

Національний технічний університет України  
«Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського»  
Міністерство освіти і науки України

Національний технічний університет України  
«Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського»  
Міністерство освіти і науки України

Кваліфікаційна наукова  
праця на правах рукопису

**УСТИМЕНКО ПАВЛО РОМАНОВИЧ**

УДК 621.791.05:539.4.014.13

**ДИСЕРТАЦІЯ**

**Напружено-деформований стан зварного з'єднання за електродинамічної  
обробки**

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

\_\_\_\_\_ П.Р. Устименко

Науковий керівник:

Сидоренко Юрій Михайлович  
доктор технічних наук, професор

Київ – 2023

## АНОТАЦІЯ

Устименко П.Р. Напружено-деформований стан зварного з'єднання за електродинамічної обробки. – Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.

Дисертація на здобуття наукового ступеня доктора філософії в галузі знань 13 – Механічна інженерія за спеціальністю 131 – Прикладна механіка. – Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського», Київ, 2023.

Дисертація присвячена дослідженню впливу електродинамічної обробки (ЕДО), зокрема її динамічної складової, за різних технологічних режимів на напружено-деформований стан (НДС) модельного стикового зварного з'єднання з алюмінієвого сплаву АМгб за допомогою розроблених математичного та експериментальних методів. Чисельним методом було проведено оцінку впливу швидкості руху електрода-ударника, його форми, величини початкового розтягу модельного зварного з'єднання; використання між місцем обробки та електродом-ударником мідної підкладки-посередника та впливу підвищених температур на напружено-деформований стан з'єднання. Експериментальними методами було проведено визначення параметрів НДС модельного зварного з'єднання при застосуванні ЕДО в умовах попереднього підігріву та при застосуванні ЕДО в процесі його створення.

Зміст роботи складається з чотирьох розділів, у яких викладено та обґрунтовано основні результати дисертаційної роботи.

**У вступі** обґрунтовано актуальність теми дисертації, поставлені мета та задачі дослідження, наведені методи дослідження, сформульовані наукова новизна та практична цінність.

**У першому розділі** показана актуальність проблеми виникнення та керування залишковими напруженнями у зварних з'єднаннях. На основі проведеного літературного огляду наведено основні методи визначення напружено-деформованого стану у машинобудівних конструкціях. Розглянуто існуючі методи регулювання напружено-деформованого стану у зварних з'єднаннях, і визначено, що одним з перспективних методів регулювання є електродинамічна обробка. Показано сучасний стан методів математичного моделювання, що дозволяють визначати

напружено-деформований стан конструкцій та оцінювати ефективність методів його регулювання, зокрема електродинамічної обробки та її динамічної складової як окремої частини.

На основі проведеного огляду сформульовано мету та задачі дослідження.

**Другий розділ** присвячено опису створення методу визначення напружено-деформованого стану модельного стикового зварного з'єднання за дії динамічної складової електродинамічної обробки на основі математичної моделі процесу ударної взаємодії електрода-ударника зі з'єднанням у двовимірних та тривимірній постановках.

Методом скінченних елементів у вигляді явного динамічного аналізу з використанням лагранжевого підходу розв'язувалася система рівнянь, що описує поведінку суцільного середовища під дією зовнішнього навантаження, зокрема рівняння збереження енергії, рівняння нерозривності, збереження кількості руху середовища, а також співвідношення пластичної течії Прандтля-Рейсса. Математичною моделлю матеріалів, що описує їх ударну взаємодію, було прийнято ідеально пружно-пластичну модель.

Експериментально визначено механічні характеристики алюмінієвого сплаву АМг6 для задання параметрів математичної моделі матеріалу зварного з'єднання (модельних пластин).

Проведено оцінку точності розробленого методу визначення НДС модельного стикового зварного з'єднання в умовах її ударної взаємодії з електродом-ударником на швидкостях до 10м/с шляхом порівняння з експериментальними даними динамічної складової електродинамічної обробки ненапруженої модельної пластини з АМг6. Встановлено, що середнє відхилення експериментальних та математичних результатів не перевищує 15%.

Окремо було розглянуто питання впливу розміру скінченного елемента та геометричних розмірів модельного зварного з'єднання на точність отриманих результатів у порівнянні з даними експерименту.

**В третьому розділі** дисертаційної роботи на основі створеного методу представлено математичну оцінку впливу на напружено-деформований стан

модельного зварного з'єднання таких параметрів технологічного процесу електродинамічної обробки як початкова швидкість електрода-ударника, його форма, використання мідної підкладки-посередника, початкових напружень розтягу та температури.

