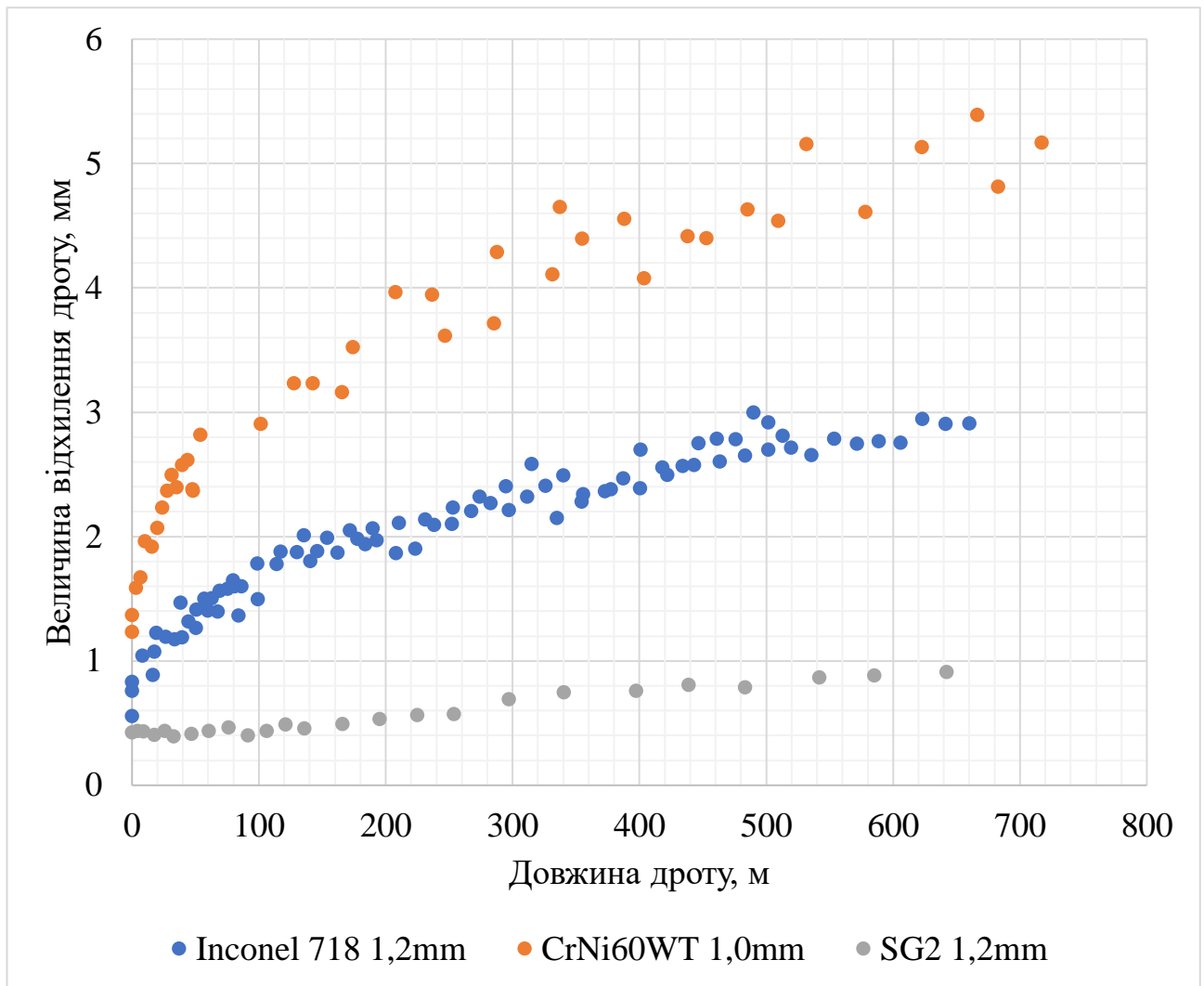


Рисунок 4.14 – Відхилення присадного дроту від ТСП в процесі WAAM (СТВД = 13 mm).

Для прогнозування відхилення присадного дроту від ТСП необхідно встановити взаємозв'язок між положенням дроту в процесі WAAM відносно ТСП і довжиною дроту, що було використано. На основі вимірних даних було проведено регресійний аналіз. Величина відхилення служить залежною змінною регресійної моделі, а довжина дроту є предиктором, тобто незалежною змінною. На основі розподілу вимірних даних (рисунок 4.7) в якості моделі для сплавів 718 і 625 була обрана нелінійна степенева функція:

$$f(x) = a + bx^c. \quad (4.15)$$

Розподіл вимірних значень відхилення дроту G3Si1 було описано квадратичною функцією:

$$f(x) = a + bx + cx^2. \quad (4.16)$$

В обох моделях  $x$  відповідає довжині дроту,  $m$ ;  $a$ ,  $b$  і  $c$  – параметри функції. Параметр  $a$  в обох функціях описує величину початкового відхилення дроту, яка завжди більша за 0 через кривизну дроту. У моделі 4.16 параметр  $b$  відповідає за нахил кривої діаграми розподілу, а  $c$  – за її форму. У моделі 4.15 параметри  $b$  і  $c$  мають комплексний вплив на форму розподілу даних. Параметри моделей для кожного з досліджуваних матеріалів (таблиця 4.4) були розраховані за допомогою методу Гауса-Ньютона для розв'язання нелінійних задач найменших квадратів у програмному забезпеченні для статистичної обробки даних Minitab.

Таблиця 4.4 – Параметри моделей відхилення

Параметр	Сплав 718	Сплав 625	G3Si1
a	0,65	1,0	0,2541
b	0,115116	0,27459	0,001016
c	0,45	0,4	0,0000004

Аналіз графіків показує відповідність між спостережуваними та прогнозованими значеннями (рисунок 4.15). Відповідність регресійних моделей можна оцінити за допомогою графіків залишків. Графіки нормальної ймовірності показують розподіл помилок у статистичній моделі. Графіки для трьох моделей майже лінійні, що означає, що залишки розподілені нормально (рисунок 4.16, а).

Для виявлення нелінійності, нерівномірності розподілу похибок та викидів необхідно проаналізувати графіки залишків та відповідності (рисунок 4.16, б). Для всіх матеріалів залишки випадково розподілені навколо лінії 0, що свідчить про те, що обрані моделі відповідають вимірним даним. Крім того, жоден із залишків не виділяється з випадкового розподілу, що свідчить про відсутність викидів. Залишки

утворюють «горизонтальну смугу» навколо лінії 0, тобто дисперсії помилок є рівномірними, а отже, прогнози моделей є обґрунтованими.

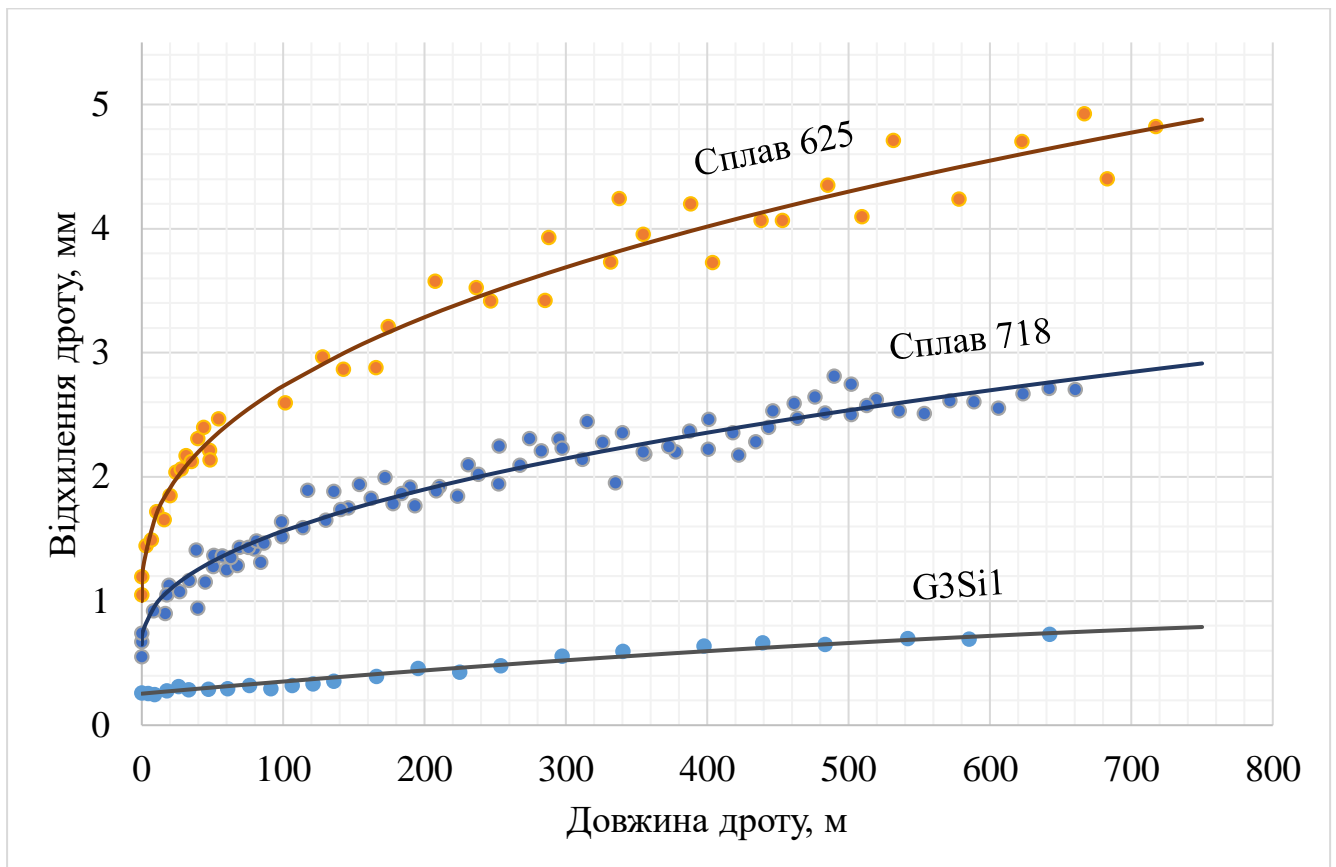
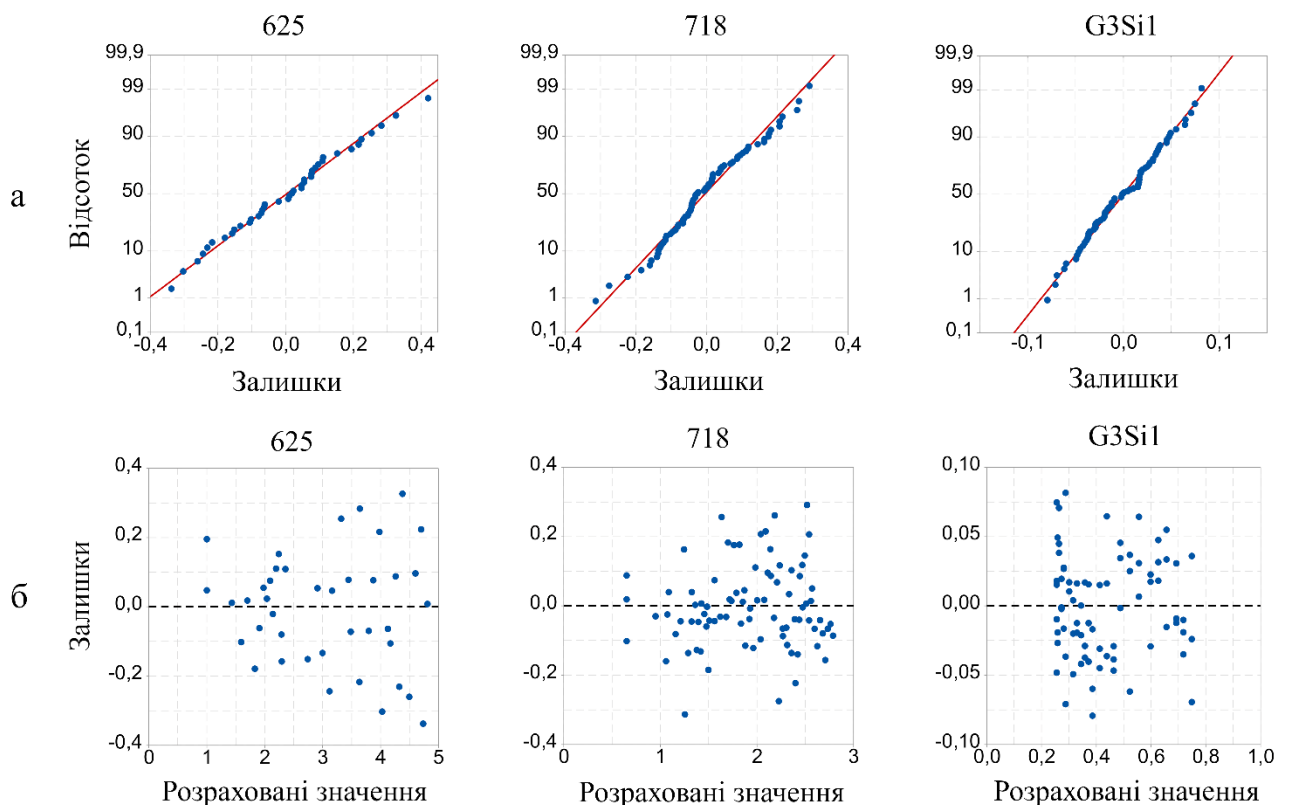


Рисунок 4.15 – Регресійні моделі відхилення присадного дроту від TCP (CTWD = 13 mm)

Оскільки модель 4.16 є квадратичною, а в статистиці квадратичну модель можна вважати лінійною за параметрами, її можна оцінити за коефіцієнтом детермінації  $R^2$ .  $R^2$  для моделі відхилення дроту G3Si1 склало 95%, що разом із задовільним розподілом залишків означає правильність вибору і розрахунку моделі.

В той же час  $R^2$  не може бути використано в якості міри відповідності для нелінійної регресії, оскільки він базується на припущеннях, які справедливі лише для лінійних моделей. У лінійній регресії частка дисперсії, що пояснюється моделлю, плюс дисперсія помилки завжди дорівнює загальній дисперсії, що дозволяє R-квадрат коливатися в межах від 0 до 100%. Однак у нелінійній регресії

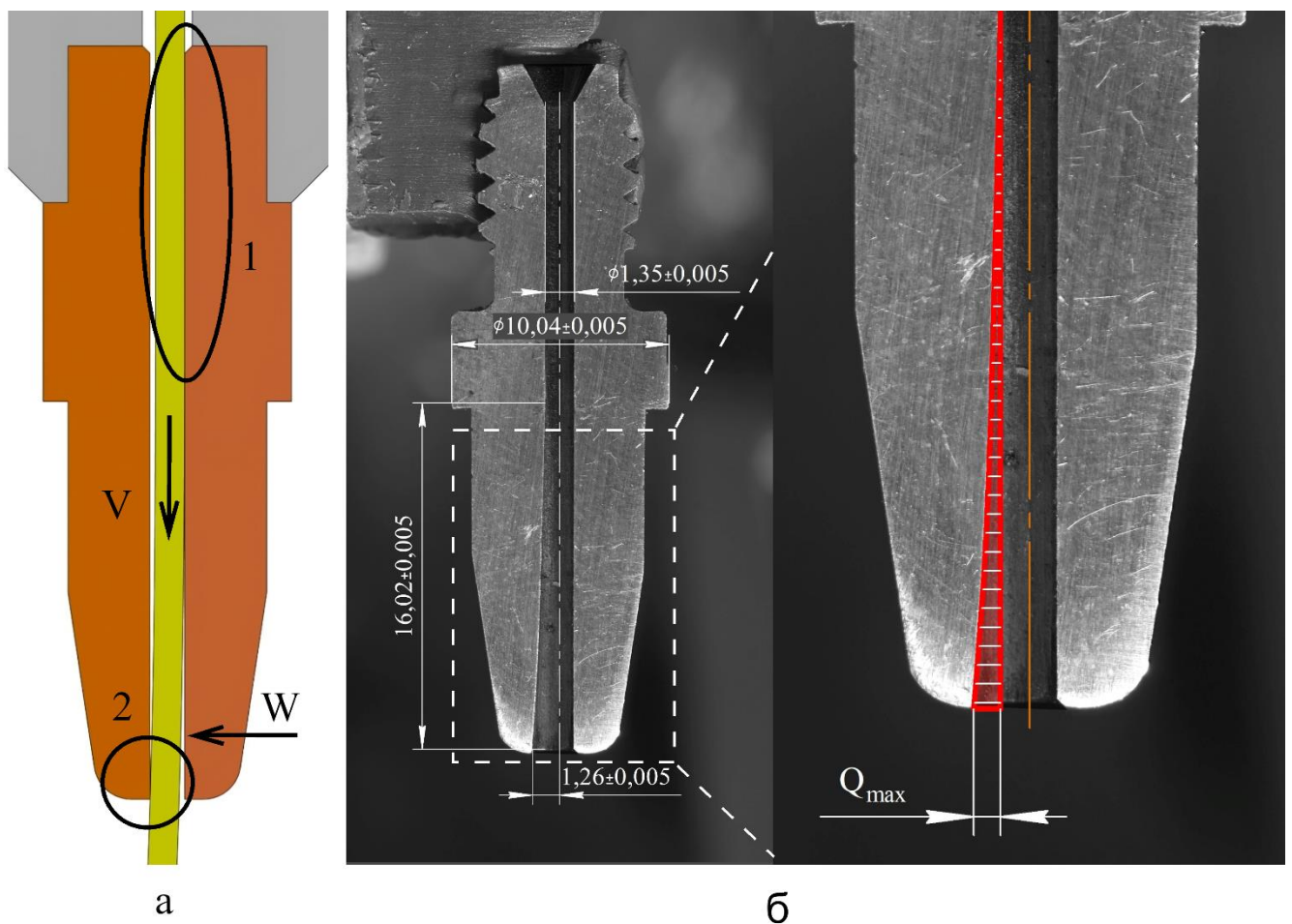
ці припущення не виконуються. Дослідження показали, що використання  $R^2$  у нелінійній регресії може призвести до неправильних висновків [169]. Замість цього параметру можна використовувати стандартну помилку регресії  $S$ , яка вимірює середню різницю між фактичними та прогнозованими значеннями в одиницях залежної змінної. Вона забезпечує більш точну оцінку точності прогнозу. Приблизно 95% спостережень потрапляють в межі  $\pm S$  лінії регресії, що дозволяє швидко оцінити 95% інтервал прогнозування. Стандартне відхилення моделі сплаву 718 становить 0,12 мм, що становить 10% від діаметра дослідженого дроту. Аналогічно, стандартне відхилення сплаву 625 становить 0,10 мм (10% від діаметра дроту). Модель відхилення дроту G3Si1 має найменше стандартне відхилення серед досліджуваних дротів (0,04 мм), що становить 3,3% від діаметра дослідженого дроту.



а – графіки нормальної ймовірності; б - графіки залишків та відповідності

Рисунок 4.16 – Графіки залишків регресійних моделей відхилення присадного дроту від ТСП

З метою пояснення нелінійності зміни величини відхилення присадного дроту, необхідно дослідити його взаємодію з контактним наконечником як в умовах сухого ковзання, так і в умовах ковзного електричного контакту з високою щільністю струму. Оскільки контактний наконечник зазнає механічного зносу, площа контакту перерозподіляється. У початковому положенні дроту в новому наконечнику він займає позицію з максимальною площею контакту в зоні 1 і мінімальною в зоні 2 (рисунок 4.17, а). У міру зношування наконечника поверхня в зоні 2 стає вигнутою з радіусом, подібним до радіусу кривизни присадного дроту, що призводить до збільшення площі контакту (рисунок 4.17, б). Проте, при зношуванні наконечника вигин дроту збільшується, і це призводить до зменшення площі контакту в зоні 1.



а – зношений наконечник після використання 236 м дроту G3Si1; б – положення дроту в новому наконечнику

Рисунок 4.17 - Схема зношування контактного наконечника

Присутність електричного струму може спричинити окислення контактних поверхонь. Це може призвести до збільшення контактного опору і збільшення потужності, що розсіюється контакту, тобто підвищення середньої температури контакту. Оскільки контактний опір такого типу електричних контактів є достатньо невеликим, замість нього було виміряно падіння напруги в зоні контакту присадного дроту зі зварювальним наконечником. У вимірюванні було використано вісім наконечників з різним часом наплавлення кожний, в тому числі один новий (рисунок 4.18). Для вимірювання через контакт пропускався струм 0,5 А з напругою 24 В. Середнє падіння напруги склало 16,2 мВ із стандартним відхиленням 0,9 мВ. Дослідження показало незначні коливання падіння напруги. Але при цьому кореляція падіння напруги і величини зносу відсутня. Невелике стандартне відхилення свідчить про те, що під час зношування контактний опір, а отже площа контакту і кількість виділеної в ньому енергії суттєво не змінюються.

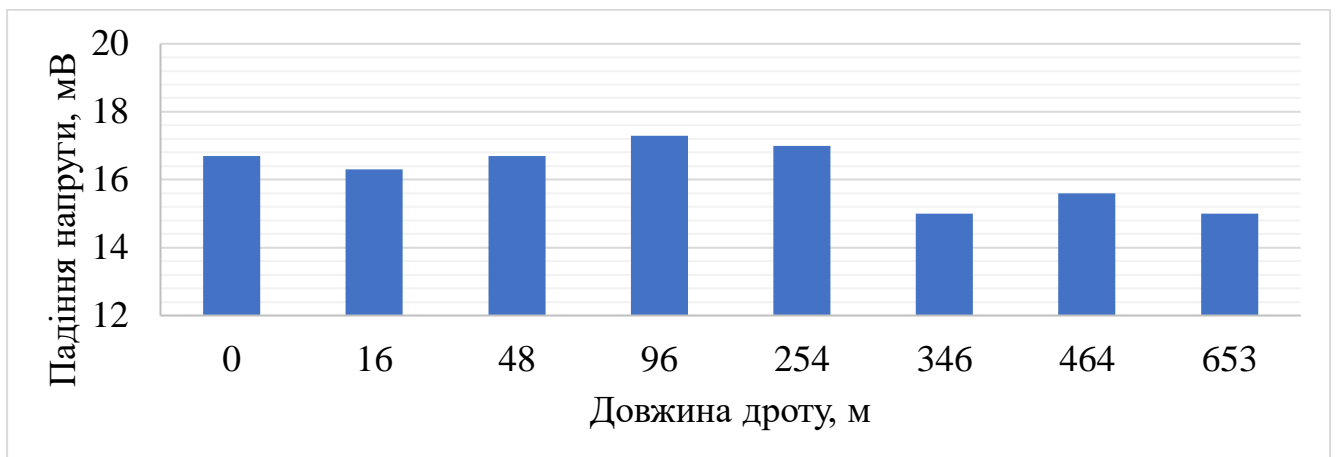


Рисунок 4.18 - Падіння напруги в контакті дріт-наконечник після використання різної довжини дроту

Кількість тепла, яке генерується в зоні електричного контакту дроту з наконечником, можна розрахувати за формулою джоулевого нагріву, тобто тепла, що виділяється внаслідок електричного опору, яке зазвичай виражається через струм і опір. Однак, з джоулевим нагріванням можна пов'язати падіння напруги на контакті за допомогою формули розсіювання потужності:

$$P = I \cdot V, \quad (4.17)$$

де  $P$  – потужність, Вт;  $I$  – сила струму, А;  $V$  – падіння напруги на контакті, В. Тепло  $Q$ , що виділяється за певний проміжок часу  $t$  внаслідок джоулевого нагрівання, можна обчислити за формулою:

$$Q = P \times t = I \times V \times t. \quad (4.18)$$

Цей спрощений розрахунок демонструє, що згенероване в контакті тепло є незначним незалежно від зносу наконечника в порівнянні з впливом зварювальної дуги на температуру наконечника [170]. Розрахована залежність (рисунок 4.19) є лінійною, оскільки припускає, що падіння напруги на контакті є постійним, незалежно від сили струму. У реальних умовах ці значення можуть змінюватися через такі фактори, як зміни температури, що впливають на опір.