З метою оцінки впливу початкової швидкості електрода-ударника та його форми на НДС модельного зварного з'єднання після застосування ударної складової ЕДО розглядалася задача ударної взаємодії на швидкості від 1м/с до 10м/с зварного з'єднання з АМг6 товщиною 4мм і електрода-ударника вісесиметричної (циліндричної) форми з округлою формою торцевої поверхні та електрода-ударника у формі чотирикутної призми зі округленою боковою поверхнею. За результатами проведених досліджень встановлено математичні залежності, що описують тривалість контакту між тілами в залежності від швидкості їхньої взаємодії, встановлено особливості формування по товщині з'єднання зони ефективних пластичних деформацій і відповідно розподілу значень компонент напруженого стану  $\sigma_x$  та  $\sigma_y$ . Визначено, що ефективний вплив ударної обробки (динамічна складова ЕДО) на початкові значення компонент напружень розтягу як  $\sigma_x$  так і  $\sigma_y$ , що виникають у зварному з'єднанні, формується у випадку використання електрода-ударника вісесиметричної (циліндричної) форми з округлою формою торцевої поверхні на швидкості 5...10м/с.

З метою оцінки впливу мідної підкладки-посередника, встановленої між модельним зварним з'єднанням та електродом-ударником, на НДС з'єднання після застосування ударної складової ЕДО розглядалася задача ударної взаємодії на швидкості 5м/с електрода-ударника вісесиметричної (циліндричної) форми з округлою формою торцевої поверхні, мідної підкладки-посередника товщиною 1мм та модельного зварного з'єднання з АМг6 товщиною 4мм.

За результатами проведеної роботи набула подальшого розвитку методика оцінки впливу використання мідної підкладки-посередника на формування залишкових напружень у зварних з'єднаннях після електродинамічної обробки та було встановлено, що її використання дозволяє за рахунок перерозподілу та зменшення величини пластичних деформацій по контактній поверхні з'єднання зі



збереженням характеру розподілу напружень по його товщині зменшити як глибину вм'ятини в з'єднанні на 20...30%, так і величину опуклості лицьової поверхні з'єднання більш ніж у 3 рази.

З метою оцінки впливу початкового розтягу модельного зварного з'єднання на її НДС після застосування ударної складової ЕДО розглядалася задача ударної взаємодії на швидкості 5м/с електрода-ударника вісесиметричної (циліндричної) форми з округлою формою торцевої поверхні та модельного зварного з'єднання з АМгб товщиною 4мм до якого прикладалося початкове напруження розтягу у двох напрямках: 1. перпендикулярно лінії зварного шва зі значеннями напруження  $\sigma_x=0$ , 50, 100 та 150МПа. 2. вздовж лінії зварного шва зі значенням  $\sigma_y=50$ МПа, яке створювалося у з'єднанні одночасно з напруженням  $\sigma_x=150$ МПа.

За результатами проведеного дослідження встановлено закономірності, що описують за лінійним законом зміну значень тривалості контакту між тілами, глибини вм'ятини в з'єднанні та ефективних пластичних деформацій на лицьовій і тильній поверхнях з'єднання по лінії удару від величини початкових напружень розтягу. Встановлено, що збільшення величини початкових напружень розтягу модельного зварного з'єднання  $\sigma_x$  до 150МПа не змінює значення радіусу вм'ятини в ньому, вирівнює розподіл значень ефективних пластичних деформацій по товщині з'єднання, але знижує підсумкові значення компонент напружень НДС до 30%. Додавання до компоненти початкового розтягу модельного зварного з'єднання  $\sigma_x$ , що дорівнює 150МПа, іншої компоненти НДС  $\sigma_y$  зі значенням 50МПа має несуттєвий вплив на зміну НДС з'єднання.

З метою оцінки впливу температури модельного зварного з'єднання на його НДС після застосування ударної складової ЕДО розглядалася задача ударної взаємодії на швидкості 5м/с електрода-ударника вісесиметричної (циліндричної) форми з округлою формою торцевої поверхні та модельного зварного з'єднання з АМгб товщиною 4мм температура якого змінювалася від 20°C до 150°C і вище до 300°C.

З експериментальних даних відомо, що збільшення температури зварного з'єднання з алюмінієвого сплаву АМгб супроводжується зміною механічних характеристик матеріалу та величини початкових напружень у з'єднанні. Таким

чином, розв'язок поставленої задачі проводилося за допомогою розробленого методу шляхом врахування в математичній моделі процесу значень відповідних параметрів.

За результатами проведених досліджень показано, що незважаючи на суттєве зростання ширини та глибини вм'ятини у модельному зварному з'єднанні, збільшення величини його початкової температури до 300°C в процесі ударної взаємодії з електродом-ударником циліндричної форми дозволяє в зоні обробки (в межах контуру поперечного перерізу ударника) ефективно регулювати початкові зварні напруження шляхом їх перетворення в практично рівномірний розподіл напружень стиску.

**У четвертому розділі** наводиться експериментальна оцінка ефективності застосування електродинамічної обробки стикових зварних з'єднань зі сплаву АМгб в умовах підвищених температур.

Запропоновано методику локального підвищення температури готового зварного з'єднання за допомогою технологічного фену та контролю значення температури інфрачервоним термометром для дослідження електродинамічної обробки при температурі 150°C.

Встановлено, що електродинамічна обробка центру зварного з'єднання в умовах його супутнього підігріву є більш ефективною для регулювання залишкових напружень в центрі шва і менш ефективною – по лінії сплавлення у порівнянні з електродинамічною обробкою без підігріву.

Досліджено електродинамічну обробку стикового зварного з'єднання пластини з АМгб в процесі зварювання при температурі 150°C шляхом проведення обробки на певній відстані за зварювальним пристроєм.

Доведено, що застосування електродинамічної обробки металу шва, яка виконується в єдиному процесі синхронно із дуговим зварюванням, є більш ефективним у порівнянні із роздільною ЕДО після зварювання, що виражається в більш рівномірному розподілі значень параметрів залишкового напружено-деформованого стану готового зварного з'єднання на тлі більшого (до 70...80%) зниження рівня залишкових зварювальних напружень розтягу в шві.

Доведено, що ЕДО зразків стикових з'єднань зі сплаву АМгб1 в процесі зварювання підвищує точність їх виготовлення, що характеризується зниженням рівня їх залишкового поздовжнього жолоблення у порівнянні із ЕДО після зварювання.

**Ключові слова:** математичне моделювання, залишкові напруження, напружено-деформований стан, вид напруженого стану, прогнозування, метод скінченних елементів, пластичні деформації, деформаційні моделі, підвищена температура, зварні з'єднання, електродинамічна обробка, спільне силове і термічне навантаження, ударна взаємодія, алюмінієвий сплав.

## SUMMARY

Ustymenko P.R. Stress-strain state of welded joints during electrodynamic treatment.  
– scientific work on manuscript rights.

Thesis for the scientific degree of the doctor of philosophy, the field of study 13 – Mechanical engineering, program subject area 131 – Applied Mechanics. – National Technical University of Ukraine “Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute”, Kyiv, 2023.

The dissertation is devoted to the research of the influence of electrodynamic treatment (EDT), in particular its dynamic component, under different technological modes on the stress-strain state (SSS) of a model butt welded joint made of aluminium alloy AMg6 using the developed mathematical and experimental methods. The numerical method was used to evaluate the effect of the speed of the impactor electrode, its shape, the value of the initial tension of the model welded joint; the use of a copper substrate-mediator between the processing site and the impactor electrode; and the effect of elevated temperatures on the stress-strain state of the joint. Experimental methods were used to determine the parameters of the SSS of a model welded joint when using EDT under preheating conditions and when using EDT in the process of its creation.

The content of the work consists of four chapters, in which the main results of the dissertation are presented and substantiated.

**The introduction** substantiates the relevance of the thesis topic, sets the research goal and objectives, presents the research methods, and formulates the scientific novelty and practical value.

The **first chapter** shows the relevance of the problem of residual stresses in welded joints and their treatment. Based on the literature review, the main methods for determining the stress-strain state in engineering structures are presented. The existing methods for regulating the stress-strain state in welded joints are considered, and it is determined that electrodynamic treatment is one of the perspective methods of regulation. The current state of mathematical modelling methods is shown, which allow determining the stress-strain state of engineering structures and evaluating the effectiveness of methods of its regulation, in particular, electrodynamic treatment and its dynamic component as a separate part.

Based on the review, the research goal and objectives are formulated.

**Chapter 2** describes the development of a method for determining the stress-strain state of a model butt welded joint under the influence of the dynamic component of electrodynamic treatment based on a mathematical model of the process of impact interaction between the impactor electrode and the joint in two-dimensional axisymmetric and plane-symmetric, as well as in three-dimensional formulations.

The system of equations describing the behaviour of a continuous medium under the action of an external load, including the energy conservation equation, the continuity equation, the conservation of the amount of medium motion, and the Prandtl-Reiss plastic flow relation, was solved by the finite element method in the form of explicit dynamic analysis using the Lagrangian approach. The mathematical model of materials that describes their impact interaction is the ideal elastic-plastic model.

The mechanical characteristics of experimental samples of AMg6 aluminium alloy were determined by experimental fracture of the samples to set the material properties of the model welded joint (model plates).

The accuracy of the developed method for determining the SSS of a model butt welded joint under conditions of its impact interaction with an impactor electrode at speeds up to 10 m/s was evaluated by comparing the dynamic component of the electrodynamic treatment of an unstressed model plate made of AMg6 with experimental data and found that the average deviation of experimental and mathematical results does not exceed 15%.

The influence of the finite element size and the geometric dimensions of the model welded joint on the accuracy of the results obtained in comparison with the experimental data was considered separately.

**Chapter 3** of the thesis presents a mathematical assessment of the influence of such parameters of the electrodynamic processing process as the initial speed of the impactor electrode, its shape, the use of a copper substrate, initial tensile stresses, and temperature on the stress-strain state of a model welded joint based on the developed method.

In order to evaluate the effect of the initial speed of the striking electrode and its shape on the SSS of a model welded joint after applying the dynamic component of EDT, the problem of impact interaction at a speed of 1 m/s to 10 m/s of a model welded joint made of AMg6 with a thickness of 4 mm and an axisymmetric (cylindrical) impactor electrode

with a rounded end surface and an impactor electrode in the form of a quadrangular prism with a rounded side surface was considered. Based on the results of the studies, mathematical dependencies describing the duration of contact between bodies depending on the speed of their interaction were established, and the peculiarities of the formation of the zone of effective plastic deformation along the thickness of the joint and, accordingly, the distribution of the values of the stress components  $\sigma_x$  and  $\sigma_y$  were determined. It was found that the effective control by shock treatment (dynamic component of EDT) of the initial values of the tensile stress components  $\sigma_x$  and  $\sigma_y$  arising in the welded joint should be carried out by an axisymmetric (cylindrical) impactor electrode with a rounded end surface at a speed of 5...10 m/s.