Згідно з існуючими дослідженнями, якщо тертя відбувається в середовищі захисного газу, присутність електричного струму суттєво не впливає на швидкість зношування [171]. У цьому випадку відсутність окислення призводить до контакту метал-метал, що спричиняє адгезійне зношування.

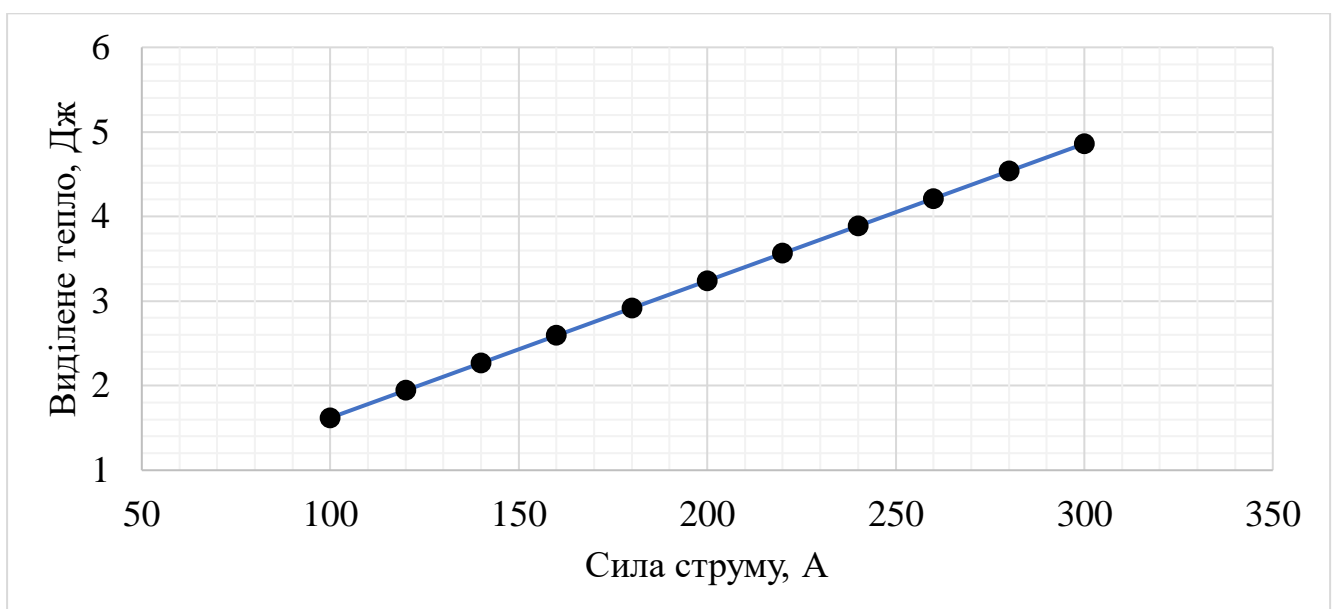


Рисунок 4.19 – Залежність кількості виділеного в контакті тепла від сили струму

Якщо виключити вплив температури та електричного струму, контактну взаємодію можна визначити як сухе ковзання з адгезійним зношуванням. В такому випадку, рівняння Архарда традиційно описує знос при ковзанні, ґрунтуючись на концепції контактної нерівності [172]. Воно стверджує, що загальний об'єм зносу  $Q$  пропорційний нормальному навантаженню  $F$  і відстані ковзання  $L$  та обернено пропорційний твердості  $H$  найм'якшої поверхні контакту:

$$Q = \frac{KFL}{H}, \quad (4.19)$$

де константа  $K$  визначається експериментально і залежить від якості поверхні, хімічного складу матеріалів, твердості поверхні та теплообміну між поверхнями. Таким чином, при зміні лише пройденої відстані ковзання швидкість зношування має бути лінійною, що не підтверджується експериментально вимірними даними. Виходячи з того, що контактний електричний опір, а отже і площа контакту значно не змінюється, можна припустити, що в процесі зношування зменшується нормальне навантаження контакту, або змінюються властивості матеріалів, в тому числі твердість.

#### 4.3.3 Сила контактної взаємодії присадного дроту з наконечником

Спираючись на традиційні теорії і моделі ковзного зносу (на прикладі згаданої раніше теорії Архарда), а також враховуючи змінні параметри проведеного експерименту було розглянуто і досліджено силу контактної взаємодії присадного дроту з наконечником. Відповідно до схеми розташування присадного дроту в GMAW зварювальному пальнику і безпосередньо в контактному наконечнику, подача дроту у вузькі канали спричиняє його пружну деформацію дроту і утворення зазначеної раніше контактної сили  $F$ , перпендикулярної до осі подачі дроту в напрямку вигину дроту (рисунок 4.17, а). У міру зношування контактного наконечника дріт повертається назад у початкове, більш деформоване

положення. При цьому вивільнення внутрішніх напружень призводить до зменшення контактної навантаженості. Виходячи з рівняння 4.19, зменшення навантаженості призводить до зменшення об'єму зносу, що в подальшому зменшує швидкість зносу контактної наконечника протягом усього часу його взаємодії з дротом (рисунок 4.15). Слід зазначити, що модель Архарда прогнозує знос при постійній навантаженості  $F$ , що може бути неточним при змінній навантаженості [173].

Сила, з якою тисне вигнутий дріт на контактний наконечник, залежить від напружено-деформованого стану та жорсткості дроту, що зазвичай описується модулем Юнга. Жорсткість може впливати на швидкість зносу матеріалу, змінюючи контактне навантаження, коефіцієнт тертя та втомну поведінку. Загалом, вища жорсткість призводить до більш значного зносу, хоча інші фактори також можуть впливати на швидкість зносу.

Модуль Юнга є характеристикою матеріалу, що залежить не тільки від його хімічного складу, а і від мікроструктури та внутрішніх напружень. У випадку досліджуваних дротів їх мікроструктура і внутрішні напруження значною мірою залежать від методу і умов виробництва, тому замість використання довідкових значень модулю Юнга його потрібно визначити експериментально для кожного зразка матеріалу. Проведений згідно методики з розділу 2 експеримент методом триточкового згинання демонструє результати, які є дещо нижчими за довідкові значення. На основі побудованих графіків (рисунок 4.20) було розраховано модуль Юнга, який для присадного дроту зі сплаву 718 діаметром 1,17 мм склав 170 ГПа, для дроту зі сплаву 625 діаметром 0,99 мм склав 160 ГПа, а для дроту із низьковуглецевої конструкційної сталі G3Si1 діаметром 1,17 мм склав 185 ГПа.

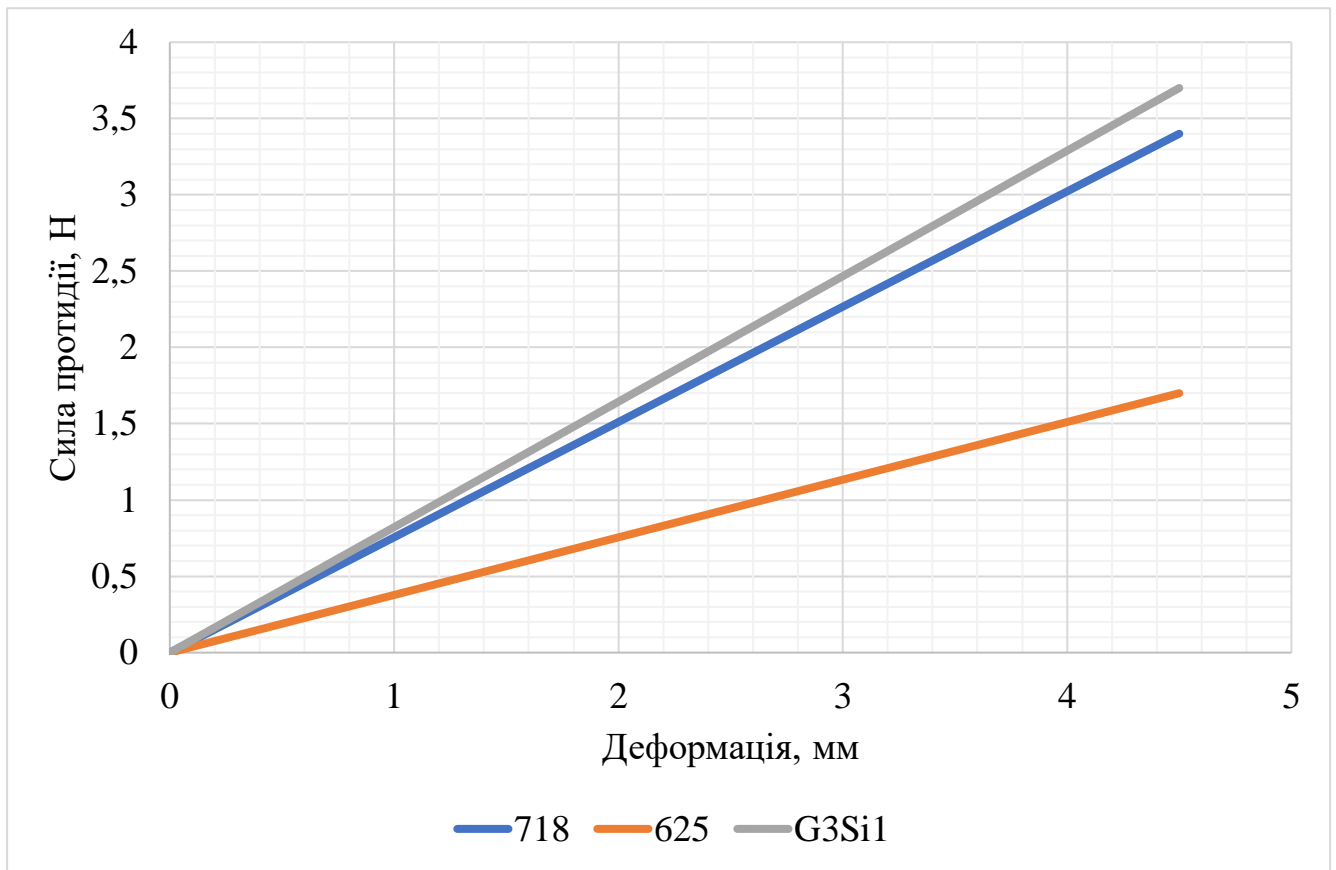


Рисунок 4.20 - Графіки залежності сили притиснення від деформації при триточковому згинанні досліджуваних дротів

Для спрощення подальшого аналізу жорсткості дроту модуль пружності та діаметр дроту можна об'єднати в один параметр. Жорсткість дроту на вигин можна розрахувати за допомогою наступного рівняння, враховуючи його круглу форму поперечного перерізу:

$$EI = E \times \frac{\pi d^4}{64}, \quad (4.20)$$

де  $EI$  – жорсткість на вигин, ГПа $\times$ мм<sup>4</sup>;  $d$  – діаметр дроту, мм.

Кривизна досліджуваних дротів є ще одним змінним параметром, що впливає на силу їх притиснення до контактної наконечника. Цей параметр неавтоматично формується на етапі волочіння та намотування дроту на котушку. Коли дріт пружно деформується в пальнику, він взаємодіє з контактним наконечником з певним

зусиллям. Цю силу можна визначити, знаючи жорсткість дроту та радіус його кривизни.

На основі вимірних параметрів модулю пружності та діаметрів дротів було створено симуляцію проходження зразків присадного дроту крізь наконечник. Статичний структурний аналіз МСЕ в середовищі ANSYS Mechanical виявив чітку нелінійну кореляцію між силою контакту і ступенем зносу контактного наконечника, як показано на рисунку 4.21. При збільшенні величини зносу наконечника було зафіксоване значне зниження контактної сили на першому етапі зносу і незначне зниження при подальшому збільшенні зносу. Таким чином, залежність контактної сили від величини зносу наконечника є зворотною і нелінійною. Симуляцію було підтверджено лабораторним вимірюванням сили реакції дроту на вирівнювання (відтворення умов перебування в пальнику і наконечнику) за методикою в підрозділі 2.3.5. Тож виходячи з результатів проведених експериментів саме непостійна, змінна сила притискання відповідає за нелінійність швидкості зношування і, відповідно, швидкості зміни величини відхилення присадного дроту від центральної точки інструменту.

Але враховуючи, що присадний дріт не повністю вирівнюється в каналі подачі і наконечнику через різницю діаметрів контактного наконечника і присадного дроту  $\Delta d$ , то початкова сила притискання буде дещо меншою. Згідно діаграми її значення починатимуться праворуч від лінії  $\Delta d$ , визначеної відповідно до геометричних параметрів використаних дротів (рисунок 4.21).

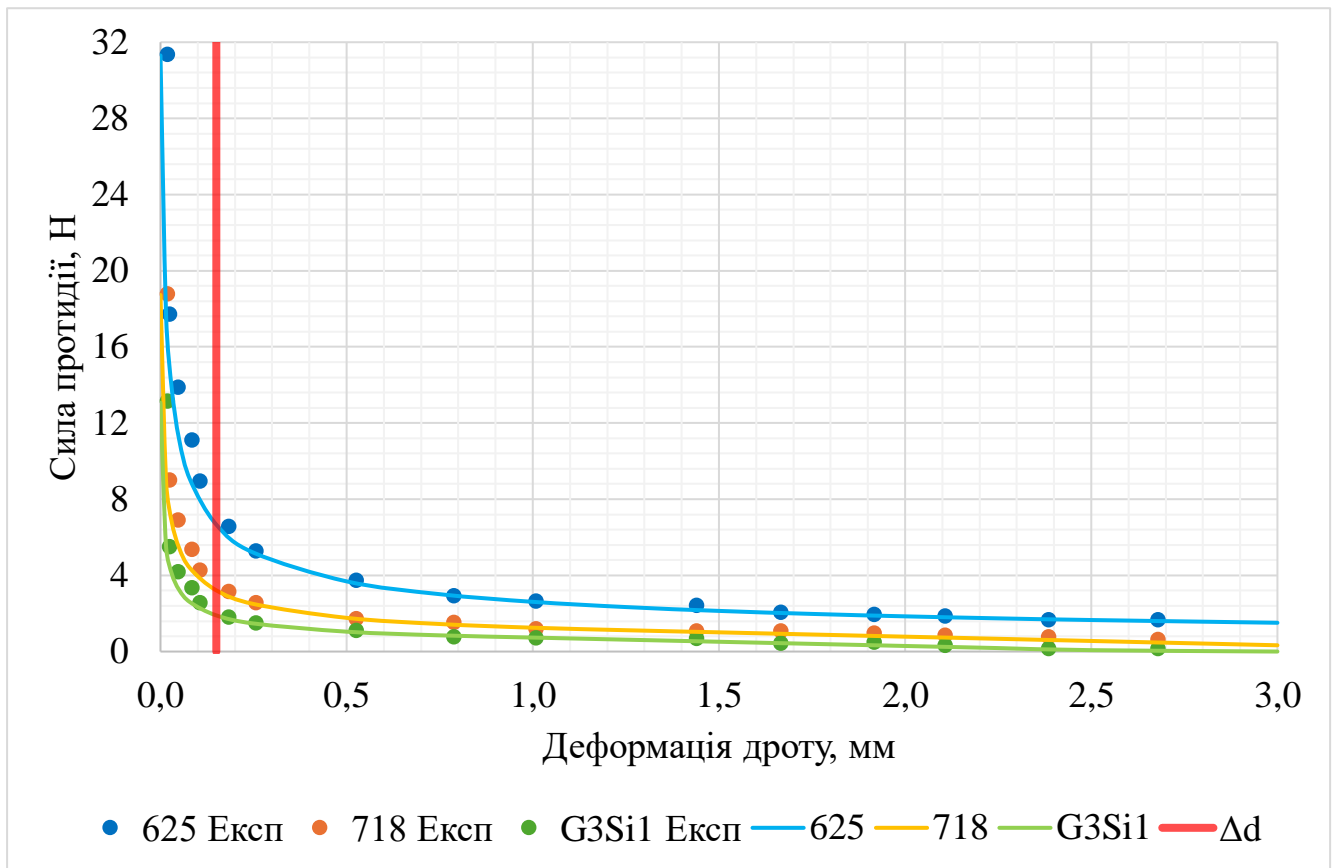


Рисунок 4.21 - Зміна контактної сили в міру зношування контактної наконечника і збільшення відхилення присадного дроту

Симуляція розгинання присадного дроту дозволила визначити силу притиснення досліджуваних зразків дроту до контактної наконечника в залежності від радіуса кривизни дроту, його жорсткості та величини зносу наконечника. З метою встановлення сили впливу радіуса кривизни та жорсткості дроту на контактну силу за попередньою методикою було проведено додаткове моделювання з умовними зразками дроту кривизною 200, 300, 400 і 500 мм, діаметром 1,2 мм та модулем пружності 180, 190, 200 і 210 ГПа. Порівняльний аналіз виконувався за відносною різницею величини контактної сили для крайніх значень діапазону кривизни при постійній жорсткості, та для крайніх значень діапазону жорсткості при постійному радіусі кривизни. Розрахунок відносної різниці виконувався за формулою:

$$\Delta = \frac{|F_{1i} - F_{2i}|}{|F_{2i}|} \times 100\%, \quad (4.21)$$

де  $F_{1i}$  – сила контактної взаємодії для відповідного  $W'_i$  і радіусу кривизни дроту 200 мм або модуля пружності 210 ГПа;  $F_{2i}$  – сила контактної взаємодії для відповідного  $W'_i$  і радіусу кривизни дроту 500 мм або модуля пружності 180 ГПа. Розраховані значення демонструють суттєву відмінність відносної різниці контактної сили при різних радіусах кривизни і постійній жорсткості та навпаки, при постійній кривизні та змінній жорсткості. Відносна різниця при змінній жорсткості між крайніми значеннями дослідженого діапазону склала 16,67%, а сусідні значення параметру відрізняються на 5...5,5% (таблиця 4.5). В той же час при постійній жорсткості зміна радіусу кривизни між крайніми значеннями дослідженого діапазону досягає майже 295%. При цьому різниця між сусідніми значеннями змінюється від 40 до 84% зі зменшенням радіусу.

Таблиця 4.5 – Відносна різниця  $\Delta$  сили контактної взаємодії для крайніх значень радіусу кривизни і жорсткості дроту (розраховано для  $W' = 0,5$  мм)

		Радіус кривизни дроту, мм				$\Delta$ , %
		200	300	400	500	
Жорсткість дроту, ГПа×мм <sup>4</sup>	18,322	3,727	2,030	1,317	0,944	294,90
	19,340	3,934	2,142	1,391	0,996	294,90
	20,358	4,141	2,255	1,464	1,049	294,91
	21,375	4,349	2,368	1,537	1,101	294,89
$\Delta$ , %		16,67	16,66	16,66	16,67	

Через відносно низький вплив жорсткості дроту, порівняно з кривизною, на силу його взаємодії з контактним наконечником було прийнято рішення виключити параметр жорсткості з регресійного аналізу. В такому випадку сила притискання описується окремою регресійною моделлю, незалежними змінними якої є радіус кривизни дроту  $R$ , який описує напружено-деформований стан дроту, а також величина зносу контактного наконечника  $W$  і різниця діаметрів  $\Delta d$ , які об'єднані в параметр  $W'$ . Таким чином залежність можна представити умовною функцією:

$$F = f(R, W'). \quad (4.22)$$

Попередній кореляційний аналіз показав наявність лінійного зв'язку між силою контактної взаємодії і обраними параметрами. Негативний ефект середньої сили демонструє параметр  $W'$  з коефіцієнтом Пірсона, що дорівнює  $-0,355$ . Дещо меншої сили негативний зв'язок існує між силою взаємодії та радіусом кривизни дроту. Коефіцієнт Пірсона для цієї пари параметрів склав  $-0,245$ . В той же час кореляційний аналіз показав відсутність зв'язку між незалежними параметрами.

Для встановлення функціонального зв'язку між обраними параметрами було проведено регресійний аналіз. При побудові моделі було враховано, що при відсутності зносу контактного наконечника ( $W = 0$ ) сила взаємодії  $F$  є максимальною для заданих параметрів дротів. В результаті отримано наступну модель:

$$\begin{aligned} \sqrt{F} = & 4,822 - 0,01251 \times R - 2,276 \times W' + 0,000012 \times R^2 + \\ & + 0,7731 \times W'^2 + 0,003843 \times R \times W' - 0,1105 \times W'^3 - \\ & - 0,000003 \times R^2 \times W' - 0,000311 \times R \times W'^2. \end{aligned} \quad (4.23)$$

Дисперсійний та регресійний аналіз моделі демонструють значний вплив радіусу кривизни дроту і параметру  $W'$  на нормальну силу контактної взаємодії. Критерій Стюдента  $-9,6$  для  $R$  демонструє сильний негативний ефект цього параметра на зміну величини зносу, тобто при збільшенні радіусу кривизни дроту зменшується сила контактної взаємодії (таблиця 4.6). Близький негативний ефект спостерігається від параметру  $W'$  з Т-критерієм  $-10,59$ . Таким чином, можна стверджувати що зміна радіусу кривизни дроту більше впливає на зміну сили контакту, ніж знос наконечника Критерій Фішера для регресійної моделі склав 236, що свідчить про адекватність розробленої моделі. Для того, щоб гарантувати, що припущення регресійної моделі є дійсними необхідно проаналізувати графіки залишків (рисунок 4.22). Відповідно до діаграми імовірності залишки мають нормальний розподіл, що також підтверджується гистограмою розподілу. Графіки відповідності і порядку демонструють постійну дисперсію, тобто

гетероскедастичність відсутня, а отже модель побудовано правильно. Стандартна похибка регресії  $S$  склала 0,1 Н, а  $R^2$  склав 96%.