In order to evaluate the effect of the copper plate intermediary installed between the model welded joint and the impactor electrode on the SSS of the joint after applying the impact component of EDT, the problem of impact interaction at a speed of 5 m/s of an axisymmetric (cylindrical) impactor electrode with a rounded end surface, a copper plate intermediary with a thickness of 1 mm, and a model welded joint made of AMg6 with a thickness of 4 mm was considered.

Based on the results of the work, the methodology for assessing the effect of using a copper substrate-mediator on the formation of residual stresses in welded joints after electrodynamic treatment was further developed and it was found that its use allows, due to redistribution and reduction of plastic deformations along the contact surface of the joint while maintaining the nature of stress distribution along its thickness, to reduce both the depth of the dent in the joint by 20...30% and the size of the convexity of the front surface of the joint by more than 3 times.

In order to assess the effect of the initial tensile strain of a model welded joint on its SSS after applying the impact component of EDT, we considered the problem of impact interaction at a speed of 5 m/s of an axisymmetric (cylindrical) electrode with a rounded end surface and a model welded joint made of AMg6 with a thickness of 4 mm to which an initial tensile stress was applied in two directions 1. perpendicular to the weld line with stress values  $\sigma_x=0, 50, 100$  and  $150$  MPa. 2. along the weld line with a value of  $\sigma_y=50$  MPa, which was created in the joint simultaneously with a stress of  $\sigma_x=150$  MPa.

Based on the results of the study, regularities were established that describe, according to a linear law, the change in the duration of contact between bodies, the depth of the dent in the joint, and the effective plastic deformations on the front and back surfaces of the joint along the impact line from the value of the initial tensile stresses. It has been established that increasing the value of the initial tensile stresses of the model welded joint  $\sigma_x$  to 150 MPa does not change the value of the dent radius in it, equalizes the distribution of effective plastic deformations along the thickness of the joint, but reduces the effectiveness of combating the stress components of the SSS by 30%. The addition of another stress component  $\sigma_y$  with a value of 50 MPa to the initial tensile component of the model welded joint  $\sigma_x$ , equal to 150 MPa, has an insignificant effect on the change in the stress of the joint.

In order to assess the effect of the temperature of a model welded joint on its SSS after applying the impact component of EDT, the problem of impact interaction at a speed of 5 m/s of an axisymmetric (cylindrical) electrode with a rounded end surface and a model welded joint made of AMg6 with a thickness of 4 mm, the temperature of which varied from 20 °C to 150 °C and above to 300 °C, was considered.

From the experimental data obtained by scientists at the E.O. Paton Institute of Electric Welding of the National Academy of Sciences of Ukraine, it is known that an increase in the temperature of a welded joint made of AMg6 aluminum alloy is accompanied by a change in the mechanical characteristics of the material and a change in the value of the initial stresses in the joint. Thus, the solution to the problem was carried out using the developed method by taking into account the values of the relevant parameters in the mathematical model of the process.

According to the results of our research, it is shown that despite a significant increase in the width and depth of the dent in the model welded joint, an increase in its initial temperature to 300°C during impact interaction with a cylindrical-shaped striking electrode allows the processing zone (within the contour of the striker's cross-section) to effectively control the initial welded stresses by converting them into an almost uniform distribution of compressive stresses.

**Chapter 4** presents an experimental evaluation of the effectiveness of electrodynamic treatment of butt-welded joints made of AMg6 alloy at elevated temperatures.

A methodology for locally increasing the temperature of the finished welded joint using a production dryer and monitoring the temperature value with an infrared thermometer to study electrodynamic treatment at a temperature of 150°C is proposed.

It was found that electrodynamic treatment of the center of the welded joint under conditions of its accompanying heating is more effective for regulating residual stresses in the center of the weld and less effective along the fusion line compared to electrodynamic treatment without heating.

The electrodynamic treatment of a butt welded joint of an AMg6 plate in the process of welding at a temperature of 150°C was investigated by performing the treatment at a certain distance behind the welding device.

It is proved that the use of electrodynamic treatment of weld metal, which is performed in a single process in synchrony with arc welding, is more effective compared to separate EDT after welding, which is expressed in a more optimal residual stress-strain state of the finished welded joint.

It has been proven that EDT of AMg61 alloy butt joint samples during welding improves the accuracy of their manufacture, which is characterized by a decrease in the level of their residual longitudinal warping compared to EDT after welding.

**Key words:** mathematical modeling, residual stresses, stressed-strained state, type of stress state, forecasting, finite element method, plastic deformations, deformation models, elevated temperatures, welded joints, electrodynamic treatment, joint power and thermal load, impact interaction, aluminum alloy.



## Список опублікованих праць за темою дисертації

1. Л. М. Лобанов, М. О. Пашин, О. Л. Міходуй, П. В. Гончаров, Ю. М. Сидоренко та **П. Р. Устименко**, "Моделювання напружено-деформованих станів сплаву АМГ6 внаслідок ударної дії електрода-індентора при електродинамічній обробці", Автоматичне зварювання, № 6, с. 3-12, 2021. [Електронний ресурс]. Доступно: <https://doi.org/10.37434/as2021.06.01> (Особистий внесок автора полягає у проведенні чисельних розрахунків та їх аналізі).
2. L. M. Lobanov, M. O. Pashchyn, O. L. Mikhodui, P. V. Goncharov, Y. M. Sydorenko and **P. R. Ustymenko**, "Influence of the Accompanying Heating on the Efficiency of Electrodynamic Treatment of AMg6 Aluminum Alloy Welded Joints", Strength Mater., vol. 53, no. 2, pp. 222–226, March. 2021. [Online]. Available: <https://doi.org/10.1007/s11223-021-00278-y> (Особистий внесок автора полягає у проведенні чисельних розрахунків та їх аналізі та участі у проведенні експерименту).
3. Л. М. Лобанов, М. О. Пашин, О. Л. Міходуй, П. В. Гончаров, А. В. Завдовєєв та **П. Р. Устименко**, "Електродинамічна обробка зварних з'єднань алюмінієвого сплаву АМГ6 в процесі нагріву металу шва", Автоматичне зварювання, № 4, с. 3-7, 2022. [Електронний ресурс]. Доступно: <https://doi.org/10.37434/as2022.04.01> (Особистий внесок автора полягає у проведенні чисельних розрахунків, їх аналізі та участі в проведенні експерименту).
4. Л. М. Лобанов, М. О. Пашин, О. Л. Міходуй, А. А. Гринюк, Є. В. Ілляшенко, П. В. Гончаров, В. В. Савицький, Ю. М. Сидоренко та **П. Р. Устименко**, "Розрахункова оцінка напружено-деформованих станів зварних з'єднань із алюмінієвого сплаву АМГ61 під дією електродинамічної обробки металу шва в процесі зварювання плавленням", Автоматичне зварювання, № 7, с. 3-8, 2022. [Online]. Available: <https://doi.org/10.37434/as2022.07.01> (Особистий внесок автора полягає у проведенні чисельних розрахунків та їх аналізі).
5. Л. М. Лобанов, В. М. Коржик, М. О. Пашин, О. Л. Міходуй, А. А. Гринюк, Є. В. Ілляшенко, П. В. Гончаров та **П. Р. Устименко**, "Бездеформаційне зварювання TIG сплаву АМГ6 із застосуванням електродинамічної обробки металу шва", Автоматичне зварювання, № 8, с. 14-19, 2022. [Електронний ресурс]. Доступно:

<https://doi.org/10.37434/as2022.08.02> (Особистий внесок автора полягає у обробці експериментальних даних та порівнянні їх з розрахунковими).

6. Л. М. Лобанов, М. О. Пашчин, О. Л. Миходуй, А. А. Гринюк, П. В. Гончаров, А. О. Альошин, Т. Г. Соломійчук, Ю. М. Сидоренко, **П. Р. Устименко** та Yuhui Yao, "Вплив форми електрода на напружено-деформований стан сплаву АМг6 при його електродинамічній обробці", *Автоматичне зварювання*, № 9, с. 5-11, 2022. [Електронний ресурс]. Доступно: <https://doi.org/10.37434/as2022.09.01> (Особистий внесок автора полягає у проведенні чисельного розрахунку ударної взаємодії при електродинамічній обробці, аналізі та оформленні експериментальних даних щодо електродинамічної обробки та їх аналізі).

7. L. M. Lobanov, M. O. Pashchyn, O. L. Mikhodui, Y. M. Sydorenko and **P. R. Ustymenko**, "Stress-Strain State of Welded Joints of AMg6 Alloy after Electrodynamic Treatment During Welding", *Strength Mater.*, vol. 54, no. 6, pp. 983–996, Feb. 2023. [Online]. Available: <https://doi.org/10.1007/s11223-023-00474-y> (Особистий внесок автора полягає у проведенні чисельних розрахунків, їх аналізі та участі в проведенні експерименту).

8. L. M. Lobanov, **P. R. Ustymenko**, Yu. M. Sydorenko and M. O. Pashchyn, "Progressive technologies of electrophysical treatment for regulation of stress-strain states of elements of welded structures", *Mech. Adv. Technol.*, vol. 7, no. 1, pp. 106–112, 2023. [Online]. Available: <https://doi.org/10.20535/2521-1943.2023.7.1.277617> (Особистий внесок автора полягає у проведенні чисельного розрахунку ударної взаємодії при електродинамічній обробці, аналізі та оформленні експериментальних даних щодо електродинамічної обробки та їх аналізі).