Таблиця 4.6 - Результати дисперсійного і регресійного аналізу моделі сили контакту

Параметр	Коеф	СП Коеф	T-критерій	F-критерій	p-критерій
R	-0,01251	0,00130	-9,60	92,22	0,000
$W^{\wedge}$	-2,276	0,215	-10,59	112,09	0,000
$R^{\wedge}2$	0,000012	0,000002	6,49	42,10	0,000
$W^{\wedge}2$	0,7731	0,0895	8,63	74,56	0,000
$R \times W^{\wedge}$	0,003843	0,000934	4,12	16,94	0,000
$W^{\wedge}3$	-0,1105	0,0178	-6,21	38,62	0,000
$R^{\wedge}2 \times W^{\wedge}$	-0,000003	0,000001	-2,79	7,76	0,007
$R \times W^{\wedge}2$	-0,000311	0,000129	-2,42	5,84	0,018

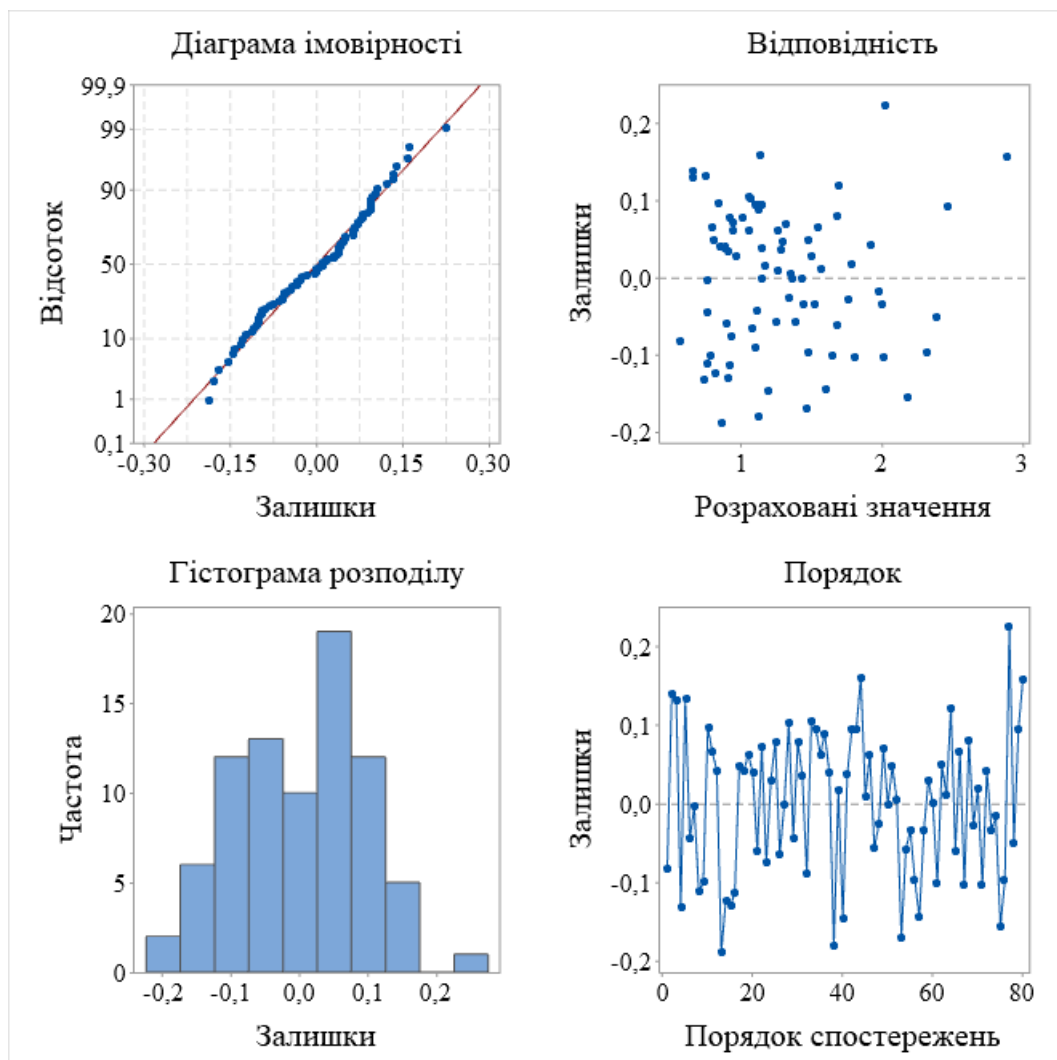


Рисунок 4.22 – Графіки залишків

#### 4.3.4 Величина зносу контактного наконечника

Аналіз величини відхилення присадного дроту від ТСП і дослідження нормальної сили контакту дроту з наконечником показав, що величина зносу контактного наконечника  $W$  має один з найбільш значних ефектів на загальну величину відхилення дроту. В комбінації з радіусом кривизни присадного дроту величина зносу в складі параметру  $W'$  визначає не тільки величину відхилення дроту, а і силу притискання. Дослідження швидкості зношування встановило, що зміна величини відхилення дроту є нелінійною в процесі вирощування. Шляхом аналізу умов контактної взаємодії пари дріт-наконечник і взявши за основу теорію ковзного адгезійного зношування Архарда було встановлено, що нелінійність зміни відхилення залежить від непостійної сили контактної взаємодії контактуючих тіл. Порівнявши попередні аналізи і отримані регресійні моделі можна дійти висновку, що величина зносу наконечника може значною мірою залежати від довжини використаного дроту і контактної сили. З цього виходить, що нормальна сила контакту і величина зносу наконечника є взаємопов'язаними параметрами, які визначають один одного. Крім того, використані в експерименті з визначення швидкості зношування наконечника присадні дроти мають різну твердість, що також може впливати на процес зношування.

Попередній кореляційний аналіз показав наявність лінійного зв'язку між величиною зносу і обраними параметрами. Найбільший позитивний ефект демонструє твердість дроту з коефіцієнтом Пірсона, що дорівнює 0,82. Середньої сили позитивний зв'язок існує між величиною зносу і довжиною дроту. Коефіцієнт Пірсона для цієї пари параметрів склав 0,45. В той же час кореляційний аналіз показав відносно слабкий позитивний зв'язок величини зносу з контактною силою. Це можна пояснити екстремальною нелінійністю зміни вказаної сили при збільшенні величини зносу.

Для встановлення функціонального зв'язку між обраними параметрами було проведено регресійний аналіз. В результаті отримано наступну модель:

$$\begin{aligned}
W = & 0,8977 + 0,7019 \times L + 0,9191 \times \sqrt{F} + 0,4324 \times H - 0,1332 \times L^2 + \\
& + 0,1613 \times H^2 + 0,5275 \times L \times \sqrt{F} - 0,2506 \times \sqrt{F} \times H + 0,0845 \times L^3 - \\
& - 0,548 \times \sqrt{F}^3 - 0,1987 \times H^3 - 0,1402 \times L^2 \times H + 0,3165 \times L \times F - \\
& - 0,571 \times L \times \sqrt{F} \times H - 0,5317 \times F \times H + 0,3781 \times \sqrt{F} \times H^2, \quad (4.24)
\end{aligned}$$

де  $W$  – величина зносу контактного наконечника, мм;  $L$  – довжина використаного дроту, м;  $H$  – мікротвердість присадного дроту, HV. Дисперсійний та регресійний аналіз моделі очікувано демонструють сильний вплив довжини використаного дроту на величину зносу наконечника. Критерій Стьюдента 56,3 для  $L$  демонструє сильний позитивний ефект цього параметра на зміну величини зносу (таблиця 4.7). Такий самий ефект спостерігається і від квадратного кореня сили  $F$ , а також її перетину з довжиною дроту. В той же час значно менший ефект має твердість присадних дротів (таблиця 4.7).

Таблиця 4.7 – Результати дисперсійного і регресійного аналізу моделі зносу

Параметр	Коеф	СП Коеф	T-критерій	F-критерій	p-критерій
L	0,7019	0,0125	56,30	3169,46	0,000
$\sqrt{F}$	0,9191	0,0761	12,08	145,83	0,000
H	0,4324	0,0425	10,18	103,72	0,000
$L^2$	-0,1332	0,0173	-7,69	59,18	0,000
$H^2$	0,1613	0,0258	6,25	39,02	0,000
$L \times \sqrt{F}$	0,5275	0,0289	18,28	334,27	0,000
$\sqrt{F} \times H$	-0,2506	0,0379	-6,61	43,72	0,000
$L^3$	0,0845	0,0166	5,09	25,87	0,000
$\sqrt{F}^3$	-0,548	0,101	-5,40	29,16	0,000
$H^3$	-0,1987	0,0428	-4,65	21,59	0,000
$L^2 \times H$	-0,1402	0,0208	-6,74	45,48	0,000
$L \times F$	0,3165	0,0816	3,88	15,03	0,000
$L \times \sqrt{F} \times H$	-0,5710	0,0554	-10,32	106,42	0,000
$F \times H$	-0,5317	0,0877	-6,06	36,78	0,000
$\sqrt{F} \times H^2$	0,3781	0,0958	3,95	15,59	0,000

Критерій Фішера для регресійної моделі склав 5739, що свідчить про адекватність розробленої моделі. Для того, щоб гарантувати, що припущення регресійної моделі є дійсними необхідно проаналізувати графіки залишків (рисунок 4.23). відповідно до діаграми імовірності залишки мають нормальний розподіл, що також підтверджується гистограмою розподілу. Графіки відповідності і порядку демонструють постійну дисперсію, тобто гетероскедастичність відсутня, а отже модель побудовано правильно. Стандартна похибка регресії  $S$  склала 0,04 мм, а  $R^2$  склав 99%.

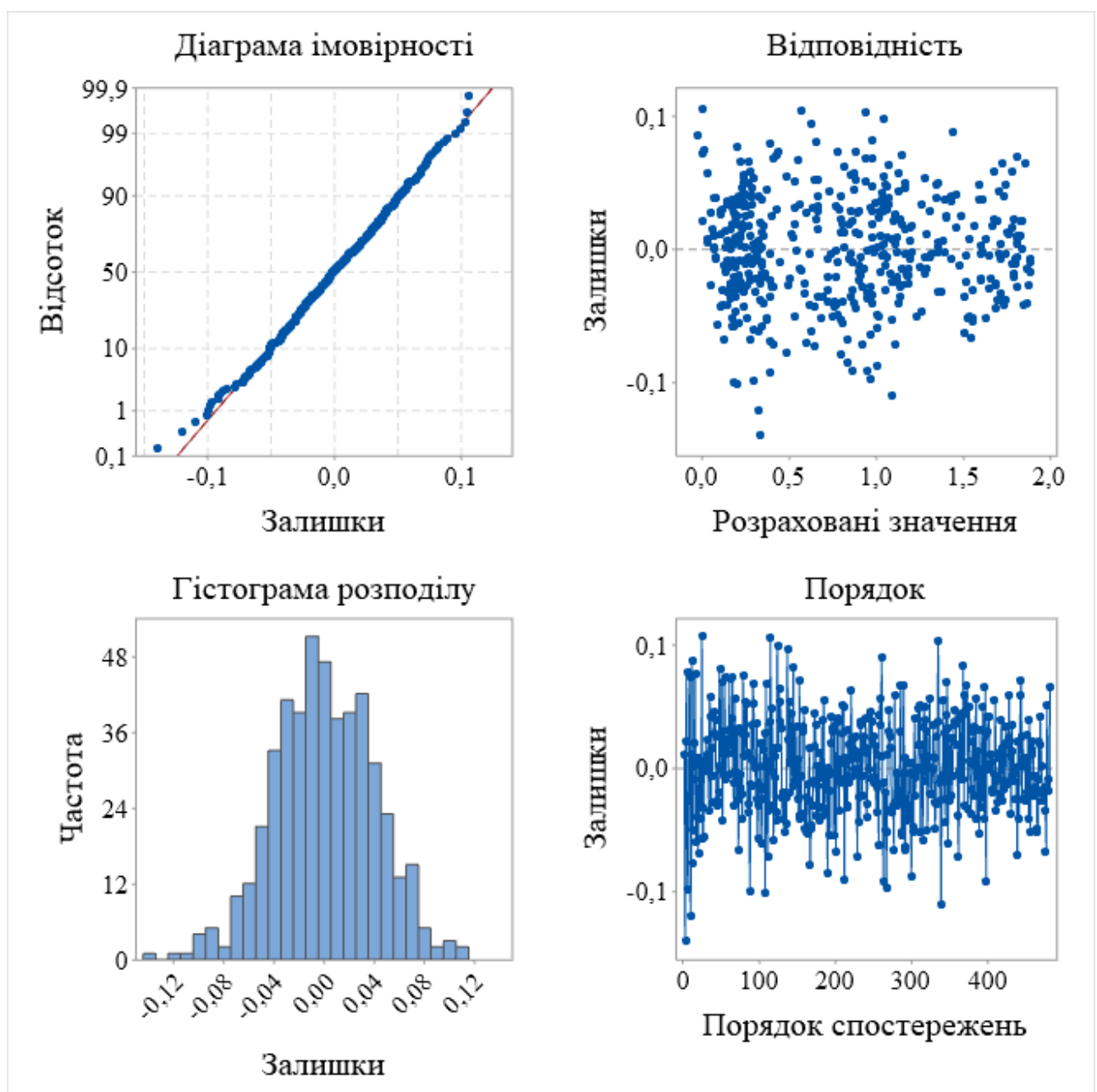


Рисунок 4.23 – Графіки залишків

#### 4.4 Мікротвердість використаних присадних дротів і наконечника

Згідно з існуючими дослідженнями мікротвердість сплаву CuCrZr може змінюватися в залежності від застосованих методів обробки і термообробки, а також від умов роботи. Наприклад, після двоступеневої термомеханічної обробки мікротвердість сплаву CuCrZr досягла 215 HV [141]. В іншому дослідженні згадується, що значення мікротвердості за Віккерсом для цього сплаву коливається в діапазоні 160...231 HV після різних методів обробок, серед яких, наприклад, обробка електричним струмом (ЕСАР або РЕТ) [174] та квазігідростатична екструзія (QHE) [175]. Така різниця в значеннях вказує на те, що сплав CuCrZr може досягти різного рівня твердості за належної обробки.

Оскільки конкретне значення мікротвердості контактного наконечника буде залежати не тільки від хімічного складу сплаву і виду обробки, яку він пройшов, а і від умов його роботи, то для встановлення впливу часу перебування наконечників при підвищених температурах було виміряно мікротвердість восьми зразків. Час роботи кожного наконечника було позначено через довжину використаного з ними присадного дроту (рисунок 4.24)

Середня твердість контактного наконечника склала 141 HV, що можна вважати нормальним значенням для CuCrZr сплаву без спеціальної термічної або механічної обробки для підвищення твердості [141]. Стандартне відхилення вимірювання не перевищувало 4,56 HV. Оскільки зміна твердості наконечника впродовж збільшення теплового впливу мала випадковий характер з коливаннями значень (волатильністю)  $\pm 7$  одиниць (рисунок 4.24), тобто до 5% від середнього значення, то твердість наконечника не використовувалась в подальшому аналізі.

Натомість мікротвердість дротів було обрано як одна зі змінних в подальшому аналізі, оскільки цей параметр є одним з основних, що характеризує матеріал присадного дроту. Середні значення мікротвердості з 10 вимірювань за Віккерсом для зразків сталюого низьковуглецевого дроту G3Si1 і дротів із жароміцних сплавів 718 і 625 склали 329, 411 і 434 HV відповідно. Стандартне відхилення відповідно 7, 10 і 12 HV.

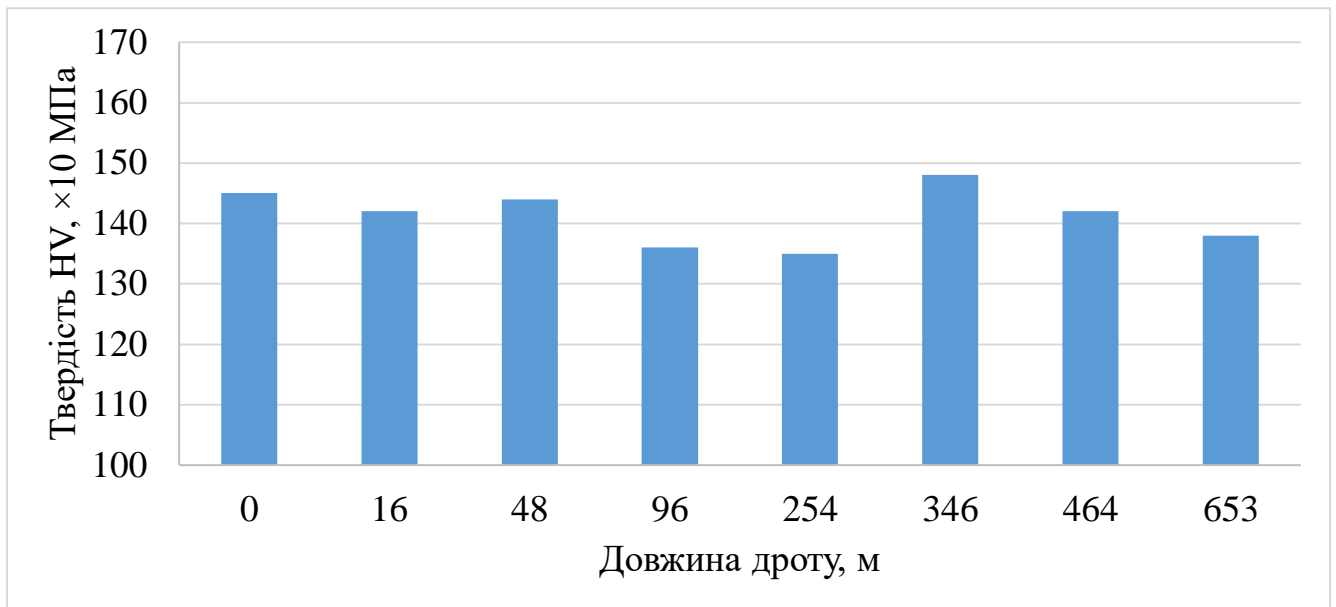


Рисунок 4.24 - Мікротвердість наконечників впродовж вирощування

#### 4.5 Напрямок відхилення присадного дроту

Відхилення дроту має дві важливі характеристики: величину і напрямок. Знос контактного наконечника зазвичай відбувається в постійному напрямку для певних матеріалів (рисунок 4.25). Передбачається, що цей ефект може виникати внаслідок взаємодії вигнутого дроту з вигнутим зварювальним пальником. Для перевірки цієї гіпотези було проведено експериментальне наплавлення з різними положеннями пальника. При повороті пальника на  $45^\circ$  дріт відхилився в площині, близькій до напрямку вигину пальника. Без повороту пальника дріт G3Si1 показав відхилення в напрямку -X, близькому до площини XZ системи координат ТСР. Дріт зі сплаву 625 продемонстрував значне відхилення як за координатами X, так і за координатою Y при тому ж положенні пальника (рисунок 4.25). Таке відхилення пояснюється напружено-деформованим станом дроту, сформованим під час виробництва, коли він стає косо зігнутим внаслідок намотування. Зі зменшенням радіуса кривизни дроту його бічне відхилення збільшується. Ці висновки підкреслюють важливість врахування як величини, так і напрямку відхилення дроту в різних сценаріях.

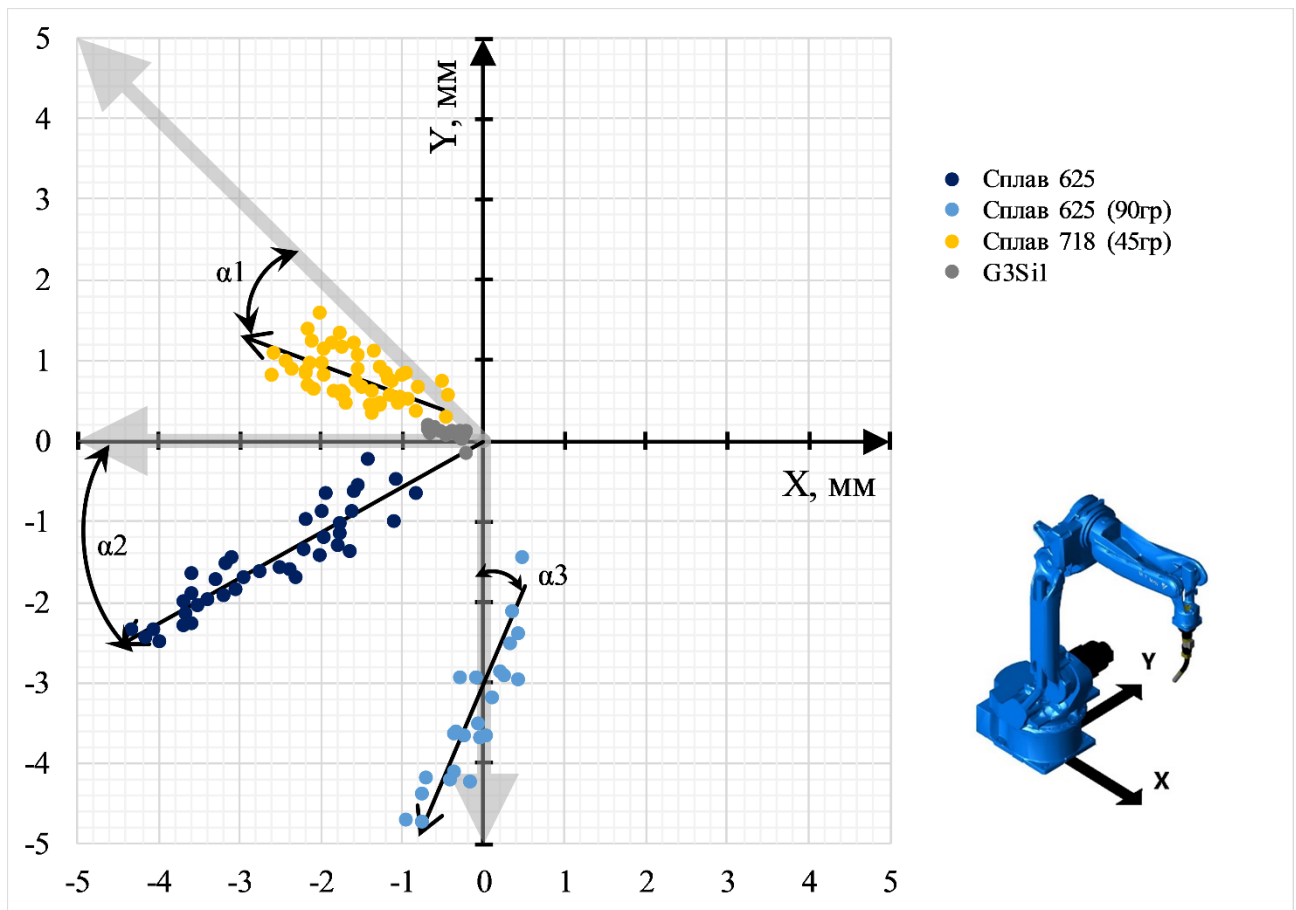


Рисунок 4.25 – Діаграма відхилення присадних дротів в площині XY відносно TCP (CTWD = 13 mm)

Напрямок зносу відповідає напрямку початкового відхилення дроту. Для дроту зі сплаву 718 кут  $\alpha_1$  між напрямком вигину пальника в положенні  $45^\circ$  і напрямком зносу становить  $25^\circ$  зі стандартною похибкою 0,21 мм (рисунок 4.25). Для дроту зі сплаву 625 кут  $\alpha_2$  між напрямком вигину пальника в положенні  $0^\circ$  і напрямком зносу становить  $29^\circ$  зі стандартною похибкою 0,24 мм (рисунок 4.25). Це коливання спричинене зміною напрямку намотування дроту на катушку в сусідніх шарах (рисунок 4.26).

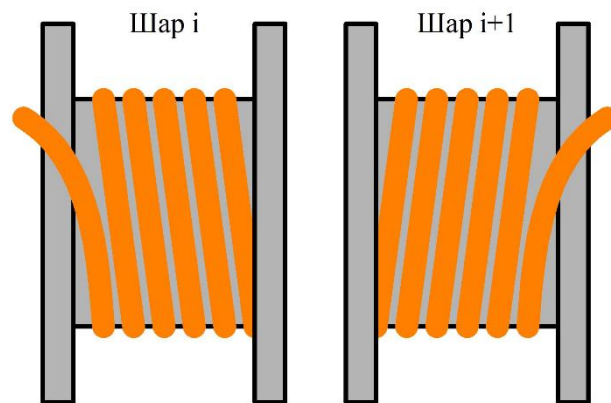


Рисунок 4.26 – Схема напрямку намотування дроту на котушку в сусідніх шарах

Найбільше відхилення дроту зі сплаву 625 спостерігається по координаті  $X$  при положенні пальника  $0^\circ$  і по координаті  $Y$  при положенні  $-90^\circ\text{C}$  (рисунок 4.25). Це підтверджує, що на напрямок зносу контактного наконечника впливає напрямок відхилення дроту, яке відповідає напрямку вигину пальника.

Підсумовуючи, можна зробити висновок, що напрямок відхилення дроту залишається постійним протягом усього процесу нанесення матеріалу і залежить від кривизни пальника і каналів подачі. Загальне відхилення присадного дроту від ТСП складається з відхилення утвореного кривизною дроту і відхилення, спричиненого зносом контактної наконечника. На швидкість зносу контактної наконечника впливає змінне контактне навантаження, яке, в свою чергу, залежить від величини зносу, а також якості і спорідненості контактуючих поверхонь. Для досягнення більшої стабільності положення дроту і підвищення точності прогнозування і розрахунку відхилення дроту необхідно мінімізувати обертання пальника навколо осі подачі дроту, оскільки напрямок відхилення дроту змінюється в залежності від положення пальника.

#### 4.6 Нейромережеві моделі для передбачення величини відхилення присадного дроту від ТСП

Використання нейронних мереж все частіше використовується для оптимізації технологічних параметрів WAAM і прогнозування вирощуваної геометрії разом з супутніми деформації [176]. В цій дисертаційній роботі пропонується виконати моделювання визначених раніше комбінацій параметрів з використанням нейронних мереж. Серед основних переваг нейронних мереж виділяється можливість моделювати складні, нелінійні взаємозв'язки в даних, що може бути особливо для таких комплексних процесів, як WAAM. В контексті даної роботи варто також виділити гарні можливості використання нейронних мереж для автоматизації процесу WAAM. Таким чином, метою розробки нейронних моделей на заміну регресійним моделям є покращення точності передбачення зміни відхилення присадного дроту від ТСП, а також застосування розроблених моделей для компенсації зазначеного відхилення.

Серед розроблених раніше моделей основними є модель відхилення присадного дроту  $D=f(W',R)$ , що описана функцією 4.13, модель зміни сили контактної взаємодії  $F=f(W',R)$ , яка описана функцією 4.23 і модель зміни величини зносу контактної наконечника  $W=f(L,F,H)$ , описана функцією 4.24. Ці моделі використовують основні параметри контактної взаємодії і геометричні параметри контактуючих тіл, що в комплексі дає змогу передбачити відхилення присадного дроту від ТСП. Використовуючи таке ж групування параметрів і відповідні вибірки даних було розроблено три нейронні мережі.

В якості основи для синтезу моделей залежності величини відхилення дроту  $D$  від радіусу кривизни присадного дроту  $R$  і величини  $W'$  було використано багат шарові нейронні мережі прямого поширення (багат шарові перцептрони), оскільки такі моделі дозволяють апроксимувати складні залежності з високою точністю.

На першому етапі було проведено нормалізацію даних навальної вибірки  $S = \langle X, y \rangle$ , тобто діапазон значень кожного вхідного параметру та вихідної ознаки

приведено до єдиного інтервалу. Необхідність нормалізації викликана суттєвою (декілька порядків) різницею діапазонів значень різних величин, якими описується залежність значень відхилення дроту та які вводяться до відповідної моделі. Як метод нормалізації використано мінімаксу нормалізацію, яка дозволяє привести значення ознак до діапазону  $[0;1]$ . Нормалізація значень вхідних ознак  $x_i$  виконувалася за формулою:

$$x_{ij\text{norm}} = \frac{x_{ij} - x_{i\text{min}}}{x_{i\text{max}} - x_{i\text{min}}}, \quad (4.25)$$

де  $x_{ij}$  –  $j$ -е значення  $i$ -ї ознаки  $x_i$  у вибірці  $S = \langle X, y \rangle$ ;  $x_{ij\text{norm}}$  – нормалізоване  $j$ -е значення  $i$ -ї ознаки  $x_i$  у вибірці  $S = \langle X, y \rangle$ ;  $x_{i\text{min}}$  – мінімальне значення  $i$ -ї ознаки  $x_i$ ;  $x_{i\text{max}}$  – максимальне значення  $i$ -ї ознаки  $x_i$ . Аналогічним чином було проведено нормалізацію значень вихідного параметру  $y$ .

Нормалізація даних дозволила уникнути проблеми нерівномірного впливу значень ознак різних порядків на значення вихідного параметру при синтезі нейромережевої моделі, оскільки було усунуто проблему, коли деякі ознаки, що мають значення великого порядку, домінуючим чином впливають на процес навчання. Також нормалізації даних дозволила покращити швидкість збіжності процесу навчання нейромережевої моделі залежності величини відхилення дроту  $D$  від радіусу кривизни присадного дроту  $R$  і величини  $W'$ .

На другому етапі було визначено структуру нейромережевої моделі. Було проведено набір чисельних експериментів з різною кількістю шарів нейромоделі, різною кількістю нейронів на кожному шарі та різними типами функції активації кожного нейрону. Внаслідок таких експериментів було встановлено, що ефективно, з прийнятною точністю, описувати залежність значення відхилення дроту  $D$  від радіусу кривизни присадного дроту  $R$  і величини  $W'$  можуть двошарові нейронні мережі. Було прийнято рішення про використання двошарового перцептронного з шістьма нейронами на першому шарі та одним на другому.

Як функції активації нейронів на першому шарі використовуються функції ReLU (Rectified Linear Unit), які є досить ефективними, забезпечують швидкість обчислень та повертають нульове значення для від'ємних значень аргументу та саме число для додатних значень аргументу:

$$ReLU(x) = \max(0, x). \quad (4.26)$$

З метою забезпечення можливості апроксимації нелінійних залежностей виходи нейронів першого шару перетворювалися за допомогою функції ELU (Exponential Linear Unit):

$$ELU(x) = \begin{cases} x, & x > 0; \\ \alpha(e^x - 1), & x \leq 0. \end{cases} \quad (4.27)$$

Параметр  $\alpha$  в останній формулі визначається в залежності від умов задачі, і за замовченням дорівнює приблизно 1.0. У єдиному нейроні останнього шару використовується лінійна функція активації  $L(x) = x$ , яка повертає вхідний сигнал та являє собою лінійну комбінацію вхідних параметрів, зважених на відповідні вагові коефіцієнти. Схематичне подання нейромережевої моделі для визначення залежності значення відхилення дроту  $D$  від радіусу кривизни присадного дроту  $R$  і величини  $W$  наведено на рисунку 4.27. На рисунку 4.27  $w_{knl}$  відповідає значенню вагового коефіцієнту  $l$ -го зв'язку  $n$ -го нейрону  $k$ -го шару;  $y_{NN}$  – розрахункове значення вихідного параметру  $y$ , обчислене за допомогою синтезованої нейромоделі  $NN$  для відповідних значень вхідних ознак  $x_1$  та  $x_2$ .

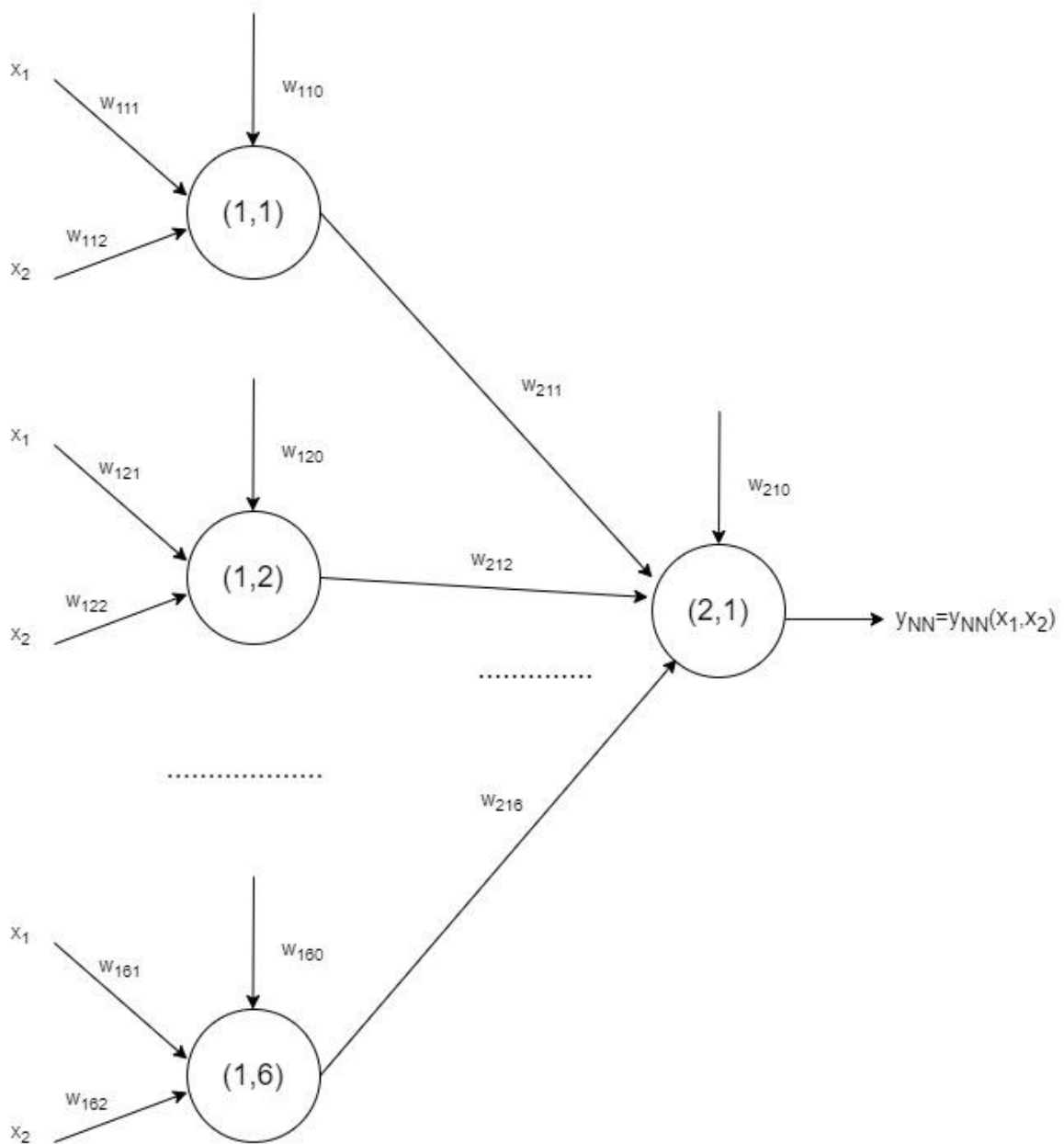


Рисунок 4.27 – Модель у вигляді двошарової НМ для визначення залежності значення відхилення дроту  $D$

Загальна кількість параметрів  $w_{knl}$  нейромоделі  $NN$  складає  $3 \times 6 + 7 = 25$ . При цьому нейромодель  $NN$  навчається на вибірці даних  $S = \langle X, y \rangle$ , яка містить 244 результати вимірювань. Для кожного вимірювання зберігаються значення двох вхідних параметрів  $W'$  і  $R$  та однієї вихідної ознаки  $D$ . Отже, оскільки кількість параметрів моделі  $w_{knl} = 25$  значено менше кількості значень у вибірці даних  $244 \times 3 = 732$ , то можна стверджувати, що синтезована модель  $NN$  не буде

надлишковою та може узагальнювати залежність, що описується даними навчальної вибірки  $S = \langle X, y \rangle$ .

На третьому етапі виконано параметричний синтез (навчання) нейромоделі  $NN$ , тобто здійснено налаштування значень параметрів  $w_{knl}$  таким чином, щоб неймережа  $NN$  якнайкраще описувала залежності, що відображаються у навчальній вибірці  $S = \langle X, y \rangle$ . Оскільки розв'язується завдання регресії (значення вихідного параметру  $y$  не є дискретним) як цільову функцію (функція втрат) у процесі навчання використано середньоквадратична помилка MSE (Mean Squared Error):

$$mse = \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N (y_{NNj} - y_j)^2, \quad (4.28)$$

де  $y_j$  –  $j$ -е значення вихідного параметру  $y$  у вибірці  $S = \langle X, y \rangle$ ;  $y_{NNj}$  –  $j$ -е значення вихідного параметру  $y$ , розраховане за допомогою моделі  $NN$  для  $j$ -ї множини значень вхідних ознак  $x_1$  і  $x_2$  вибірки  $S = \langle X, y \rangle$ .

У результаті навчання отримано неймережеву модель  $NN$ , середньоквадратична помилка якої складає 0,00156 мм, що становить менше 1% і є прийнятним значенням для використання синтезованої моделі на практиці. Отримано такі значення вагових коефіцієнтів  $w_{1nl}$  нейронів першого шару: (0.54004204, -0.50059956), (-0.78609973, 0.63622355), (0.11499082, 0.59555525), (-0.20361084, -0.38801134), (0.3288505, -0.1893691), (0.00827784, 1.0756574). Значення зсувів (порогів) нейронів першого шару визначено такі: 0.04751372, 0.01347061, -0.18976246, 0, -0.0081165, 0.06024189. Таким чином, значення виходу  $y_{11}(x)$  першого нейрону першого шару може бути обчислене за формулою:

$$y_{11}(\varphi_{11}(x)) = \begin{cases} \varphi_{11}(x), & \varphi_{11}(x) > 0; \\ e^{\varphi_{11}(x)} - 1, & \varphi_{11}(x) \leq 0. \end{cases} \quad (4.29)$$

$$\varphi_{11}(x) = \max(0, \quad 0.54004x_{1\text{norm}} - 0.500599x_{2\text{norm}} + 0.04751). \quad (4.30)$$

По аналогії розраховуються значення виходів  $y_{12}$  і  $y_{13}$  інших нейронів першого шару. Значення вагових коефіцієнтів  $w_{2nl}$  нейронів другого шару отримано такі: -0.5892772, 0.30257213, -0.5053711, 0.8867544, 0.74891114, 0.83009815. Порогове значення єдиного нейрону другого шару становить 0.06878886. Отже вихід нейрону другого шару, який становить вихід нейронної мережі  $NN$ , становить:

$$y_{21}(x) = y_{NN} = -0.5892y_{11}(x) + 0.30257y_{12}(x) - 0.50537y_{13}(x) + 0.8867y_{14}(x) + 0.74891y_{15}(x) + 0.830098y_{16}(x) + 0.068788. \quad (4.31)$$

Варто відзначити, що як вхідні параметри використовуються нормовані значення вхідних аргументів. Як результат  $y_{NN}$  також обчислюється нормоване значення. Приведення нормованих значень вихідного параметру  $y_{NN}$ , розрахованих за допомогою моделі  $NN$ , до реальних величин виконується за формулою:

$$y_{NN\text{real}} = y_{NN}(y_{\max} - y_{\min}) + y_{\min}, \quad (4.32)$$

де  $y_{\min}$  та  $y_{\max}$  – відповідно, мінімальне та максимальне значення вихідного параметру  $y$  у вибірці  $S = \langle X, y \rangle$ . У додатку А наведено фрагмент таблиці даних вимірних величин  $R$  та  $W'$ , а також реальних та розрахованих за моделлю  $NN$  значень відхилень дроту  $D$ .

Синтез моделі залежності сили контактної взаємодії  $F$  від радіусу кривизни присадного дроту, його жорсткості  $EI$  і величини  $W'$  виконано в аналогічній послідовності етапів. Шляхом обчислювальних експериментів структуру моделі  $F=f(EI, W', R)$  обрано більш складну у порівнянні з моделлю  $D=f(W', R)$ , що обумовлено більшою кількістю вхідних параметрів, більш складними нелінійними зв'язками, а також великим об'ємом вибірки. Для синтезу моделі  $F=f(EI, W', R)$  обрано тришарову архітектуру нейронної мережі з десятьма нейронами на першому шарі, трьома нейронами на другому шарі та одним нейроном на

останньому, третьому, шарі. Нейрони першого шару отримують тривимірний вхідний вектор (значення вхідних ознак  $EI$ ,  $W'$  і  $R$ ). Відповідно кількість вагових коефіцієнтів  $w_{knl}$  нейромоделі складає  $4 \times 10 + 11 \times 3 + 4 = 77$ . При цьому нейромодель  $NN$  навчається на вибірці даних  $S = \langle X, y \rangle$ , яка містить 3660 результатів вимірювань. Для кожного вимірювання зберігаються значення трьох вхідних ознак  $EI$ ,  $W'$  і  $R$  та однієї вихідної ознаки. Отже, оскільки кількість параметрів моделі  $w_{knl} = 77$  значено менша за кількість значень у вибірці даних  $3660 \times 4 = 14640$ , можна стверджувати, що синтезована модель  $NN$  не буде надлишковою та може узагальнювати залежність, що описується даними навчальної вибірки  $S = \langle X, y \rangle$ .

У результаті навчання отримано нейромережеву модель  $NN2$ , середньоквадратична помилка якої складає 0,027 Н, що є прийнятним значенням для використання синтезованої моделі на практиці. У додатку Б наведено значення вагових коефіцієнтів  $w_{knl}$  нейромережевої моделі  $NN2$ . У додатку В наведено фрагмент таблиці даних виміряних величин  $R$ ,  $EI$  і  $W'$ , а також реальних та розрахованих за моделлю  $NN2$  значень сили контактної взаємодії  $F$ .

Синтезована модель величини зносу контактного наконечника  $W = f(L, F, H)$  складається з двох шарів: вхідного та вихідного. На вхідному шарі використано три нейрони, функція активації для цього шару встановлена як 'relu' (Rectified Linear Unit), також застосовано функцію ELU (Exponential Linear Unit) після вхідного шару. Вихідний шар має один нейрон та лінійну функцію активації, оскільки розв'язується завдання регресії, коли виконується прогнозування неперервних значень. Модель синтезована з використанням функції втрат середньоквадратичної помилки MSE.

Середньоквадратична помилка синтезованої нейромережевої моделі  $NN3 = f(L, F, H)$  складає 0,0074 мм, що є прийнятним значенням для використання синтезованої моделі на практиці. У додатку Г наведено значення вагових коефіцієнтів  $w_{knl}$  нейромережевої моделі  $NN3$ . У додатку Д наведено фрагмент таблиці даних виміряних величин  $L, F, H$ , а також реальних та розрахованих за моделлю  $NN3$  значень величини зносу контактного наконечника  $W$ .

#### Висновок до розділу 4

У розділі 4 представлено результати дослідження впливу нерівностей поверхні деталей WAAM на їхні механічні властивості. Три групи зразків, надрукованих в однакових умовах, були використані для чисельного моделювання впливу дефекту, утвореного після заміни зношеного контактного наконечника, на експлуатаційні властивості зразків. По-перше, зміна геометрії деталі призводить до збільшення похибки позиціонування окремих друкованих елементів, що спричиняє нерівномірний розподіл напружень при стисканні та розтягуванні. Дефект, що виникає внаслідок заміни контактного наконечника, суттєво змінює характер розподілу напружень у зразках, що розтягуються, збільшуючи максимальні напруження на 4,9...10,5% відносно зразків без дефекту зсуву. Випробування на розтяг необроблених зразків без дефекту зсуву показали, що хвилястість поверхні збільшує концентрацію напружень у приповерхневих зонах до глибини 0,25...0,5 мм. Ці концентратори є особливо критичними при циклічному навантаженні, оскільки вони стають зонами зародження тріщин і початок руйнування прискорюється до 20 разів. При цьому зразки з дефектом, що утворився після заміни зношеного контактного наконечника на новий, демонструють додаткове зниження механічних властивостей за рахунок утворення ексцентриситету навантаження. При розтягуванні такий дефект є додатковим концентратором напружень, а при стисканні конструкції швидше втрачають стійкість.

Встановлено, що дефекти, які утворюються внаслідок зношування контактного наконечника під час WAAM тонкостінних деталей, мають критичний вплив на міцність і довговічність конструкції. Оскільки елементи конструкцій, як правило, призначені для роботи в умовах навантаження, що не перевищує границю текучості, або мають відповідати певній жорсткості, неконтрольоване виникнення таких дефектів є неприпустимим.

На основі результатів чисельного моделювання встановлено залежність між шириною необробленої та обробленої стінки при еквівалентних напруженнях. Отримана залежність дозволяє враховувати вплив хвилястості поверхні на міцність

і довговічність конструкцій на етапі проектування і компенсувати хвилястість поверхонь деталей та додаткові напруження, які вона генерує, шляхом збільшення загальної ширини стінки (TWW) на певну величину. Таким чином можна компенсувати зниження механічних властивостей деталей і скоротити кількість етапів технологічного процесу їх виготовлення за рахунок зменшення потреби в механічній обробці.

Для усунення непередбачуваної складової нерівномірності поверхонь вирощуваних деталей, було досліджено явище відхилення присадного дроту від центральної точки інструменту роботизованого маніпулятора. На прикладі зварювальних дротів з жароміцних сплавів 718 і 625, а також зварювального дроту G3Si1 із низьковуглецевої сталі визначено дві основні складові загального відхилення дроту. Аналіз напружено-деформованого стану зразків дротів встановив наявність постійної складової відхилення дроту, що викликана його кривизною через отримані в процесі виробництва деформації. Методами регресійного аналізу було доведено пряму функціональну залежність величини початкового відхилення присадного дроту від його радіусу кривизни.

Шляхом виробничого натурального експерименту було встановлено, що найбільш значна складова загального відхилення дроту утворюється через знос контактної наконечника. На прикладі зазначених матеріалів було визначено швидкість зношування стандартних контактних наконечників з мідного сплаву CuCrZr, яка визначається як величина відхилення присадного дроту, утворена внаслідок використання певної довжини дроту. Залежність величини відхилення присадного дроту від його використаної довжини для дротів зі сплаву 625 та сплаву 718 має чіткий нелінійний характер для перших 500 м дроту, після чого зміна відхилення відбувається майже лінійно. Інтенсивність зносу наконечників для дроту G3Si1 змінюється не так сильно.

Шляхом аналізу умов контактної взаємодії дроту з наконечником і загальновідомих теорій ковзного зношування було встановлено, що нелінійність швидкості зношування визначається непостійними умовами контакту. Середня мікротвердість контактної наконечника склала 141 HV з випадковим характером

коливання значень  $\pm 7$  одиниць ( $< 5\%$ ), тому твердість наконечника не враховувалась як фактор, що викликає нелінійність швидкості зносу.

Використовуючи рівняння Архарда для адгезійного зносу, це дослідження пояснює, як непостійне нормальне навантаження спричиняє нелінійність у зміні відхилення дроту. Було визначено, що навантаження в зоні контакту забезпечується напружено-деформованим станом присадного дроту. Методом комп'ютерного моделювання встановлено, що зі збільшенням зносу контактного наконечника згинаючі напруження в дроті зменшуються, що призводить до зменшення нормального навантаження, а отже, до зменшення швидкості зносу контактного наконечника. Моделювання було підтверджено лабораторним експериментом.

Оскільки модель ковзного зносу Архарда передбачає постійне контактне навантаження, то його динамічна зміна в умовах вирощування визначає необхідність у розробці нової моделі.

Кореляційний та регресійний аналізи на основі чисельного моделювання показав стійкий зв'язок нормальної сили контактної взаємодії з радіусом кривизни дроту, його жорсткістю і величиною зносу контактного наконечника.

В той же час, на основі експериментальних даних і результатів комп'ютерного моделювання визначено функціональну залежність величини зносу контактного наконечника від довжини використаного дроту, сили контактної взаємодії і твердості присадних дротів.

Методами статистичного аналізу на основі отриманих даних було розроблено систему регресійних моделей, які підтверджують функціональний зв'язок між основними параметрами напружено-деформованого стану присадного дроту і величиною його відхилення від центральної точки інструменту, а також в комплексі дозволяють передбачити величину відхилення присадного дроту від ТСР. Виходячи з коефіцієнтів регресійних моделей, дисперсійний аналіз показав значний вплив сили контактної взаємодії і радіусу кривизни дроту на зношування наконечника і, як наслідок, на величину відхилення присадного дроту.