9. **P. R. Ustymenko**, Y. M. Sydorenko, M. O. Pashchyn, O. L. Mikhodui and A. M. Babak, "Effect of the Impacting Electrode Shape on the Stress-Strain State of a Plate After Using the Dynamic Component of Electrodynamic Treatment", *Strength Mater.*, vol. 55, no. 3, pp. 525–533, Jule. 2023. [Online]. Available: <https://doi.org/10.1007/s11223-023-00545-0> (Особистий внесок автора полягає у проведенні чисельного розрахунку та його аналізі).

10. **П. Р. Устименко**, Ю. М. Сидоренко та М. О. Пашин, "Напружено-деформований стан пластини товщиною 4 мм зі сплаву АМгб від ударного впливу електрода-індентора в умовах підвищених температур", у «Прогрес. техніка, технологія та інж. освіта», Київ, Україна, 6–9 жовт. 2020. Київ: НТУУ "КПІ ім. Ігоря Сікорського", 2020, с. 80–83 (*Особистий внесок автора полягає у проведенні чисельних розрахунків та їх аналізі*).

11. М. О. Пашин, П. В. Гончаров, Н. Л. Тодорович, Ю. М. Сидоренко та **П. Р. Устименко**, "Розробка комбінованої технології бездеформаційного зварювання алюмінієвих сплавів на основі дії зовнішніх енергетичних впливів", у «Інновац. технології та інжиніринг у зварюванні», Київ, Україна, 27–28 трав. 2021. Київ: НТУУ "КПІ ім. Ігоря Сікорського", 2021, с. 98–101. (*Особистий внесок автора полягає у описі математичної моделі для прогнозування електродинамічної обробки*).

12. **П. Р. Устименко**, "Чисельне моделювання електродинамічної обробки зварного шва як метод визначення залишкових напружень", у НТКП ВНТУ-2022, Вінниця, Україна, 31 трав. 2022. Вінниця: ВНТУ, 2022, с. 2532–2534.

13. **P. Ustymenko** and Y. Sydorenko, "Mathematical Assessment Of The Influence Of The Use Of A Copper Substrate-Witness On The Stress-Straine State Of A Plate Processed By A Dynamic Component Of Electrodynamic Treatment", in Modern global methods develop. scientific thought, Florence, Italy, 25–28 Oct. 2022, pp. 584–586. [Online]. Available: <https://doi.org/10.46299/ISG.2022.2.5> (*Особистий внесок автора полягає у проведенні чисельних розрахунків та їх аналізі*).

14. **P. Ustymenko** and Y. Sydorenko, "Influence Of The Shape Of The Impactor Electrode On The Stress-Strain State Of The Plate After Processing Of Dynamic Component Electro-Dynamic Treatment", in Multidisciplinary scientific notes. Theory, hist. pract., Edmonton, Canada, 1–4 Nov. 2022, pp. 670–673. [Online]. Available: <https://doi.org/10.46299/ISG.2022.2.6> (*Особистий внесок автора полягає у проведенні чисельних розрахунків та їх аналізі*).

15. **П. Р. Устименко**, Ю. М. Сидоренко та М. О. Пашин, "Вплив форми електрода-ударника на напружено-деформований стан пластини після застосування динамічної складової електродинамічної обробки", у Конф. ЗТД-2022 ІЕЗ ім. Є.О.

Патона, Київ, Україна, 17 листоп. 2022. Київ: Інститут електрозварювання ім. Є.О. Патона, 2022, с. 60. *(Особистий внесок автора полягає у проведенні чисельних розрахунків та їх аналізі).*

16. Л. М. Лобанов, **П. Р. Устименко**, Ю. М. Сидоренко та М. О. Пашин, "Прогресивні технології електрофізичної обробки для регулювання напружено-деформованих станів елементів зварних конструкцій", у Прогрес. техніка, технологія та інж. освіта, Київ, Україна, 1 черв. 2023. Київ: НТУУ "КПІ ім. Ігоря Сікорського", 2023, с. 16–22. *(Особистий внесок автора полягає у проведенні чисельних розрахунків та їх аналізі).*

## **ЗМІСТ**

<b>УМОВНІ ПОЗНАЧЕННЯ.....</b>	<b>19</b>
<b>ВСТУП.....</b>	<b>20</b>
<b>1. СУЧАСНИЙ СТАН І ПРОБЛЕМИ ВИЗНАЧЕННЯ ТА КЕРУВАННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНИМ СТАНОМ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ.....</b>	<b>26</b>
1.1. Залишкові напруження зварних конструкцій.....	26
1.2. Експериментальні методи визначення напружено-деформованого стану зварних конструкцій .....	28
1.3. Математичні методи визначення напружено-деформованого стану зварних конструкцій .....	32
1.4. Методи керування залишковими напруженнями зварних конструкцій	37
1.5. Висновки та постановка задач дослідження .....	45
<b>2. МЕТОД ВИЗНАЧЕННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ЗВАРНИХ КОНСТРУКЦІЙ ПРИ ЗАСТОСУВАННІ ДИНАМІЧНОЇ СКЛАДОВОЇ ЕЛЕКТРОДИНАМІЧНОЇ ОБРОБКИ.....</b>	<b>46</b>
2.1 Система рівнянь, що описує поведінку матеріалів в умовах динамічного навантаження .....	46
2.2 Математична модель процесу ударної взаємодії електрода-ударника з модельною зварною пластиною .....	49
2.3 Експериментальне визначення механічних характеристик матеріалу модельної зварної пластини .....	52
2.4 Оцінка точності розробленого методу визначення напружено- деформованого стану модельної зварної пластини при застосуванні динамічної складової електродинамічної обробки.....	55
2.5 Вплив крайового ефекту на точність визначення напружено- деформованого стану зварної модельної пластини при застосуванні динамічної складової електродинамічної обробки.....	67