Окремий натурний експеримент в промислових умовах показав, що напрямок відхилення присадного дроту від ТСП залежить від положення пальника. При проходженні крізь зварювальний пальник присадний дріт повторює його кривизну. Таким чином, кожен окремий зразок присадного дроту зберігає напрямок відхилення впродовж всього процесу вирощування і зношування контактного наконечника.

Виконані комплексні розрахунково-експериментальні дослідження відхилення присадного дроту від ТСП підтвердили гіпотезу про зв'язок зношування контактного наконечника з напружено-деформованим станом дроту. Тож з метою подальшої практичної реалізації отриманих результатів і покращення точності передбачення величини відхилення було розроблено комплекс нейронних моделей, які описують зв'язок параметрів присадного дроту зі зносом наконечника і відхиленням дроту від ТСП.

## РОЗДІЛ 5 КОРИГУВАННЯ ВІДХИЛЕННЯ ПРИСАДНОГО ДРОТУ. ПРАКТИЧНЕ ЗАСТОСУВАННЯ РОЗРОБЛЕНИХ МОДЕЛЕЙ

Проведені дослідження встановлюють комплексні залежності між окремими параметрами контактної взаємодії контактного наконечника і присадного дроту, напружено-деформованим станом присадного дроту і величиною його відхилення від ТСП.

Синтезовані моделі на основі багатосарових нейронних мереж прямого поширення (багатосарові персептрони) апроксимують складні залежності з високою точністю. Використовуючи ряд характеристик напружено-деформованого стану присадного дроту (діаметр присадного дроту  $d$ , модуль пружності присадного дроту  $E$ , радіус кривизни присадного дроту  $R$  і твердість присадного матеріалу  $H$ ) і довжину присадного дроту  $L$ , що було використано з моменту встановлення нового контактного наконечника можна визначити величину відхилення дроту від ТСП. Зазначені змінні параметри забезпечують універсальність моделей, що робить їх зручними до практичного застосування.

Можна виділити декілька потенційних напрямків практичного застосування отриманих залежностей і розроблених на їх основі моделей:

1. Розрахунок тривалості життя контактного наконечника в залежності від матеріалу, кривизни і калібру використовуваного присадного дроту.
2. Коригування відхилення присадного дроту від ТСП шляхом закладення розрахованої величини відхилення в траєкторію переміщення інструменту (траєкторію 3Д-друку).
3. Коригування відхилення присадного дроту від ТСП використовуючи розраховану на основі розроблених моделей величину відхилення дроту.

Перший приклад застосування може бути корисним для попереднього планування технологічного процесу вирощування. Розрахований час життя наконечника і величина відхилення дроту від ТСП дозволяють спланувати зупинку процесу вирощування у визначеному місці для заміни контактного наконечника при досягненні критичної величини його зносу. Критичною величиною зносу

наконечника можна вважати такою, при якій порушується стабільність процесу нанесення матеріалу, погіршується електричний контакт між дротом і наконечником та утворюється надмірна кількість бризок. Також критичною величиною зносу наконечника можна вважати таку, при якій утворене відхилення дроту викликає значні порушення форми вирощуваної деталі. В обох випадках критична величина відхилення присадного дроту від ТСП має бути визначена з урахуванням геометричних параметрів валиків, що наплавляються за один прохід.

Другий приклад може бути впроваджено на етапі розробки технологічного процесу вирощування. Одразу після розділення на шари та сегментації 3D моделі розраховується кількість матеріалу, необхідна для наплавлення одного шару, валику тощо. На основі визначеної кількості матеріалу розраховується довжина присадного дроту, необхідна для наплавлення заданої складової одиниці деталі. Враховуючи довжину дроту розраховується величина його відхилення в певний момент вирощування, після чого спланована в САМ програмному забезпеченні траєкторія коригується з урахуванням визначеного відхилення. Таким чином, на початку процесу вирощування програма вже має попередню корекцію траєкторії. Основний недолік такого методу полягає в тому, що змінивши наконечник не у визначений момент (через його передчасний вихід з ладу) порушиться синхронізація завчасно компенсованого відхилення дроту і його фактичного положення. В такому випадку потрібно вносити додаткові коригування в траєкторію переміщення пальника, що значно ускладнює процес вирощування.

Третім прикладом практичного застосування отриманих залежностей і розроблених на їх основі моделей є коригування відхилення присадного дроту від ТСП на рівні обладнання для вирощування, тобто робота і джерела зварювального струму. Цей запропонований метод полягає в модифікації кінематичної моделі робота в процесі вирощування. В такому випадку координати точок траєкторії вирощування в базовій системі координат робота залишаються незмінними. Зміни відбуваються в координатах положення ТСП відносно фланця робота (рисунок 1.2). Іншими словами відбувається періодичне перекалібрування робочого інструменту (зварювального пальника) робота. Цей метод позбавлений недоліку зазначеного

раніше, коли коригування відбувається на етапі побудови траєкторії руху інструменту. Встановивши зв'язок із фактичною довжиною використаного присадного дроту з'являється можливість розраховувати відхилення з більшою точністю, наживо незалежно від траєкторії.

Виходячи з більшої автономності та зручності практичного застосування було розроблено алгоритм коригування відхилення присадного дроту від ТСП саме на рівні обладнання для вирощування. Запропонований алгоритм використовує стандартні функції контролера промислового робота, що робить його універсальним і простим у реалізації. Робота алгоритму може бути реалізована в системі маніпулятора з використанням його вбудованих обчислювальних можливостей і працює як паралельний фоновий процес.

### 5.1 Алгоритм коригування відхилення присадного дроту від ТСП

Розроблений алгоритм коригування відхилення присадного дроту від ТСП заснований на можливості прогнозувати величину відхилення дроту на різних етапах друку використовуючи розроблені статистичні моделі. Основна ідея полягає в динамічній зміні координат ТСП на основі розрахованого відхилення дроту. При цьому пропонується зберігати постійне оптимальне положення пальника, що збільшить точність коригування відхилення дроту.

Алгоритм можна умовно розділити на три модулі. Перший відповідає за збирання та обробку вхідних даних. Основні змінні вводяться на початку вирощування або при встановленні нової котушки з дротом. Ці параметри є характеристиками матеріалу і напружено-деформованого стану присадного дроту, які використовуються в розроблених моделях для розрахунків вихідного значення. Серед основних змінних діаметр присадного дроту  $d$ , модуль пружності присадного дроту  $E$ , радіус кривизни присадного дроту  $R$  і твердість присадного матеріалу  $H$ . Фактичні діаметр присадного дроту і радіус його кривизни можуть бути виміряні відповідними інструментами перед встановленням нової котушки з дротом. На основі вказаного діаметру присадного дроту автоматично обирається

розмір контактної наконечника зі стандартного ряду. На основі обраних діаметру присадного дроту  $d$  і діаметру отвору контактної наконечника  $d_{ct}$  розраховується їх різниця  $\Delta d$ .

Алгоритм залежить від стану контактної наконечника. Тому на початку вирощування важливо визначити, процес починається з новим контактним наконечником, чи наконечник вже був у використанні. Якщо наконечник новий, то параметр довжина використаного дроту  $L$  дорівнює нулю. В іншому випадку вирощування має розпочатися з таким значенням параметру  $L$ , яке було розраховано та накопичене раніше і зберігається в пам'яті контролера.

Довжина витраченого дроту може бути розрахована як добуток часу горіння дуги і середнього значення WFS. В такому випадку вимірювання часу починається з моменту запалювання дуги і закінчується одразу після її вимкнення. Такий метод визначення довжини використаного дроту має певну дискретність, яка пов'язана з тим, що розрахунок довжини відбувається тільки після завершення одного безперервного валику. Таким чином, частота оновлення параметру  $L$ , а отже і подальших розрахунків, пов'язана з циклом запалення-вимкнення дуги. Чим більшим буде час цього циклу, тим більшим буде крок збільшення довжини використаного дроту, а отже більшим буде крок коригування відхилення. В залежності від моделі зварювального джерела живлення та рівня його інтеграції з контролером робота можливе автоматичне отримання значення довжини витраченого дроту на кожен цикл. У подальшій роботі алгоритму довжина дроту є основним змінним параметром, тоді як інші параметри залишаються постійними для одного і того ж матеріалу.

Другий умовний модуль відповідає за розрахунок величини відхилення присадного дроту згідно розроблених моделей. Оскільки запропоновані моделі синтезовані на основі багат шарових нейронних мереж прямого поширення, то простих арифметичних операторів та функцій, вбудованих в стандартний функціонал контролера робота не достатньо. В такому випадку, для обчислення вихідного значення моделей потрібно використовувати програмні модулі розширення, які розширюють функціональність контролерів роботів, включаючи

функції, недоступні за допомогою стандартного набору інструкцій. Модулі розширення створюються ззовні на ПК за допомогою поширеної мови програмування C і інтегруються після компіляції. Вхідними параметрами нейронних моделей є діаметр присадного дроту  $d$  (мм), діаметр отвору контактного наконечника  $d_{ct}$  (мм), модуль пружності присадного дроту  $E$  (ГПа), радіус кривизни присадного дроту  $R$  (мм), твердість присадного матеріалу  $H$  (HV) і розрахована довжина використаного дроту  $L$  (м). Вихідним параметром є величина відхилення присадного дроту від ТСП, що вимірюється у мм.

В третьому умовному модулі відбувається трансформація розрахованого відхилення і модифікація координат ТСП. На початку цього етапу виконується перевірка, чи величина відхилення дроту дорівнює або більша за критичну. Якщо ця умова виконується, то алгоритм рекомендує провести заміну наконечника на новий. Критична величина відхилення може бути задана як сталий параметр на основі попереднього аналізу дизайну вирощуваної деталі. Після заміни наконечника робота алгоритму починається спочатку. Якщо ж умова не виконується і розрахована величина відхилення дроту є меншою за критичну, то проводиться коригування координат ТСП.

У зв'язку з косим відхиленням дроту (рисунок 4.25) ТСП потребує коригування не лінійно за однією координатою, а в площині XY системи координат ТСП за двома координатами (положення ТСП за координатою Z є сталим і пов'язане з обраним при калібруванні інструменту параметром СТWD). Для того, щоб отримати координати у площині XY, потрібно виконати тригонометричні перетворення розрахованого значення відхилення проти годинникової стрілки навколо ТСП на основі попередньо виміряного кута відхилення (рисунок 4.25):

$$x' = x \cos\left(\frac{\alpha\pi}{180}\right) - y \sin\left(\frac{\alpha\pi}{180}\right), \quad (5.1)$$

$$y' = x \sin \alpha + y \cos \alpha, \quad (5.2)$$

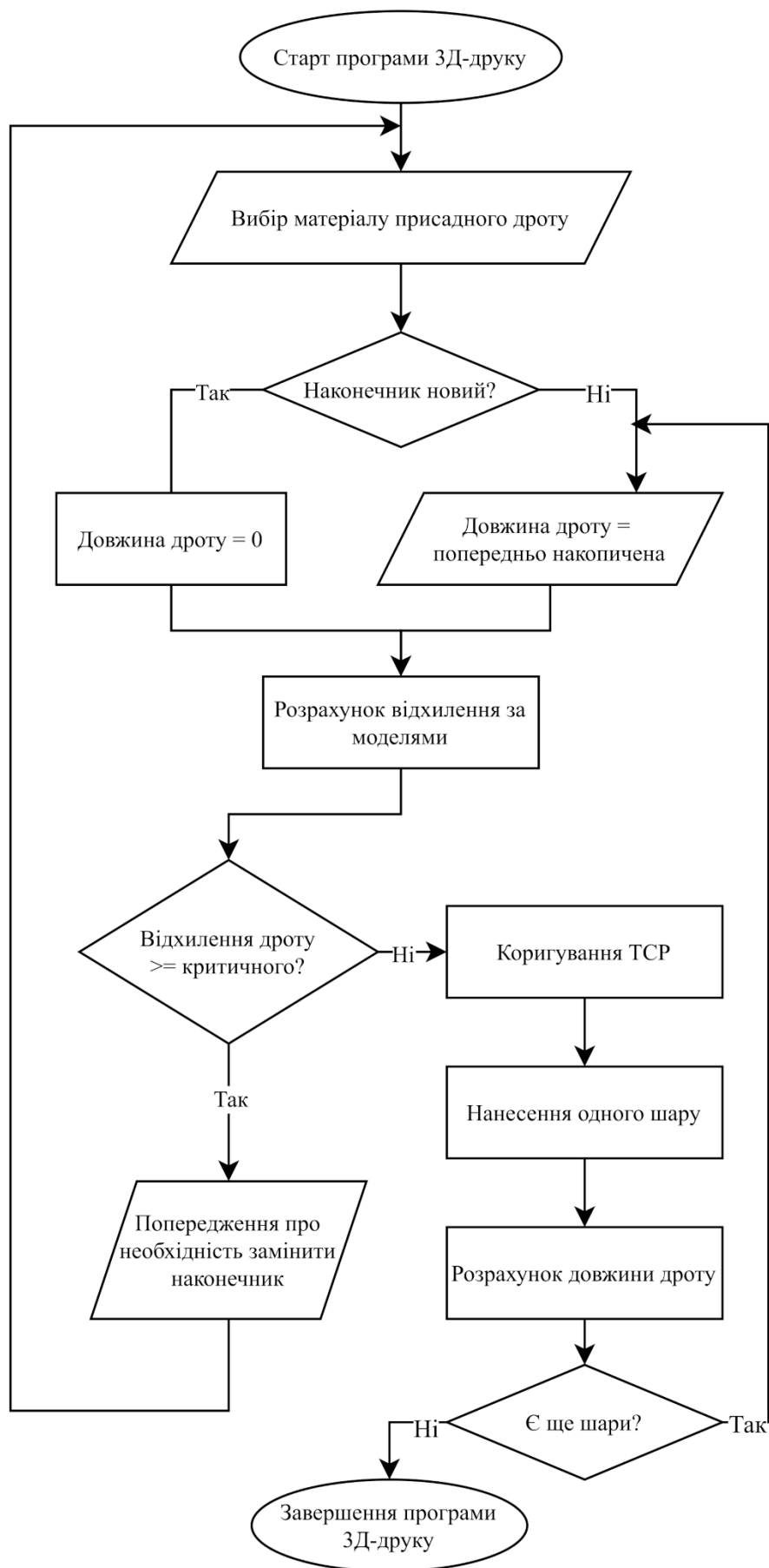


Рисунок 5.1 – Алгоритм компенсації відхилення присадного дроту від ТСП

де  $\alpha$  – це кут відхилення дроту від площини кривизни пальника, як визначено в попередньому розділі;  $x'$  та  $y'$  - координати оціненого відхилення по  $X$  та  $Y$  відповідно. Відхилення, розраховане за допомогою розроблених моделей, знаходиться у площині кривизни пальника, яка при оптимальному розташуванні збігається з площиною  $XZ$  системи координат ТСР. У цьому випадку розраховане відхилення відноситься до осі  $X$ , тоді як  $Y$  дорівнює 0. Таким чином, рівняння 5.1 і 5.2 набувають наступного вигляду:

$$x' = D \cos\left(\frac{\alpha\pi}{180}\right), \quad (5.3)$$

$$y' = D \sin\left(\frac{\alpha\pi}{180}\right), \quad (5.4)$$

де  $D$  – це обчислене відхилення, згідно з першою нейронною моделлю і функціями 4.31 і 4.32. Значення  $x'$  та  $y'$  додаються до координат ТСР (рисунок 1.2). Це коригує положення пальника і дроту відносно траєкторії наплавлення (рисунок 1.3).

## 5.2 Верифікація роботи алгоритму

Працездатність набору моделей та розробленого алгоритму було перевірено шляхом 3D-друку зразків з використанням дроту із жароміцного сплаву 718 діаметром 1,2 мм на котушці діаметром 188 мм. Перед друком фактичний діаметр дроту та радіус кривизни були виміряні та записані в контролер роботи. Було надруковано два зразки, кожен довжиною 150 мм, висотою 80 мм і шириною 40 мм. Один із зразків було вирощено із застосуванням розробленого алгоритму компенсації положення ТСР, а другий – з постійним ТСР протягом всього процесу вирощування. Вирощування починалося з новим контактним наконечником з послідовним нанесенням шарів кожного зразка, тобто за першим шаром першого зразка слідував перший шар другого зразка і т.д.

Після використання 500 метрів дроту (при висоті зразка приблизно 45 мм) контактний наконечник було замінено на новий. Лічильник довжини дроту було обнулено, і алгоритм компенсації перерахував поправку положення ТСП для наступного шару першого зразка. Момент заміни наконечника чітко видно на надрукованому зразку без застосування компенсації (рисунок 5.2). Зсув шару після заміни контактного наконечника склав 1,7 мм, що відповідає розрахованому значенню поправки.

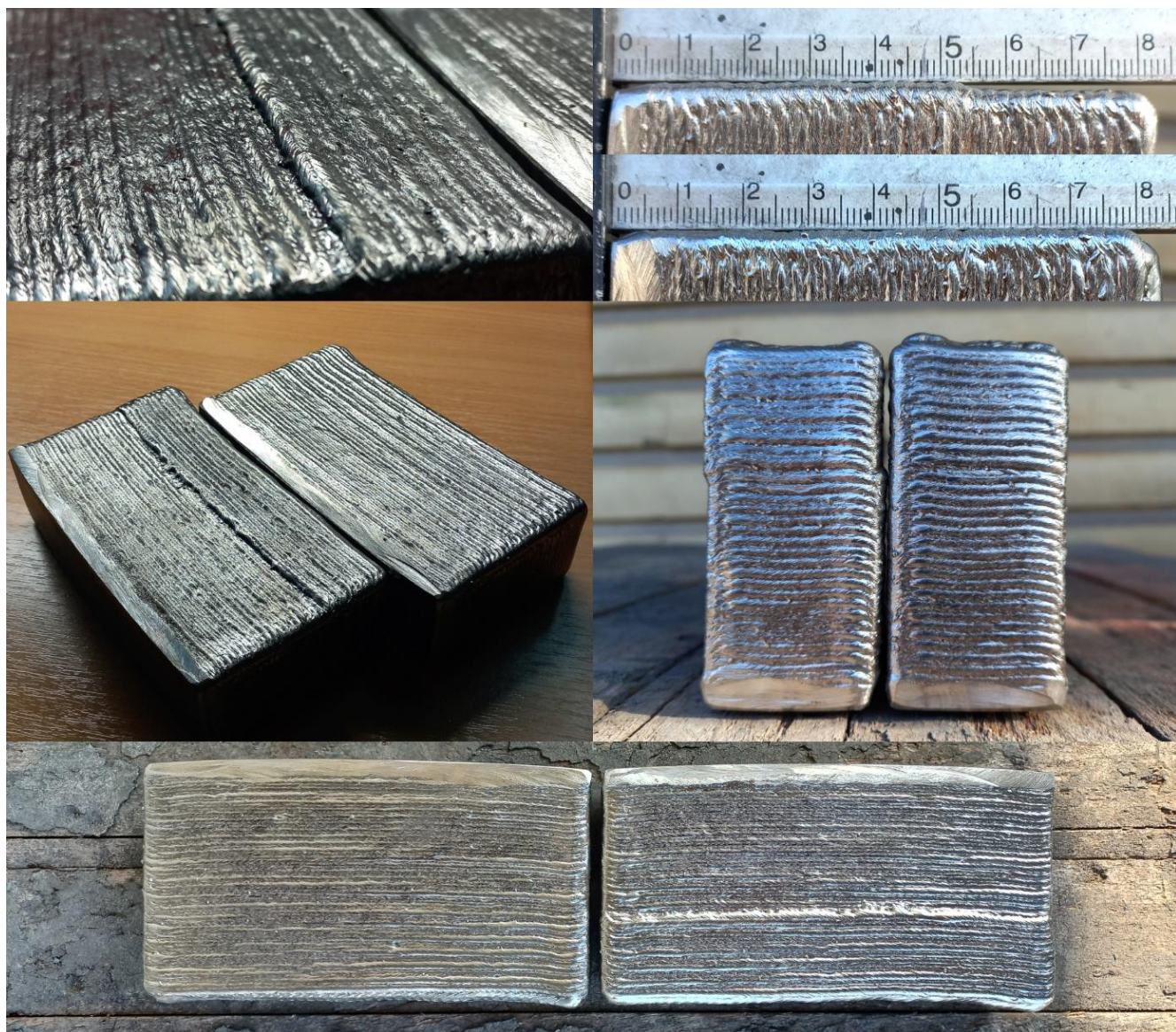


Рисунок 5.2 – Зразки, вирощені з використанням та без використання розробленого алгоритму

Паралельно з вирощуванням зразків перевірялась ефективність коригування відхилення шляхом порівняння положення присадного дроту при однакових координатах положення ТСР. Відповідно до методу вимірювання відхилення дроту від ТСР, описаного в розділі 2, положення дроту порівнювалося з контрольною точкою через кожні 25 метрів використаного дроту. Перед вирощуванням зразків було виміряно початкове відхилення з новим наконечником, а також розрахований кут відхилення дроту від площини XZ системи координат ТСР. Впровадження алгоритму компенсації призвело до передбачуваного і послідовного положення присадного дроту з відхиленням до  $\pm 0,2$  мм за координатою X і  $\pm 0,12$  мм за координатою Y протягом використання 1000 м дроту (рисунок 5.3).

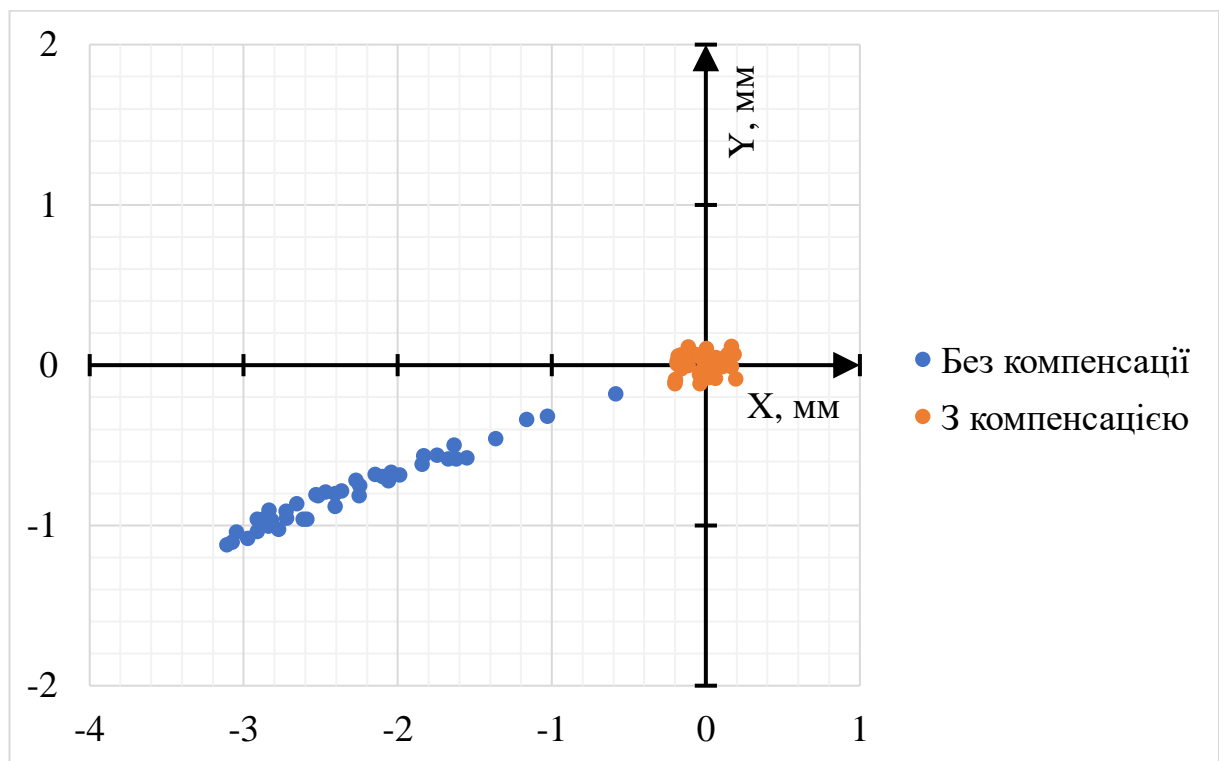


Рисунок 5.3 – Відхилення присадного дроту від ТСР без компенсації та з компенсацією (СТВД = 13 mm)

### 5.3 Приклад практичного застосування

Для підтвердження ефективності розробленого методу компенсації відхилення присадного дроту від ТСР на основі розрахунково-експериментальних

моделей в промислових умовах було розроблено технологічний процес вирощування сопла двигуна ракети-носія із жароміцного сплаву 718. Виріб має вагу близько 20 кг (2100...2250 м дроту), що без використання розроблених методів провокує утворення дефектів геометрії через відхилення дроту (рисунок 5.4).