<b>3. МАТЕМАТИЧНА ОЦІНКА ВПЛИВУ ПАРАМЕТРІВ ТЕХНОЛОГІЧНОГО ПРОЦЕСУ ЕЛЕКТРОДИНАМІЧНОЇ ОБРОБКИ ЗВАРНОЇ МОДЕЛЬНОЇ ПЛАСТИНИ НА ЇЇ НАПРУЖЕНО- ДЕФОРМОВАНІЙ СТАН .....</b>	<b>82</b>
3.1 Вплив початкової швидкості електрода ударника та його форми на НДС модельного зварного з'єднання після застосування ударної складової електродинамічної обробки .....	82
3.2 Вплив мідної підкладки-посередника, встановленої між модельним зварним з'єднанням та електродом-ударником на НДС з'єднання після застосування ударної складової електродинамічної обробки .....	110
3.3 Вплив величини початкового розтягу модельного зварного з'єднання на його НДС після застосування ударної складової електродинамічної обробки .....	124
3.4 Вплив температури модельного зварного з'єднання на його НДС після застосування ударної складової електродинамічної обробки .....	142
3.5 Висновки з розділу .....	156
<b>4. ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНА ОЦІНКА ЕФЕКТИВНОСТІ ЗАСТОСУВАННЯ ЕЛЕКТРОДИНАМІЧНОЇ ОБРОБКИ ЗВАРНОГО З'ЄДНАННЯ В УМОВАХ ПІДВИЩЕНИХ ТЕМПЕРАТУР .....</b>	<b>157</b>
4.1. Експериментальне визначення параметрів НДС зварного з'єднання при застосуванні електродинамічної обробки в умовах попереднього підігріву .....	157
4.2. Експериментальне визначення параметрів НДС зварного з'єднання при застосуванні електродинамічної обробки в процесі його створення .....	164
4.3. Висновки з розділу .....	173
<b>5 ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ .....</b>	<b>174</b>
<b>6 СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ .....</b>	<b>176</b>
<b>ДОДАТОК А.....</b>	<b>202</b>
<b>ДОДАТОК Б.....</b>	<b>206</b>

## УМОВНІ ПОЗНАЧЕННЯ

Wb – ANSYS/Workbench

ЕДО – електродинамічна обробка

ЕОМ – електронно-обчислювальна машина

ЗН – залишкові напруження, зварювальні напруження

ІЕС – імпульс електричного струму

ЛС – лінія сплавлення

МСЕ – метод скінченних елементів

НДС – напружено-деформований стан

НС – напружений стан

ПКА – проміжний корпус авіадвигуна

ПН – початкові напруження

СЕ – скінченний елемент

СЕС – скінчено-елементна сітка

ЦШ – центр шва

## ВСТУП

**Актуальність роботи.** На сьогодні зварювання є невід’ємною технологічною частиною у машинобудуванні та застосовується від приладобудування до ракетобудування [1] – [4]. Використання зварних з’єднань у відповідальних конструкціях має певне обмеження. Через нерівномірний термічний вплив при зварюванні на матеріал майбутнього з’єднання в зоні шва та біля нього виникають залишкові зварювальні напруження [5] – [13]. При цьому за своїм характером ці напруження в основному формуються як напруження розтягу зі значеннями, що можуть досягати величини границі текучості матеріалу [14] – [16]. Регулювати залишковий напружено-деформований стан, що виникає у зварних конструкціях від різних зовнішніх факторів, зокрема після зварювання, дозволяють різноманітні технологічні методи [17], [18]. Більшість з них відноситься до методів термічної і механічної обробки або їх поєднання. В той же час, одним з перспективних методів є метод електродинамічної обробки (ЕДО) який дозволяє місцево регулювати напружено-деформований стан (НДС) зварного шва та біляшовної зони. Висока ефективність застосування цього методу для зменшення рівня залишкових напружень у місці зварювання алюмінієвих сплавів з АМг6, сплавів з Ті, або з нержавіючої сталі підтверджується позитивними лабораторними результатами (експериментальними дослідженнями) за що отримали застосування у суднобудуванні та ракетобудуванні. Принцип електродинамічної обробки полягає у одночасному застосуванні імпульсного електричного струму та динамічної дії електрода-індентора на зварний шов. Під час ЕДО у зварному з’єднанні створюються пластичні деформації, які формують у ньому залишкові напруження стиску потрібні для ефективної роботи конструкції.