Рисунок 5.4 - Деталь з дефектом

Після застосування механічної обробки різанням стає очевидною нестача матеріалу в тих місцях, де відхилення присадного дроту від ТСП перевищували припуск на механічну обробку (рисунок 5.5). Шляхом впровадження розробленого методу компенсації відхилення дроту було отримано деталь, що відповідає проєктним специфікаціям і не потребує збільшення припуску на механічну обробку (рисунок 5.6).



Рисунок 5.5 – Деталь після механічної обробки



Рисунок 5.6 – Деталь після впровадження методу компенсації і механічної обробки

#### Висновок до розділу 5

Розроблено алгоритм коригування відхилення присадного дроту від ТСП саме на рівні обладнання для вирощування. Запропонований алгоритм використовує стандартні функції контролера промислового робота, що робить його універсальним і простим у реалізації.

Ефективність розробленого алгоритму підтверджено в лабораторних і промислових умовах. Впровадження компенсації призвело до передбачуваного і послідовного положення присадного дроту з відхиленням до  $\pm 0,2$  мм за координатою X і  $\pm 0,12$  мм за координатою Y протягом використання 1000 м дроту.

## ВИСНОВКИ

Експериментальним шляхом із застосуванням методів планування факторного експерименту визначено діапазон технологічних параметрів WFS і TS процесу WAAM на основі GMAW, який забезпечує стабільність формоутворення валиків і їх контрольовану геометрію при однопрохідній стратегії вирощування. Комбінація високих значень WFS і TS забезпечують перегрів та стікання металу, при значеннях TS вище 60 см/хв спостерігається нестабільність формоутворення з утворенням розривів валиків, що особливо посилюється при використанні WFS біля 3 м/хв.

Шляхом регресійного аналізу встановлено функціональний зв'язок геометричних параметрів валиків металу з технологічними параметрами WFS і TS процесу WAAM при однопрохідній стратегії вирощування. Результати показали, що зміна WFS має найбільший ефект на зміну ширини валика і значно менший ефект на зміну його висоти.

Комбінації технологічних параметрів WFS і TS з визначеного діапазону забезпечують середню хвилястість поверхонь 1,21 мм зі стандартним відхиленням 0,23 мм.

Розроблено метод підвищення контролю формоутворення валиків і зниження нерівномірності поверхонь на основі застосування імпульсного нанесення матеріалу і подачі енергії для плавлення присадного дроту. Наплавлення з перериваннями дозволило зменшити тепловнесення і покращити контроль над ванною розплавленого металу. Запропонований метод забезпечує хвилястість  $0,47 \pm 0,08$  мм. В той же час дещо зменшено продуктивність WAAM за рахунок зменшення висоти шарів і скорочення погонного об'єму металу. Перехід від постійної ванни розплавленого металу до тимчасової забезпечив покращення якості поверхонь.

Визначено, що при однаковій EWW імпульсний метод забезпечує менше співвідношення TWW/EWW в порівнянні з неперервним нанесенням матеріалу і тепловкладенням. Таким чином було покращено ефективність використання

матеріалу, стабільність формоутворення і передбачуваність геометричних параметрів як окремих валиків, так і вирощуваних елементів в цілому.

Методами комп'ютерного моделювання було встановлено, що зміна геометрії деталі, утворена після заміни зношеного контактного наконечника на новий, призводить до збільшення похибки позиціонування окремих друкованих елементів, що спричиняє нерівномірний розподіл напружень при стисканні та розтягуванні. Дефект, що виникає внаслідок заміни контактного наконечника, суттєво змінює характер розподілу напружень у зразках, що розтягуються, збільшуючи максимальні напруження на 4,9...10,5% відносно зразків без дефекту зсуву. Випробування на розтяг необроблених зразків без дефекту зсуву показали, що хвилястість поверхні збільшує концентрацію напружень у приповерхневих зонах до глибини 0,25...0,5 мм. Ці концентратори є особливо критичними при циклічному навантаженні, оскільки вони стають зонами зародження тріщин і початок руйнування прискорюється до 20 разів. При цьому зразки з дефектом, що утворився після заміни зношеного контактного наконечника на новий, демонструють додаткове зниження механічних властивостей за рахунок утворення ексцентриситету навантаження. При розтягуванні такий дефект є додатковим концентратором напружень, а при стисканні конструкції швидше втрачають стійкість.

Встановлено, що дефекти, які утворюються внаслідок зношування контактного наконечника під час WAAM тонкостінних деталей, мають критичний вплив на міцність і довговічність конструкції. Оскільки елементи конструкцій, як правило, призначені для роботи в умовах навантаження, що не перевищує границю текучості, або мають відповідати певній жорсткості, неконтрольоване виникнення таких дефектів є неприпустимим.

На основі результатів чисельного моделювання встановлено залежність між шириною необробленої та обробленої стінки при еквівалентних напруженнях. Отримана залежність дозволяє враховувати вплив хвилястості поверхні на міцність і довговічність конструкцій на етапі проектування і компенсувати хвилястість поверхонь деталей та додаткові напруження, які вона генерує, шляхом збільшення

загальної ширини стінки (TWW) на певну величину. Таким чином можна компенсувати зниження механічних властивостей деталей і скоротити кількість етапів технологічного процесу їх виготовлення за рахунок зменшення потреби в механічній обробці.

Для усунення непередбачуваної складової нерівномірності поверхонь вирощуваних деталей, було досліджено явище відхилення присадного дроту від центральної точки інструменту роботизованого маніпулятора. На прикладі зварювальних дротів з жароміцних сплавів 718 і 625, а також зварювального дроту G3Si1 із низьковуглецевої сталі визначено дві основні складові загального відхилення дроту. Аналіз напружено-деформованого стану зразків дротів встановив наявність постійної складової відхилення дроту, що викликана його кривизною через отримані в процесі виробництва деформації. Методами регресійного аналізу було доведено пряму функціональну залежність величини початкового відхилення присадного дроту від його радіусу кривизни.

Шляхом виробничого натурального експерименту було встановлено, що найбільш значна складова загального відхилення дроту утворюється через знос контактної наконечника. На прикладі зазначених матеріалів було визначено швидкість зношування стандартних контактних наконечників з мідного сплаву CuCrZr, яка визначається як величина відхилення присадного дроту, утворена внаслідок використання певної довжини дроту. Залежність величини відхилення присадного дроту від його використаної довжини для дротів зі сплаву 625 та сплаву 718 має чіткий нелінійний характер для перших 500 м дроту, після чого зміна відхилення відбувається майже лінійно. Інтенсивність зносу наконечників для дроту G3Si1 змінюється не так сильно.

Шляхом аналізу умов контактної взаємодії дроту з наконечником і загальновідомих теорій ковзного зношування було встановлено, що нелінійність швидкості зношування визначається непостійними умовами контакту. Середня мікротвердість контактної наконечника склала 141 HV з випадковим характером коливання значень  $\pm 7$  одиниць ( $< 5\%$ ), тому твердість наконечника не враховувалась як фактор, що викликає нелінійність швидкості зносу.

Використовуючи рівняння Архарда для адгезійного зносу, це дослідження пояснює, як непостійне нормальне навантаження спричиняє нелінійність у зміні відхилення дроту. Було визначено, що навантаження в зоні контакту забезпечується напружено-деформованим станом присадного дроту. Методом комп'ютерного моделювання встановлено, що зі збільшенням зносу контактного наконечника згинаючі напруження в дроті зменшуються, що призводить до зменшення нормального навантаження, а отже, до зменшення швидкості зносу контактного наконечника. Моделювання було підтверджено лабораторним експериментом.

Оскільки модель ковзного зносу Архарда передбачає постійне контактне навантаження, то його динамічна зміна в умовах вирощування визначає необхідність у розробці нової моделі.

Кореляційний та регресійний аналізи на основі чисельного моделювання показав стійкий зв'язок нормальної сили контактної взаємодії з радіусом кривизни дроту, його жорсткістю і величиною зносу контактного наконечника.

В той же час, на основі експериментальних даних і результатів комп'ютерного моделювання визначено функціональну залежність величини зносу контактного наконечника від довжини використаного дроту, сили контактної взаємодії і твердості присадних дротів.

Методами статистичного аналізу на основі отриманих даних було розроблено систему регресійних моделей, які підтверджують функціональний зв'язок між основними параметрами напружено-деформованого стану присадного дроту і величиною його відхилення від центральної точки інструменту, а також в комплексі дозволяють передбачити величину відхилення присадного дроту від ТСП. Виходячи з коефіцієнтів регресійних моделей, дисперсійний аналіз показав значний вплив сили контактної взаємодії і радіусу кривизни дроту на зношування наконечника і, як наслідок, на величину відхилення присадного дроту.

Окремий натурний експеримент в промислових умовах показав, що напрямок відхилення присадного дроту від ТСП залежить від положення пальника. При проходженні крізь зварювальний пальник присадний дріт повторює його кривизну.

Таким чином, кожен окремий зразок присадного дроту зберігає напрямок відхилення впродовж всього процесу вирощування і зношування контактного наконечника.

Виконані комплексні розрахунково-експериментальні дослідження відхилення присадного дроту від ТСП підтвердили гіпотезу про зв'язок зношування контактного наконечника з напружено-деформованим станом дроту. Тож з метою подальшої практичної реалізації отриманих результатів і покращення точності передбачення величини відхилення було розроблено комплекс нейронних моделей, які описують зв'язок параметрів присадного дроту зі зносом наконечника і відхиленням дроту від ТСП.

Розроблено алгоритм коригування відхилення присадного дроту від ТСП саме на рівні обладнання для вирощування. Запропонований алгоритм використовує стандартні функції контролера промислового робота, що робить його універсальним і простим у реалізації.

Ефективність розробленого алгоритму підтверджено в лабораторних і промислових умовах. Впровадження компенсації призвело до передбачуваного і послідовного положення присадного дроту з відхиленням до  $\pm 0,2$  мм за координатою X і  $\pm 0,12$  мм за координатою Y протягом використання 1000 м дроту.

## ДЖЕРЕЛА

1. Molochkov D., Kulykovskiy R., Furmanova N. Визначення оптимальних параметрів процесу WAAM на основі технології СМТ з використанням низьковуглецевої нелегованої сталі. *Innovative Materials and Technologies in Metallurgy and Mechanical Engineering*. 2021. № 1. PP. 62–68. doi:10.15588/1607-6885-2021-1-9.
2. Molochkov D., Kulykovskiy R., Brykov M., Hesse O. The Influence of Surface Irregularities on the Mechanical Properties of Thin-Walled Wire and Arc Additively Manufactured Parts. *Journal of Engineering Sciences*. 2023. Vol. 10, № 2. PP. A10–A17. doi:10.21272/jes.2023.10(2).a2.
3. DebRoy T., Wei H. L., Zuback J. S., Mukherjee T., Elmer J. W., Milewski J. O., Beese A. M., Wilson-Heid A., De A., Zhang W. Additive manufacturing of metallic components – Process, structure and properties. *Progress in Materials Science*. 2018. Vol. 92. PP. 112–224. doi:10.1016/j.pmatsci.2017.10.001.
4. Raut L. P., Taiwade R. V. Wire Arc Additive Manufacturing: A Comprehensive Review and Research Directions. *Journal of Materials Engineering and Performance*. 2021. Vol. 30, № 7. PP. 4768–4791. doi:10.1007/s11665-021-05871-5.
5. Martina F., Williams S. W. Wire+arc additive manufacturing vs. traditional machining from solid: a cost comparison. 2015. PP. 27.
6. Allen J. An Investigation into the Comparative Costs of Additive Manufacture vs. Machine from Solid for Aero Engine Parts. *Cost Effective Manufacture via Net-Shape Processing*. 2006. PP. 17-1-17–10.
7. Cunningham C. R., Wikshåland S., Xu F., Kemakolam N., Shokrani A., Dhokia V., Newman S. T. Cost Modelling and Sensitivity Analysis of Wire and Arc Additive Manufacturing. *Procedia Manufacturing*. 2017. Vol. 11, № June 2017. PP. 650–657. doi:10.1016/j.promfg.2017.07.163.
8. Priarone P. C., Pagone E., Martina F., Catalano A. R., Settineri L. Multi-criteria environmental and economic impact assessment of wire arc additive

manufacturing. *CIRP Annals*. 2020. Vol. 69, № 1. PP. 37–40. doi:10.1016/j.cirp.2020.04.010.

9. Hadjipantelis N., Shah I., Walter L., Myers R., Gardner L. Metal additively versus conventionally manufactured structures – An environmental life cycle assessment. *ce/papers*. 2023. Vol. 6. PP. 672–677. doi:10.1002/cepa.2344.

10. Kokare S., Oliveira J. P., Godina R. Comparison of Wire Arc Additive Manufacturing and Subtractive Manufacturing Approaches from an Environmental and Economic Perspective. 2023. PP. 868–878. doi:10.1007/978-3-031-38165-2\_100.

11. Ahn D.-G. Directed Energy Deposition (DED) Process: State of the Art. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology*. 2021. Vol. 8, № 2. PP. 703–742. doi:10.1007/s40684-020-00302-7.

12. Saboori A., Aversa A., Marchese G., Biamino S., Lombardi M., Fino P. Application of Directed Energy Deposition-Based Additive Manufacturing in Repair. *Applied Sciences*. 2019. Vol. 9, № 16. PP. 3316. doi:10.3390/app9163316.

13. Ding D., Pan Z., Cuiuri D., Li H. Wire-feed additive manufacturing of metal components: technologies, developments and future interests. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2015. Vol. 81, № 1–4. PP. 465–481. doi:10.1007/s00170-015-7077-3.

14. Patel M., Mulgaonkar S., Desai H., Borse T. Development and Implementation of Wire Arc Additive Manufacturing (WAAM) Based on Pulse Spray GMAW for Aluminum Alloy (AlSi7Mg). *Transactions of the Indian Institute of Metals*. 2021. Vol. 74, № 5. PP. 1129–1140. doi:10.1007/s12666-020-02154-w.

15. Fuchs C., Baier D., Semm T., Zaeh M. F. Determining the machining allowance for WAAM parts. *Production Engineering*. 2020. Vol. 14, № 5–6. PP. 629–637. doi:10.1007/s11740-020-00982-9.

16. Lorza R. L., García R. E., Calvo M. Á. M., Vidal R. M. Improvement in the design of welded joints of EN 235JR low carbon steel by multiple response surface methodology. *Metals*. 2016. Vol. 6, № 9. PP. 1–21. doi:10.3390/met6090205.

17. Williams S. W., Martina F., Addison A. C., Ding J., Pardal G., Colegrove P. Wire + Arc Additive Manufacturing. *Materials Science and Technology*. 2016. Vol. 32, № 7. PP. 641–647. doi:10.1179/1743284715Y.0000000073.
18. Denkena B., Krödel A., Pillkahn P. Mechanical Finishing of Wire Arc Additive Manufactured Aluminum Parts. *SSRN Electronic Journal*. 2020. Vol. 2020. PP. 174–180. doi:10.2139/ssrn.3726008.
19. Oliveira J. P., Gouveia F. M., Santos T. G. Micro wire and arc additive manufacturing ( $\mu$ -WAAM). *Additive Manufacturing Letters*. 2022. Vol. 2, № January. PP. 100032. doi:10.1016/j.addlet.2022.100032.
20. Li B., Nagaraja K. M., Zhang R., Malik A., Lu H., Li W. Integrating robotic wire arc additive manufacturing and machining: hybrid WAAM machining. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2023. Vol. 129, № 7–8. PP. 3247–3259. doi:10.1007/s00170-023-12517-4.
21. Srivastava S., Garg R. K., Sharma V. S., Sachdeva A. Measurement and Mitigation of Residual Stress in Wire-Arc Additive Manufacturing: A Review of Macro-Scale Continuum Modelling Approach. *Archives of Computational Methods in Engineering*. 2021. Vol. 28, № 5. PP. 3491–3515. doi:10.1007/s11831-020-09511-4.
22. Srivastava S., Garg R. K., Sachdeva A., Sharma V. S. Distribution of Residual Stress in Wire-Arc Additively Manufactured Small-Scale Component: Single-Versus Multi-Level Heat Input. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. 2023. Vol. 145, № 2. doi:10.1115/1.4055569.
23. Derekar K. S., Ahmad B., Zhang X., Joshi S. S., Lawrence J., Xu L., Melton G., Addison A. Effects of Process Variants on Residual Stresses in Wire Arc Additive Manufacturing of Aluminum Alloy 5183. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. 2022. Vol. 144, № 7. doi:10.1115/1.4052930.
24. Li R., Xiong J., Lei Y. Investigation on thermal stress evolution induced by wire and arc additive manufacturing for circular thin-walled parts. *Journal of Manufacturing Processes*. 2019. Vol. 40, № March. PP. 59–67. doi:10.1016/j.jmapro.2019.03.006.

25. Shen C., Reid M., Liss K.-D., Pan Z., Ma Y., Cuiuri D., Duin S. van, Li H. Neutron diffraction residual stress determinations in Fe<sub>3</sub>Al based iron aluminide components fabricated using wire-arc additive manufacturing (WAAM). *Additive Manufacturing*. 2019. Vol. 29, № March. PP. 100774. doi:10.1016/j.addma.2019.06.025.
26. Barath Kumar M. D., Manikandan M. Assessment of Process, Parameters, Residual Stress Mitigation, Post Treatments and Finite Element Analysis Simulations of Wire Arc Additive Manufacturing Technique. *Metals and Materials International*. 2022. Vol. 28, № 1. PP. 54–111. doi:10.1007/s12540-021-01015-5.
27. Manurung Y. H. P., Prajadhiana K. P., Adenan M. S., Awiszus B., Graf M., Haelsig A. Analysis of material property models on WAAM distortion using nonlinear numerical computation and experimental verification with P-GMAW. *Archives of Civil and Mechanical Engineering*. 2021. Vol. 21, № 1. PP. 1–13. doi:10.1007/s43452-021-00189-4.
28. Wandtke K., Schroepfer D., Scharf-Wildenhain R., Haelsig A., Kannengiesser T., Kromm A., Hensel J. Influence of the WAAM process and design aspects on residual stresses in high-strength structural steels. *Welding in the World*. 2023. Vol. 67, № 4. PP. 987–996. doi:10.1007/s40194-023-01503-9.
29. Wang X., Wang A., Li Y. A sequential path-planning methodology for wire and arc additive manufacturing based on a water-pouring rule. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2019. Vol. 103, № 9–12. PP. 3813–3830. doi:10.1007/s00170-019-03706-1.
30. Drexler H., Haunreiter F., Raberger L., Reiter L., Hütter A., Enzinger N. Numerical Modeling of Distortions and Residual Stresses During Wire Arc Additive Manufacturing of an ER 5183 Alloy with Weaving Deposition. 2024. doi:10.1007/s00501-023-01421-9.
31. Feng G., Wang H., Wang Y., Deng D., Zhang J. Numerical Simulation of Residual Stress and Deformation in Wire Arc Additive Manufacturing. *Crystals*. 2022. Vol. 12, № 6. doi:10.3390/cryst12060803.
32. Tangestani R., Farrahi G. H., Shishegar M., Aghchehkandi B. P., Ganguly S., Mehmanparast A. Effects of Vertical and Pinch Rolling on Residual Stress

Distributions in Wire and Arc Additively Manufactured Components. *Journal of Materials Engineering and Performance*. 2020. Vol. 29, № 4. PP. 2073–2084. doi:10.1007/s11665-020-04767-0.

33. Geng H., Li J., Gao J., Lin X. Theoretical Model of Residual Stress and Warpage for Wire and Arc Additive Manufacturing Stiffened Panels. *Metals*. 2020. Vol. 10, № 5. PP. 666. doi:10.3390/met10050666.

34. Klingbeil N. ., Beuth J. ., Chin R. ., Amon C. . Residual stress-induced warping in direct metal solid freeform fabrication. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2002. Vol. 44, № 1. PP. 57–77. doi:10.1016/S0020-7403(01)00084-4.

35. Feucht T., Lange J., Erven M., Costanzi C. B., Knaack U., Waldschmitt B. Additive manufacturing by means of parametric robot programming. *Construction Robotics*. 2020. Vol. 4, № 1–2. PP. 31–48. doi:10.1007/s41693-020-00033-w.

36. Fonseca P. P., Vidal C., Ferreira F., Duarte V. R., Rodrigues T. A., Santos T. G., Machado C. M. Orthogonal cutting of Wire and Arc Additive Manufactured parts. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2022. Vol. 119, № 7–8. PP. 4439–4459. doi:10.1007/s00170-022-08678-3.

37. Martina F., Mehnen J., Williams S. W., Colegrove P., Wang F. Investigation of the benefits of plasma deposition for the additive layer manufacture of Ti–6Al–4V. *Journal of Materials Processing Technology*. 2012. Vol. 212, № 6. PP. 1377–1386. doi:10.1016/j.jmatprotec.2012.02.002.

38. Xiong J., Li Y.-J., Yin Z.-Q., Chen H. Determination of Surface Roughness in Wire and Arc Additive Manufacturing Based on Laser Vision Sensing. *Chinese Journal of Mechanical Engineering*. 2018. Vol. 31, № 1. PP. 74. doi:10.1186/s10033-018-0276-8.

39. Shen H., Deng R., Liu B., Tang S., Li S. Study of the Mechanism of a Stable Deposited Height During GMAW-Based Additive Manufacturing. *Applied Sciences*. 2020. Vol. 10, № 12. PP. 4322. doi:10.3390/app10124322.

40. Pinto-Lopera J. E., Motta J. M. S. T., Alfaro S. C. A. Real-time measurement of width and height of weld beads in GMAW processes. *Sensors (Switzerland)*. 2016. Vol. 16, № 9. PP. 1–14. doi:10.3390/s16091500.

41. Chaudhari R., Parmar H., Vora J., Patel V. K. Parametric Study and Investigations of Bead Geometries of GMAW-Based Wire–Arc Additive Manufacturing of 316L Stainless Steels. *Metals*. 2022. Vol. 12, № 7. PP. 1232. doi:10.3390/met12071232.
42. Vora J., Parikh N., Chaudhari R., Patel V. K., Paramar H., Pimenov D. Y., Giasin K. Optimization of Bead Morphology for GMAW-Based Wire-Arc Additive Manufacturing of 2.25 Cr-1.0 Mo Steel Using Metal-Cored Wires. *Applied Sciences*. 2022. Vol. 12, № 10. PP. 5060. doi:10.3390/app12105060.
43. Shi X., Ma S., Liu C., Chen C., Wu Q., Chen X., Lu J. Performance of high layer thickness in selective laser melting of Ti6Al4V. *Materials*. 2016. Vol. 9, № 12. PP. 1–15. doi:10.3390/ma9120975.
44. Chen H., Yaseer A., Zhang Y. Top Surface Roughness Modeling for Robotic Wire Arc Additive Manufacturing. *Journal of Manufacturing and Materials Processing*. 2022. Vol. 6, № 2. doi:10.3390/jmmp6020039.
45. Shamir M., Zhang X., Syed A. K., Sadler W. Predicting the Effect of Surface Waviness on Fatigue Life of a Wire + Arc Additive Manufactured Ti-6Al-4V Alloy. *Materials*. 2023. Vol. 16, № 15. PP. 5355. doi:10.3390/ma16155355.
46. Baier D., Wolf F., Weckenmann T., Lehmann M., Zaeh M. F. Thermal process monitoring and control for a near-net-shape Wire and Arc Additive Manufacturing. *Production Engineering*. 2022. Vol. 16, № 6. PP. 811–822. doi:10.1007/s11740-022-01138-7.
47. Li Y., Dong Z., Miao J., Liu H., Babkin A., Chang Y. Forming accuracy improvement in wire arc additive manufacturing (WAAM): a review. *Rapid Prototyping Journal*. 2023. Vol. 29, № 4. PP. 673–686. doi:10.1108/RPJ-05-2022-0154.
48. Xian G., Oh J. mok, Lee J., Cho S. M., Yeom J.-T., Choi Y., Kang N. Effect of heat input on microstructure and mechanical property of wire-arc additive manufactured Ti-6Al-4V alloy. *Welding in the World*. 2022. Vol. 66, № 5. PP. 847–861. doi:10.1007/s40194-021-01248-3.
49. Gowthaman P. S., Jeyakumar S., Sarathchandra D. Effect of Heat Input on Microstructure and Mechanical Properties of 316L Stainless Steel Fabricated by Wire

Arc Additive Manufacturing. *Journal of Materials Engineering and Performance*. 2023. doi:10.1007/s11665-023-08312-7.

50. Gurmesa F. D., Lemu H. G. Literature Review on Thermomechanical Modelling and Analysis of Residual Stress Effects in Wire Arc Additive Manufacturing. *Metals*. 2023. Vol. 13, № 3. PP. 526. doi:10.3390/met13030526.

51. Cui J., Yuan L., Commins P., He F., Wang J., Pan Z. WAAM process for metal block structure parts based on mixed heat input. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2021. Vol. 113, № 1–2. PP. 503–521. doi:10.1007/s00170-021-06654-x.

52. Bhuvanesh Kumar M., Sathiya P., Senthil S. M. A critical review of wire arc additive manufacturing of nickel-based alloys: principles, process parameters, microstructure, mechanical properties, heat treatment effects, and defects. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*. 2023. Vol. 45, № 3. PP. 164. doi:10.1007/s40430-023-04077-1.

53. Wang Z., Zimmer-Chevret S., Léonard F., Abba G. Improvement strategy for the geometric accuracy of bead's beginning and end parts in wire-arc additive manufacturing (WAAM). *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2022. Vol. 118, № 7–8. PP. 2139–2151. doi:10.1007/s00170-021-08037-8.

54. Tang S., Wang G., Huang C., Li R., Zhou S., Zhang H. Investigation, modeling and optimization of abnormal areas of weld beads in wire and arc additive manufacturing. *Rapid Prototyping Journal*. 2020. Vol. 26, № 7. PP. 1183–1195. doi:10.1108/RPJ-08-2019-0229.

55. Hu Z., Qin X., Shao T., Liu H. Understanding and overcoming of abnormality at start and end of the weld bead in additive manufacturing with GMAW. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2018. Vol. 95, № 5–8. PP. 2357–2368. doi:10.1007/s00170-017-1392-9.

56. Ni M., Qin X., Hu Z., Ji F., Yang S., Wang S. Forming characteristics and control method of weld bead for GMAW on curved surface. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2022. Vol. 119, № 3–4. PP. 1883–1908. doi:10.1007/s00170-021-08191-z.

57. KA G., MJ J. Residual Stress and Distortion in Gas Metal Arc-Based Additive Manufacturing. SSRN Electronic Journal. 2022. doi:10.2139/ssrn.4294602.
58. Hönnige J. R., Colegrove P. A., Ganguly S., Eimer E., Kabra S., Williams S. Control of residual stress and distortion in aluminium wire + arc additive manufacture with rolling. Additive Manufacturing. 2018. Vol. 22, № August. PP. 775–783. doi:10.1016/j.addma.2018.06.015.
59. Chaturvedi M., Scutelnicu E., Rusu C. C., Mistodie L. R., Mihailescu D., Subbiah A. V. Wire Arc Additive Manufacturing: Review on Recent Findings and Challenges in Industrial Applications and Materials Characterization. Metals. 2021. Vol. 11, № 6. PP. 939. doi:10.3390/met11060939.
60. Shi S., Muralikrishnan B., Lee V., Sawyer D. Methods to improve the dimensional measurement accuracy of a motion tracking system. Optics and Lasers in Engineering. 2020. Vol. 130, № March. PP. 106092. doi:10.1016/j.optlaseng.2020.106092.
61. Liu H., Li Z., Li W., Zhang W., Wang T., Liu W. Influence of Arc Preheating on Stress and Strain of Additive Manufactured Components. Journal of Materials Engineering and Performance. 2023. Vol. 32, № 14. PP. 6550–6563. doi:10.1007/s11665-022-07565-y.
62. Wu B., Pan Z., Chen G., Ding D., Yuan L., Cuiuri D., Li H. Mitigation of thermal distortion in wire arc additively manufactured Ti6Al4V part using active interpass cooling. Science and Technology of Welding and Joining. 2019. Vol. 24, № 5. PP. 484–494. doi:10.1080/13621718.2019.1580439.
63. Alberti E. A., Bueno B. M. P., D'Oliveira A. S. C. M. Additive manufacturing using plasma transferred arc. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. 2016. Vol. 83, № 9–12. PP. 1861–1871. doi:10.1007/s00170-015-7697-7.
64. Xiong J., Lei Y., Li R. Finite element analysis and experimental validation of thermal behavior for thin-walled parts in GMAW-based additive manufacturing with various substrate preheating temperatures. Applied Thermal Engineering. 2017. Vol. 126. PP. 43–52. doi:10.1016/j.applthermaleng.2017.07.168.

65. Manokruang S., Vignat F., Museau M., Limousin M. Process Parameters Effect on Weld Beads Geometry Deposited by Wire and Arc Additive Manufacturing (WAAM). *Lecture Notes in Mechanical Engineering*. Springer International Publishing, 2021. PP. 9–14. doi:10.1007/978-3-030-70566-4\_3.
66. Silva L. J. da, Souza D. M., Araújo D. B. de, Reis R. P., Scotti A. Concept and validation of an active cooling technique to mitigate heat accumulation in WAAM. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2020. Vol. 107, № 5–6. PP. 2513–2523. doi:10.1007/s00170-020-05201-4.
67. Wu B., Pan Z., Duin S. van, Li H. Thermal Behavior in Wire Arc Additive Manufacturing: Characteristics, Effects and Control. *Transactions on Intelligent Welding Manufacturing*. Springer Singapore, 2019. PP. 3–18. doi:10.1007/978-981-13-3651-5\_1.
68. Kumar V., Mandal A. Effect of Heat Input on the Wire-Arc Additive Manufactured Steel Structures. *Mist International Journal of Science and Technology*. 2023. Vol. 11, № July. PP. 11–20. doi:10.47981/j.mijst.11(01)2023.419(11-20).
69. Kozamernik N., Bračun D., Klobčar D. WAAM system with interpass temperature control and forced cooling for near-net-shape printing of small metal components. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2020. Vol. 110, № 7–8. PP. 1955–1968. doi:10.1007/s00170-020-05958-8.
70. Xiong J., Li Y., Li R., Yin Z. Influences of process parameters on surface roughness of multi-layer single-pass thin-walled parts in GMAW-based additive manufacturing. *Journal of Materials Processing Technology*. 2018. Vol. 252. PP. 128–136. doi:10.1016/j.jmatprotec.2017.09.020.
71. Shah A., Aliyev R., Zeidler H., Krinke S. A Review of the Recent Developments and Challenges in Wire Arc Additive Manufacturing (WAAM) Process. *Journal of Manufacturing and Materials Processing*. 2023. Vol. 7, № 3. PP. 97. doi:10.3390/jmmp7030097.
72. Silva L. J. da, Teixeira F. R., Araújo D. B., Reis R. P., Scotti A. Work Envelope Expansion and Parametric Optimization in WAAM with Relative Density and Surface Aspect as Quality Constraints: The Case of Al5Mg Thin Walls with Active

Cooling. *Journal of Manufacturing and Materials Processing*. 2021. Vol. 5, № 2. PP. 40. doi:10.3390/jmmp5020040.

73. Reisgen U., Sharma R., Mann S., Oster L. Increasing the manufacturing efficiency of WAAM by advanced cooling strategies. *Welding in the World*. 2020. Vol. 64, № 8. PP. 1409–1416. doi:10.1007/s40194-020-00930-2.

74. Hackenhaar W., Montevecchi F., Scippa A., Campatelli G. Air-Cooling Influence on Wire Arc Additive Manufactured Surfaces. *Key Engineering Materials*. 2019. Vol. 813. PP. 241–247. doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.813.241.

75. Dissanayake M., Suntharalingam T., Tsavdaridis K. D., Poologanathan K., Perampalam G. Informed Finite Element Modelling for Wire and Arc Additively Manufactured Metallics—A Case Study on Modular Building Connections. *Buildings*. 2021. Vol. 12, № 1. PP. 5. doi:10.3390/buildings12010005.

76. Yehorov Y., Silva L. J. da, Scotti A. Balancing WAAM Production Costs and Wall Surface Quality through Parameter Selection: A Case Study of an Al-Mg5 Alloy Multilayer-Non-Oscillated Single Pass Wall. *Journal of Manufacturing and Materials Processing*. 2019. Vol. 3, № 2. PP. 32. doi:10.3390/jmmp3020032.

77. Kokare S., Oliveira J. P., Godina R. Modelling of Wire Arc Additive Manufactured Product Cost. *Procedia Computer Science*. 2023. Vol. 217. PP. 1513–1521. doi:10.1016/j.procs.2022.12.351.

78. Nguyen V.-T., Minh P. S., Uyen T. M. T., Do T. T., Ngoc H. V. T., Le M.-T., Tien Nguyen V. T. WAAM Technique: Process Parameters Affecting the Mechanical Properties and Microstructures of Low-Carbon Steel. *Metals*. 2023. Vol. 13, № 5. PP. 873. doi:10.3390/met13050873.

79. Fuchs C., Fritz C., Zaeh M. F. Impact of wire and arc additively manufactured workpiece geometry on the milling process. *Production Engineering*. 2023. Vol. 17, № 3–4. PP. 415–424. doi:10.1007/s11740-022-01153-8.

80. Peng D., Ang A. S. M., Michelson A., Champagne V., Birt A., Jones R. Analysis of the Effect of Machining of the Surfaces of WAAM 18Ni 250 Maraging Steel Specimens on Their Durability. *Materials*. 2022. Vol. 15, № 24. PP. 8890. doi:10.3390/ma15248890.

81. Li C., Tang Y., Cui L., Li P. A quantitative approach to analyze carbon emissions of CNC-based machining systems. *Journal of Intelligent Manufacturing*. 2015. Vol. 26, № 5. PP. 911–922. doi:10.1007/s10845-013-0812-4.
82. Dias M., Pragana J. P. M., Ferreira B., Ribeiro I., Silva C. M. A. Economic and Environmental Potential of Wire-Arc Additive Manufacturing. *Sustainability (Switzerland)*. 2022. Vol. 14, № 9. doi:10.3390/su14095197.
83. Congbo Li, Ying Tang, Longguo Cui, Qian Yi Quantitative analysis of carbon emissions of CNC-based machining systems. *IEEE*, 2013. ISBN 978-1-4673-5200-0. doi:10.1109/ICNSC.2013.6548852.
84. Camposeco-Negrete C., Dios Calderón-Nájera J. de. Sustainable machining as a mean of reducing the environmental impacts related to the energy consumption of the machine tool: a case study of AISI 1045 steel machining. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2019. Vol. 102, № 1–4. PP. 27–41. doi:10.1007/s00170-018-3178-0.
85. Pant H., Arora A., Gopakumar G. S., Chadha U., Saeidi A., Patterson A. E. Applications of wire arc additive manufacturing (WAAM) for aerospace component manufacturing. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2023. Vol. 127, № 11–12. PP. 4995–5011. doi:10.1007/s00170-023-11623-7.
86. Dinovitzer M., Chen X., Laliberte J., Huang X., Frei H. Effect of wire and arc additive manufacturing (WAAM) process parameters on bead geometry and microstructure. *Additive Manufacturing*. 2019. Vol. 26, № February. PP. 138–146. doi:10.1016/j.addma.2018.12.013.
87. Lange J., Feucht T., Erven M. 3D printing with steel: Additive Manufacturing for connections and structures. *Steel Construction*. 2020. Vol. 13, № 3. PP. 144–153. doi:10.1002/stco.202000031.
88. Lange J., Feucht T. 3-D-Printing with Steel: Additive Manufacturing of Connection Elements and Beam Reinforcements. 2019. ISBN 9783857481635. doi:10.2749/guimaraes.2019.1836.
89. Laghi V., Palermo M., Gasparini G., Alena Girelli V., Trombetti T. Geometrical Characterization of Wire-and-Arc Additive Manufactured Steel Element.

Advanced Materials Letters. 2019. Vol. 10, № 10. PP. 695–699. doi:10.5185/amlett.2019.0019.

90. Wang Z., Zimmer-Chevret S., Léonard F., Abba G. Prediction of bead geometry with consideration of interlayer temperature effect for CMT-based wire-arc additive manufacturing. *Welding in the World*. 2021. Vol. 65, № 12. PP. 2255–2266. doi:10.1007/s40194-021-01192-2.

91. Chen X., Kong F., Fu Y., Zhao X., Li R., Wang G., Zhang H. A review on wire-arc additive manufacturing: typical defects, detection approaches, and multisensor data fusion-based model. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2021. Vol. 117, № 3–4. PP. 707–727. doi:10.1007/s00170-021-07807-8.

92. Lockett H., Ding J., Williams S., Martina F. Design for Wire + Arc Additive Manufacture: design rules and build orientation selection. *Journal of Engineering Design*. 2017. Vol. 28, № 7–9. PP. 568–598. doi:10.1080/09544828.2017.1365826.

93. Laghi V., Palermo M., Gasparini G., Girelli V. A., Trombetti T. Experimental results for structural design of Wire-and-Arc Additive Manufactured stainless steel members. *Journal of Constructional Steel Research*. 2020. Vol. 167, № xxxx. PP. 105858. doi:10.1016/j.jcsr.2019.105858.

94. Hadjipantelis N., Weber B., Buchanan C., Gardner L. Description of anisotropic material response of wire and arc additively manufactured thin-walled stainless steel elements. *Thin-Walled Structures*. 2022. Vol. 171, № February. PP. 108634. doi:10.1016/j.tws.2021.108634.

95. Kyvelou P., Slack H., Daskalaki Mountanou D., Wadee M. A., Britton T. Ben, Buchanan C., Gardner L. Mechanical and microstructural testing of wire and arc additively manufactured sheet material. *Materials and Design*. 2020. Vol. 192. PP. 108675. doi:10.1016/j.matdes.2020.108675.

96. Laghi V., Palermo M., Tonelli L., Gasparini G., Ceschini L., Trombetti T. Tensile properties and microstructural features of 304L austenitic stainless steel produced by wire-and-arc additive manufacturing. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2020. Vol. 106, № 9–10. PP. 3693–3705. doi:10.1007/s00170-019-04868-8.

97. Ji L., Lu J., Liu C., Jing C., Fan H., Ma S. Microstructure and mechanical properties of 304L steel fabricated by arc additive manufacturing. MATEC Web of Conferences. 2017. Vol. 128. doi:10.1051/mateconf/201712803006.
98. Kyvelou P., Slack H., Daskalaki Mountanou D., Wadee M. A., Britton T. Ben, Buchanan C., Gardner L. Mechanical and microstructural testing of wire and arc additively manufactured sheet material. Materials & Design. 2020. Vol. 192. PP. 108675. doi:10.1016/j.matdes.2020.108675.
99. Chernovol N., Sharma A., Tjahjowidodo T., Lauwers B., Rymenant P. Van. Machinability of wire and arc additive manufactured components. CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology. 2021. Vol. 35. PP. 379–389. doi:10.1016/j.cirpj.2021.06.022.
100. Laghi V., Palermo M., Gasparini G., Girelli V. A., Trombetti T. On the influence of the geometrical irregularities in the mechanical response of Wire-and-Arc Additively Manufactured planar elements. Journal of Constructional Steel Research. 2021. Vol. 178. PP. 106490. doi:10.1016/j.jcsr.2020.106490.
101. Laghi V., Palermo M., Silvestri S., Gasparini G., Trombetti T. Experimental behaviour of Wire-and-Arc Additively Manufactured stainless steel rods. Ce/Papers. 2021. Vol. 4, № 2–4. PP. 2387–2392. doi:10.1002/cepa.1565.
102. Luo S., Chu D., Li Q., He Y. Inverse Kinematics Solution of 6-DOF Manipulator Based on Multi-Objective Full-Parameter Optimization PSO Algorithm. Frontiers in Neurorobotics. 2022. Vol. 16, № March. PP. 1–12. doi:10.3389/fnbot.2022.791796.
103. Fu Z., Yang W., Yang Z. Solution of Inverse Kinematics for 6R Robot Manipulators With Offset Wrist Based on Geometric Algebra. Journal of Mechanisms and Robotics. 2013. Vol. 5, № 3. PP. 1–7. doi:10.1115/1.4024239.
104. Xin S. Z., Feng L. Y., Bing H. L., Li Y. T. A Simple Method for Inverse Kinematic Analysis of the General 6R Serial Robot. Journal of Mechanical Design. 2007. Vol. 129, № 8. PP. 793–798. doi:10.1115/1.2735636.

105. Dash K. K., Choudhury B. B., Senapati S. K. Inverse Kinematics Solution of a 6-DOF Industrial Robot. *Advances in Intelligent Systems and Computing*. Springer Singapore, 2019. PP. 183–192. doi:10.1007/978-981-13-0514-6\_19.
106. Kucuk S., Bingul Z. *Robot Kinematics: Forward and Inverse Kinematics*. Industrial Robotics: Theory, Modelling and Control. Pro Literatur Verlag, Germany / ARS, Austria, 2006. doi:10.5772/5015.
107. Uricek J., Galbavy T., Bulej V., Durec P. The Calculation of Inverse Kinematics for 6DOF Serial Robot. *Communications - Scientific letters of the University of Zilina*. 2014. Vol. 16, № 3A. PP. 154–160. doi:10.26552/com.C.2014.3A.154-160.
108. Kloft H., Schmitz L. P., Müller C., Laghi V., Babovic N., Baghdadi A. Experimental Application of Robotic Wire-and-Arc Additive Manufacturing Technique for Strengthening the I-Beam Profiles. *Buildings*. 2023. Vol. 13, № 2. PP. 366. doi:10.3390/buildings13020366.
109. Tran T. A., Njåstad E. B., Midling O. T., Bjelland M., Lobov A. Generation of rule-adhering robot programs for aluminium welding automatically from CAD. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2023. Vol. 126, № 3–4. PP. 1175–1187. doi:10.1007/s00170-023-10996-z.
110. Nagamatsu H., Sasahara H., Mitsutake Y., Hamamoto T. Development of a cooperative system for wire and arc additive manufacturing and machining. *Additive Manufacturing*. 2020. Vol. 31, № May 2019. PP. 100896. doi:10.1016/j.addma.2019.100896.
111. Henckell P., Gierth M., Ali Y., Reimann J., Bergmann J. P. Reduction of energy input in wire arc additive manufacturing (WAAM) with gas metal arc welding (GMAW). *Materials*. 2020. Vol. 13, № 11. doi:10.3390/ma13112491.
112. Matsui H., Hattori T. Abrasion phenomena of the contact tip in consumable electrode arc welding. *Welding International*. 2018. Vol. 32, № 7. PP. 475–484. doi:10.1080/01431161.2017.1346886.
113. Zhan Q., Liang Y., Ding J., Williams S. A wire deflection detection method based on image processing in wire + arc additive manufacturing. *International Journal of*

Advanced Manufacturing Technology. 2017. Vol. 89, № 1–4. PP. 755–763. doi:10.1007/s00170-016-9106-2.

114. Kristóf D., Németh L. Investigation of the Contact and Wear of the Welding Wire and MIG-Welding Contact Tips. Design, Fabrication and Economy of Metal Structures. Berlin, Heidelberg:Springer Berlin Heidelberg, 2013. PP. 489–494. doi:10.1007/978-3-642-36691-8\_74.

115. Abe T., Sasahara H. Layer geometry control for the fabrication of lattice structures by wire and arc additive manufacturing. Additive Manufacturing. 2019. Vol. 28, № January. PP. 639–648. doi:10.1016/j.addma.2019.06.010.

116. Lin C.-J., Wang H.-C., Wang C.-C. Automatic Calibration of Tool Center Point for Six Degree of Freedom Robot. Actuators. 2023. Vol. 12, № 3. PP. 107. doi:10.3390/act12030107.

117. Cakir M., Deniz C. High precise and zero-cost solution for fully automatic industrial robot TCP calibration. Industrial Robot: the international journal of robotics research and application. 2019. Vol. 46, № 5. PP. 650–659. doi:10.1108/IR-03-2019-0040.

118. Hao D. A combined calibration method for workpiece positioning in robotic machining system and a hybrid optimization algorithm for improving the TCP calibration accuracy. 2023. PP. 1–27. doi:https://doi.org/10.21203/rs.3.rs-3697958/v1.

119. Yang Z., Gong L., Liu C. Efficient TCP Calibration Method for Vision Guided Robots Based on Inherent Constraints of Target Object. IEEE Access. 2021. Vol. 9. PP. 8902–8911. doi:10.1109/ACCESS.2021.3049964.

120. Konecny J., Beremlijski P., Bailova M., Machacek Z., Koziorek J., Prauzek M. Industrial camera model positioned on an effector for automated tool center point calibration. Scientific Reports. 2024. Vol. 14, № 1. PP. 323. doi:10.1038/s41598-023-51011-5.

121. Sawa K. Sliding Electrical Contacts and Materials. Encyclopedia of Tribology. Ред. Wang Q. J., Chung Y.-W. Boston, MA:Springer US, 2013. PP. 3133–3141. doi:10.1007/978-0-387-92897-5\_439.

122. Zhang X., Yuan Y., Zhao S., Zhang J., Yan Q. Microstructure stability, softening temperature and strengthening mechanism of pure copper, CuCrZr and Cu-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> up to 1000 °C. *Nuclear Materials and Energy*. 2022. Vol. 30. PP. 101123. doi:10.1016/j.nme.2022.101123.

123. Kulczyk M., Pachla W., Godek J., Smalc-Koziorowska J., Skiba J., Przybysz S., Wróblewska M., Przybysz M. Improved compromise between the electrical conductivity and hardness of the thermo-mechanically treated CuCrZr alloy. *Materials Science and Engineering: A*. 2018. Vol. 724, № November 2017. PP. 45–52. doi:10.1016/j.msea.2018.03.004.

124. Van D., Dinda G. P., Park J., Mazumder J., Lee S. H. Enhancing hardness of Inconel 718 deposits using the aging effects of cold metal transfer-based additive manufacturing. *Materials Science and Engineering A*. 2020. Vol. 776, № January. PP. 139005. doi:10.1016/j.msea.2020.139005.

125. Ermakova A., Mehmanparast A., Ganguly S., Razavi J., Berto F. Investigation of mechanical and fracture properties of wire and arc additively manufactured low carbon steel components. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*. 2020. Vol. 109, № May. PP. 102685. doi:10.1016/j.tafmec.2020.102685.

126. Aldalur E., Veiga F., Suárez A., Bilbao J., Lamikiz A. High deposition wire arc additive manufacturing of mild steel: Strategies and heat input effect on microstructure and mechanical properties. *Journal of Manufacturing Processes*. 2020. Vol. 58, № August. PP. 615–626. doi:10.1016/j.jmapro.2020.08.060.

127. Vahedi Nemani A., Ghaffari M., Nasiri A. Comparison of microstructural characteristics and mechanical properties of shipbuilding steel plates fabricated by conventional rolling versus wire arc additive manufacturing. *Additive Manufacturing*. 2020. Vol. 32, № October 2019. PP. 101086. doi:10.1016/j.addma.2020.101086.

128. Antler M. Sliding Wear of Metallic Contacts. *IEEE Transactions on Components, Hybrids, and Manufacturing Technology*. 1981. Vol. 4, № 1. PP. 15–29. doi:10.1109/TCHMT.1981.1135784.

129. Sawa K. Sliding Electrical Contact Wear. Encyclopedia of Tribology. Ред. Wang Q. J., Chung Y.-W. Boston, MA:Springer US, 2013. PP. 3128–3133. doi:10.1007/978-0-387-92897-5\_436.
130. Li Z., Wan Q., Yuan T., Zhang T., Li G., Li H. Effects of Temperature and Heat Input on the Wear Mechanisms of Contact Tube for Non-copper-Coated Solid Wires. Journal of Materials Engineering and Performance. 2019. Vol. 28, № 5. PP. 2788–2798. doi:10.1007/s11665-019-04063-6.
131. Choudhry J., Larsson R., Almqvist A. A Stress-State-Dependent Thermo-Mechanical Wear Model for Micro-Scale Contacts. Lubricants. 2022. Vol. 10, № 9. PP. 223. doi:10.3390/lubricants10090223.
132. Danks D. Tribology of Electrical Contacts. Encyclopedia of Tribology. Ред. Wang Q. J., Chung Y.-W. Boston, MA:Springer US, 2013. PP. 3860–3870. doi:10.1007/978-0-387-92897-5\_1061.
133. Shimizu H., Yokota Y., Mizuno M., Kurokawa T. Wear mechanism in contact tube. Science and Technology of Welding and Joining. 2006. Vol. 11, № 1. PP. 94–105. doi:10.1179/174329306X77885.
134. Adam G., Siewert T. A., Quinn T. P., Vigliotti D. P. Contact tube temperature during GMAW. Welding Journal (Miami, Fla). 2001. Vol. 80, № 12. PP. 37–41.
135. López L. A., Perez G. Y., Garcia F. J., López V. H. Study of GMAW Process Parameters on the Mechanisms of Wear in Contact Tips C12200 Alloy. MRS Proceedings. 2015. Vol. 1766. PP. 53–62. doi:10.1557/opl.2015.412.
136. Kim D. Y., Hwang I. S., Kim D. C., Kang M. J. Gma 용접에서 콘택트 팁 재질에 따른 용접특성 평가. 2014. Vol. 32, № 6. PP. 35–40.
137. Kim I.-G. Effect of wear of Contact Tips to Welding Consumable for Gas Metal Arc Welding. Journal of The Korean Society of Manufacturing Technology Engineers. 2012. Vol. 21, № 6. PP. 860–864. doi:10.7735/ksmte.2012.21.6.860.

138. Park Y. 온톨로지 기반 추론을 이용한 시맨틱 검색 시스템 Copyright (C) 2005 NuriMedia Co., Ltd. 2005. № C. PP. 202–214.
139. Yang H., Ma Z., Lei C., Meng L., Fang Y., Liu J., Wang H. High strength and high conductivity Cu alloys: A review. *Science China Technological Sciences*. 2020. Vol. 63, № 12. PP. 2505–2517. doi:10.1007/s11431-020-1633-8.
140. Dölling J., Henle R., Prah U., Zilly A., Nandi G. Copper-Based Alloys with Optimized Hardness and High Conductivity: Research on Precipitation Hardening of Low-Alloyed Binary CuSc Alloys. *Metals*. 2022. Vol. 12, № 6. PP. 902. doi:10.3390/met12060902.
141. Huang S., Huang W., Xie W., Chen H., Wang H., Yang B. Microstructure and strengthening mechanisms of CuCrZr alloy by two-step thermomechanical treatment. *Journal of Materials Science: Materials in Electronics*. 2020. Vol. 31, № 20. PP. 17798–17809. doi:10.1007/s10854-020-04333-3.
142. Müller J., Grabowski M., Müller C., Hensel J., Unglaub J., Thiele K., Kloft H., Dilger K. Design and Parameter Identification of Wire and Arc Additively Manufactured (WAAM) Steel Bars for Use in Construction. *Metals*. 2019. Vol. 9, № 7. PP. 725. doi:10.3390/met9070725.
143. Sharma R., Reisgen U. Assessment of mechanical properties in high-strength steel weld metals by means of phase transformation temperature. *Welding in the World*. 2018. Vol. 62, № 6. PP. 1227–1236. doi:10.1007/s40194-018-0605-7.
144. Yangfan W., Xizhang C., Chuanchu S. Microstructure and mechanical properties of Inconel 625 fabricated by wire-arc additive manufacturing. *Surface and Coatings Technology*. 2019. Vol. 374, № October 2018. PP. 116–123. doi:10.1016/j.surfcoat.2019.05.079.
145. Ravi G., Murugan N., Arulmani R. Microstructure and mechanical properties of Inconel-625 slab component fabricated by wire arc additive manufacturing. *Materials Science and Technology*. 2020. Vol. 36, № 16. PP. 1785–1795. doi:10.1080/02670836.2020.1836737.

146. International Organization for Standardization (ISO) ISO 25178-2:2021 Geometrical Product Specifications (GPS)—Surface Texture: Areal—Part 2: Terms, Definitions and Surface Texture Parameters. 2021.

147. International Organization for Standardization (ISO) ISO 21920-2:2021 Geometrical product specifications (GPS) — Surface texture: Profile Part 2: Terms, definitions and surface texture parameters. 2021.

148. Ivens G. P. Chemical process dynamics and controls. *The Chemical Engineering Journal*. 1983. Vol. 27, № 2. PP. 120–121.

149. Chiappini F. A., Teglia C. M., Azcarate S. M., Goicoechea H. C. *Fundamentals of Design of Experiments and Optimization: Designs for Factor Screening and Data Analysis in Pre-Response Surface Methodology*. Ред. Breitzkreitz M. C., Goicoechea H. Cham:Springer International Publishing, 2023. PP. 29–45. doi:10.1007/978-3-031-31505-3\_2.

150. Teixeira F. R., Scotti F. M., Jorge V. L., Scotti A. Combined effect of the interlayer temperature with travel speed on features of thin wall WAAM under two cooling approaches. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2023. Vol. 126, № 1–2. PP. 273–289. doi:10.1007/s00170-023-11105-w.

151. Le V. T., Doan Q. T., Mai D. S., Bui M. C., Tran H. S., Tran X. Van, Nguyen V. A. Prediction and optimization of processing parameters in wire and arc-based additively manufacturing of 316L stainless steel. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*. 2022. Vol. 44, № 9. PP. 394. doi:10.1007/s40430-022-03698-2.

152. Dahat S., Hurtig K., Andersson J., Scotti A. A Methodology to Parameterize Wire + Arc Additive Manufacturing: A Case Study for Wall Quality Analysis. *Journal of Manufacturing and Materials Processing*. 2020. Vol. 4, № 1. PP. 14. doi:10.3390/jmmp4010014.

153. Manjhi S. K., Sekar P., Bontha S., Balan A. S. S. Effect of CMT-WAAM Process Parameters on Bead Geometry, Microstructure and Mechanical Properties of AZ31 Mg Alloy. *Journal of Materials Engineering and Performance*. 2023. doi:10.1007/s11665-023-08498-w.

154. Adak D. K., Mukherjee M., Pal T. K. Development of a Direct Correlation of Bead Geometry, Grain Size and HAZ Width with the GMAW Process Parameters on Bead-on-plate Welds of Mild Steel. *Transactions of the Indian Institute of Metals*. 2015. Vol. 68, № 5. PP. 839–849. doi:10.1007/s12666-015-0518-8.

155. Rosli N. Influence of Process Parameter on the Height Deviation of Weld Bead in Wire Arc Additive Manufacturing. 2020. Vol. 10, № 3. PP. 1165–1176. doi:10.24247/ijmperdjun2020101.

156. Lam T. F., Xiong Y., Dharmawan A. G., Foong S., Soh G. S. Adaptive process control implementation of wire arc additive manufacturing for thin-walled components with overhang features. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2020. Vol. 108, № 4. PP. 1061–1071. doi:10.1007/s00170-019-04737-4.

157. Thien A., Saldana C., Kurfess T. The effect of WAAM process parameters on process conditions and production metrics in the fabrication of single-pass multi-layer wall artifacts. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2022. Vol. 119, № 1–2. PP. 531–547. doi:10.1007/s00170-021-08266-x.

158. Wu B., Ding D., Pan Z., Cuiuri D., Li H., Han J., Fei Z. Effects of heat accumulation on the arc characteristics and metal transfer behavior in Wire Arc Additive Manufacturing of Ti6Al4V. *Journal of Materials Processing Technology*. 2017. Vol. 250, № August. PP. 304–312. doi:10.1016/j.jmatprotec.2017.07.037.

159. Montevecchi F., Venturini G., Grossi N., Scippa A., Campatelli G. Idle time selection for wire-arc additive manufacturing: A finite element-based technique. *Additive Manufacturing*. 2018. Vol. 21, № January. PP. 479–486. doi:10.1016/j.addma.2018.01.007.

160. Li C., Gu H., Wang W., Wang S., Ren L., Wang Z., Ming Z., Zhai Y. Effect of Heat Input on Formability, Microstructure, and Properties of Al–7Si–0.6Mg Alloys Deposited by CMT-WAAM Process. *Applied Sciences*. 2019. Vol. 10, № 1. PP. 70. doi:10.3390/app10010070.

161. Pepe N., Egerland S., Colegrove P. A., Yapp D., Leonhartsberger A., Scotti A. Measuring the process efficiency of controlled gas metal arc welding processes.

Science and Technology of Welding and Joining. 2011. Vol. 16, № 5. PP. 412–417. doi:10.1179/1362171810Y.0000000029.

162. Andersson H. Metal Fatigue Principles and Analyses A Compendium. 2021. ISBN 9789189385900.

163. Mikkel Melters Pedersen, mmp@eng.au.dk Department of Engineering – Mechanical Engineering A. U. Introduction to Metal Fatigue. 2018. 91 pp. ISBN 9788792869388.

164. SPECIAL METALS INCONEL G-3. Alloy Digest. 2021. Vol. 70, № 8. doi:10.31399/asm.ad.ni0774.

165. Joshua M. Fody, Christopher G. Lang. Hot Isostatic Pressing for Reduction of Defects in Additively Manufactured Inconel-718 . Nasa. 2021. Vol. 55, № May.

166. Ulibarri Hernández U., Mendiguren J., Galdos L., Ulibarri U., Saenz De Argandoña E., Mendiguren J., Galdos L., Gill I. Comparison between different measuring methods to determine the Young's modulus of Inconel 718 Eneko Sáenz de Argandoña Mondragon Unibertsitatea COMPARISON BETWEEN DIFFERENT MEASURING METHODS TO DETERMINE THE YOUNG'S MODULUS OF INCONEL 718. 2016. № July 2017.

167. SPECIAL METALS INCONEL ALLOY 600. Alloy Digest. 2020. Vol. 69, № 4. PP. 1–18. doi:10.31399/asm.ad.ni0758.

168. Shukla A. Determination of elastic constants of Inconel-625 superalloy, using laser-based ultrasonic. Journal of Theoretical and Applied Physics. 2019. Vol. 13, № 1. PP. 49–54. doi:10.1007/s40094-018-0311-2.

169. O'Brien T. E., Silcox J. W. Nonlinear Regression Modelling: A Primer with Applications and Caveats. Bulletin of Mathematical Biology. 2024. Vol. 86, № 4. PP. 40. doi:10.1007/s11538-024-01274-4.

170. Murphy A. B., Lowke J. J. Heat Transfer in Arc Welding. Handbook of Thermal Science and Engineering. Cham:Springer International Publishing, 2017. PP. 1–72. doi:10.1007/978-3-319-32003-8\_29-1.

171. Senouci A., Zaidi H., Frene J., Bouchoucha A., Paulmier D. Damage of surfaces in sliding electrical contact copper/steel. *Applied Surface Science*. 1999. Vol. 144–145. PP. 287–291. doi:10.1016/S0169-4332(98)00915-5.
172. Archard J. F. Contact and Rubbing of Flat Surfaces. *Journal of Applied Physics*. 1953. Vol. 24, № 8. PP. 981–988. doi:10.1063/1.1721448.
173. Ghatrehsamani S., Akbarzadeh S., Khonsari M. M. Application of Continuum Damage Mechanics to Predict Wear in Systems Subjected to Variable Loading. *Tribology Letters*. 2021. Vol. 69, № 4. PP. 1–9. doi:10.1007/s11249-021-01539-2.
174. Li Q., Wu M., Xue L., Huang J., Hu Z., Xu G., Wu C., Lou X., Yang Y. Controlling CuCrZr alloy properties and microstructure rapidly by pulsed electric treatment (PET). *Journal of Materials Science*. 2024. Vol. 59, № 11. PP. 4680–4699. doi:10.1007/s10853-024-09516-5.
175. Belyaeva A. I., Galuza A. A., Khaimovich P. A., Kolenov I. V., Savchenko A. A., Ryzhkov I. V., Shtan' A. F., Solodovchenko S. I., Shulgin N. A. Effect of quasi-hydrostatic extrusion on microhardness in CuCrZr alloy. *Problems of Atomic Science and Technology*. 2015. Vol. 95, № 1. PP. 170–173.
176. Hamrani A., Agarwal A., Allouhi A., McDaniel D. Applying machine learning to wire arc additive manufacturing: a systematic data-driven literature review. *Journal of Intelligent Manufacturing*. 2023. doi:10.1007/s10845-023-02171-8.

**ДОДАТОК А ФРАГМЕНТ НАЯВНИХ ДАНИХ ТА РЕЗУЛЬТАТІВ  
ОБЧИСЛЕНЬ ЗНАЧЕНЬ ВІДХИЛЕНЬ ДРОТУ D**

$R$ , мм	$W'$ , мм	$D$ , мм	$D_{NN}$ , мм
200	0,05	0,92	0,929514622
200	0,1	1,08	1,056281087
200	1,65	3,87	3,862643104
200	1,7	3,94	3,934679753
200	2,45	5,03	5,015229488
300	0,1	0,81	0,819390018
300	0,15	0,94	0,915454401
300	0,2	1,05	1,011518784
300	1,65	3,38	3,331674391
300	1,7	3,45	3,403710712
400	1,2	2,48	2,464859787
400	1,25	2,55	2,533284455
400	1,3	2,62	2,601709123
400	2,3	3,97	3,970202161
400	2,35	4,03	4,038627486
500	1,6	2,86	2,785986643
500	1,65	2,93	2,854411311
500	1,7	2,99	2,922835816
500	2,85	4,46	4,496603515
500	2,9	4,52	4,565028183

**ДОДАТОК Б ЗНАЧЕННЯ ВАГОВИХ КОЕФІЦІЄНТІВ  $W_{KNL}$  НЕЙРОМЕРЕЖЕВОЇ МОДЕЛІ NN2 ДЛЯ  
ВИЗНАЧЕННЯ СИЛИ КОНТАКТНОЇ ВЗАЄМОДІЇ  $F$**

Номер шару $k$	Номер зв'язку $l$ до нейрону $n$ на шарі $k$	Номер нейрону $n$ на шарі $k$										
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	
1	1	-0.05788773	0.49828082	0.2590296	-0.71392065	0.0763374	0.15087515	-0.19101536	0.30084872	-0.09783849	-0.00781487	
	2	-0.03625149	-0.27983636	-0.68939686	0.8224128	-0.10830911	0.04840085	0.01956308	-0.56624347	0.04666263	0.07473895	
	3	-0.01034492	0.21151398	-0.68853545	0.10937593	0.7946908	1.7018254	-4.419553	-0.03339075	-0.28606522	-5.1897826	
	0	0	-0.00332917	-0.26175368	0.05112704	-0.10023763	-0.02157434	0.0707299	0.06780369	-0.04759153	0.033966	
2	1	-0.38488653	0.37797582	-0.36713406								
	2	0.3567202	0.20613128	0.69776005								
	3	-0.00679058	0.45054868	-0.25190264								
	4	0.36759952	0.7889297	-0.207351								
	5	-0.18811104	0.6668419	-0.70093244								
	6	0.3620526	-0.3603369	0.889383								
	7	-2.6017485	1.379364	-0.46042308								
	8	0.17047498	-0.3089598	0.3837846								
	9	0.53584534	-0.1984747	0.567865								
	10	-1.1867259	2.1795037	1.4716552								
	0	0.03289054	0.07692657	-0.03292621								
3	1	-1.0912954										
	2	0.83867955										
	3	0.5297525										
	0	0.04769822										

**ДОДАТОК В ФРАГМЕНТ НАЯВНИХ ДАНИХ ТА РЕЗУЛЬТАТІВ  
ОБЧИСЛЕНЬ ЗНАЧЕНЬ СИЛИ КОНТАКТНОЇ ВЗАЄМОДІЇ F**

$R$ , мм	$EI$ , ГПа×мм <sup>4</sup>	$W'$ , мм	$F$ , Н	$F_{NN}$ , Н
200	3,418	2,65	0,30306	0,358193
200	3,619	1	0,52154	0,540952
200	3,82	0,05	2,3894	2,439826
200	4,021	0	10,379	10,0268
200	4,021	0,65	0,7186	0,863992
300	4,222	0,65	0,41068	0,444667
300	8,345	0,05	2,7888	2,655531
300	8,345	1,05	0,63875	0,582094
300	8,836	0,05	2,9527	2,824696
300	8,836	1,45	0,57566	0,565986
400	3,619	2,2	0,12436	0,1445
400	4,021	0,85	0,22218	0,285908
400	4,222	0	5,4421	5,705882
400	8,836	0,25	0,89918	0,842508
400	10,308	1,1	0,50069	0,528637
500	3,418	0,65	0,15434	0,147019
500	3,82	0,3	0,25368	0,259161
500	4,021	0,45	0,21842	0,190942
500	4,021	1,55	0,11775	0,089566
500	8,836	1,45	0,31205	0,302326

**ДОДАТОК Г ЗНАЧЕННЯ ВАГОВИХ КОЕФІЦІЄНТІВ  $W_{KNL}$   
 НЕЙРОМЕРЕЖЕВОЇ МОДЕЛІ NN3 ДЛЯ ВИЗНАЧЕННЯ ЗАЛЕЖНОСТІ  
 $W=F(L,F,H)$**

Номер шару $k$	Номер зв'язку $l$ до нейрону $n$ на шарі $k$	Номер нейрону $n$ на шарі $k$		
		1	2	3
1	1	0.17951712	0.63997066	-0.13928147
	2	-0.60714877	-0.8084038	0.06203498
	3	-0.66008043	-0.92432785	0.5251437
	0	0.0040691	0.0278691	0.13206567
2	1	0.99603856		
	2	0.8138595		
	3	0.6810715		
	0	0.08710752		

**ДОДАТОК Д ФРАГМЕНТ НАЯВНИХ ДАНИХ ТА РЕЗУЛЬТАТІВ  
ОБЧИСЛЕНЬ ЗНАЧЕНЬ ВЕЛИЧИНИ W**

L, м	F, Н	H, HV	W, мм	W <sub>NN</sub> , мм
0	8.8593	419	0.52	0.513605817
5	2.1381	419	0.74	0.728632702
10	1.5291	419	0.9	0.885437175
15	1.2412	419	1.04	1.030580443
20	1.0979	419	1.16	1.168817664
25	0.98146	419	1.28	1.254245015
30	0.89845	419	1.39	1.395853394
35	0.82955	419	1.5	1.521549035
40	0.7782	419	1.6	1.591158241
45	0.73379	419	1.7	1.7196867
50	0.69502	419	1.8	1.809420733
55	0.66378	419	1.89	1.894318933
60	0.6357	419	1.98	1.956264396
65	0.61081	419	2.07	2.071698096
70	0.58862	419	2.16	2.18357148
390	0.34692	443	4.27	4.250829257
395	0.34385	443	4.33	4.33094682
400	0.34091	443	4.39	4.41571627
405	0.33799	443	4.46	4.455551777
410	0.33521	443	4.52	4.511530672

## ДОДАТОК Е ВИСНОВОК ПРО ПРИЙНЯТТЯ ДО ВПРОВАДЖЕННЯ



«Затверджую»

Директор ТОВ «ТРИАДА ЛТД КО»  
Кирило КРАСНОСЕЛЬСЬКИЙ

## ВИСНОВОК

про прийняття до впровадження результатів дисертаційної роботи аспіранта  
НУ «Запорізька політехніка» Дениса Молочкова у ТОВ «ТРИАДА ЛТД КО»

**Назва розробки:** науково-експериментальна методика компенсації відхилення присадного дроту від центральної точки інструменту в процесі 3Д-друку на основі електродугового зварювання плавким електродом.

**Мета розробки:** зменшення відхилення форми деталей і покращення стабільності 3Д-друку на основі електродугового зварювання плавким електродом.

**Опис розробки:** присадний дріт в процесі 3Д-друку на основі електродугового зварювання плавким електродом є кінцевим елементом ланцюга передачі теплової енергії і присадного матеріалу до вирощуваної деталі, тож його стабільне положення як частини інструменту і відповідність кінематичній моделі робота визначає точність і стабільність процесу 3Д-друку. В основу запропонованої методики компенсації відхилення присадного дроту покладені математичні моделі зношування контактної наконечника. Отримані моделі з використанням програмних засобів промислових контролерів дозволяють розраховувати і компенсувати відхилення присадного дроту від центральної точки інструменту. В результаті впровадження було усунуто дефект форми деталі, викликаний відхиленням дроту, а також подвоєно час роботи контактних наконечників.

**Висновок:** розроблена науково-експериментальна методика прийнята для впровадження у лабораторії 3Д-друку ТОВ «ТРИАДА ЛТД КО» для зменшення відхилень форми вирощуваних деталей і подовження терміну використання зношуваних частин зварювального пальника.

ТОВ «ТРИАДА ЛТД КО»

Головний технолог

Сергій КОВАЛКО

НУ «Запорізька політехніка»

Керівник робіт, доц., к.т.н.

Руслан КУЛИКОВСЬКИЙ

Виконавець робіт, аспірант

Денис МОЛОЧКОВ