В той же час, експериментальне визначення параметрів залишкового НДС конструкції, або проведення експериментальної оцінки ефективності застосування ЕДО є досить довготривалий та високо вартісний процес. Крім того, експериментальний підхід не дозволяє отримати відповіді про значення всіх параметрів НДС. Наприклад, окремі експериментальні методи визначають напружений стан (НС) виключно у поверхневому шарі матеріалу та не дозволяють



визначати залишковий НС по товщині з'єднання. Навіть отримання цієї обмеженої інформації проводиться із застосуванням руйнівних методів. Розвиток комп'ютерної техніки та методів чисельного аналізу робить перспективним розробку та використання нових методів чисельного моделювання процесів формування залишкового НС у зварному шві [19], зокрема після ЕДО. На основі розроблених моделей можна напрацьовувати технологічні рекомендації щодо ефективного застосування ЕДО як технології в цілому, так і обробки кожної конкретної конструкції.

Таким чином, питання створення математичного (чисельного) методу визначення напружено-деформованого стану зварних з'єднань за електродинамічної обробки є актуальною задачею, що становить науковий та практичний інтерес.

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

Дисертаційна робота виконана відповідно до плану наукових досліджень, проведених на кафедрі динаміки та міцності машин і опору матеріалів Навчально-наукового механіко-машинобудівного інституту КПІ ім. Ігоря Сікорського в рамках НДДКР "Дослідження динаміки, стійкості руху та віброміцності елементів машинобудівних і енерго-машинобудівних конструкцій" (Державний реєстраційний номер: 0116U006244). Здобувач приймав участь у проведенні спільних наукових досліджень в рамках Договору про співпрацю між КПІ ім. Ігоря Сікорського та Інституту електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України (№Д0001.01/7000.02/65/2020 від 30.12.2020 року), а саме виконання наукових тем: "Підвищення надійності та довговічності елементів конструкцій авіаційної та космічної техніки на основі розвитку автоматизованих методів лазерної діагностики і технологій електродинамічної обробки та регулювання напружено-деформованих станів зварних з'єднань" (Державний реєстраційний номер: 0117U001182) і "Проведення комплексу досліджень і розробка нових технологій зміцнюючих обробок зварних з'єднань імпульсними електромагнітними полями, оптико-електронних методів їх безконтактної діагностики та перспективних конструкцій перетворюваного об'єму, що адаптовані до умов космічного простору" (Державний реєстраційний номер: 0122U001194).

**Мета роботи** – розробити математичний метод визначення напружено-деформованого стану зварних з'єднань, що формується при застосуванні динамічної складової електродинамічної обробки.

Для досягнення поставленої мети вирішувалися наступні задачі:

1. Створити математичну модель процесу ударної взаємодії електрода-ударника з модельним стиковим зварним з'єднанням, що відбувається в умовах застосування динамічної складової ЕДО.

2. Оцінити точність розробленого методу визначення НДС модельного стикового зварного з'єднання в умовах його ударної взаємодії з електродом-ударником на швидкостях до 10м/с шляхом порівняння з експериментальними даними.

3. Математично оцінити вплив параметрів технологічного процесу ЕДО модельного стикового зварного з'єднання на його НДС, а саме: початкової швидкості електрода-ударника та його форми; величини початкового розтягу зварної модельної пластини; використання між електродом-ударником та зварною модельною пластиною мідної підкладки-посередника та температури.

4. Експериментально дослідити вплив температури на НДС зварного з'єднання в процесі електродинамічної обробки.

**Об'єкт досліджень** – процес ударної взаємодії електрода-ударника з модельним стиковим зварним з'єднанням, виготовленим з алюмінієвого сплаву АМг6, в умовах застосування динамічної складової електродинамічної обробки.

**Предмет досліджень** – напружено-деформований стан модельного стикового зварного з'єднання після застосування динамічної складової електродинамічної обробки.

**Методи досліджень.** Експериментальні методи визначення залишкових напружень в конструкційних матеріалах, елементах конструкцій та зварних з'єднань, зокрема спекл-інтерферометричний метод. При аналітичних розрахунках використовувались метод скінченних елементів, метод найменших квадратів, методи статистичної обробки експериментальних даних, регресійний аналіз.

### **Наукова новизна одержаних результатів.**

1. Створено математичний метод визначення напружено-деформованого стану зварних з'єднань алюмінієвого сплаву АМгб, що формується після застосування ударної складової електродинамічної обробки.
2. Вперше встановлено вплив форми електрода-ударника (циліндричної зі округленою торцевою поверхнею та у формі прямої чотирикутної призми зі округленою боковою поверхнею) та його швидкості ударної взаємодії з модельним стиковим зварним з'єднанням, виготовленим з АМгб, на формування його напружено-деформованого стану.
3. Набула подальшого розвитку методика оцінки впливу використання мідної підкладки-посередника на формування залишкових напружень у зварних з'єднаннях після електродинамічної обробки шляхом створення математичної моделі процесу ударної взаємодії модельного стикового зварного з'єднання з електродом-ударником, яка відтворює динамічну складову ЕДО.
4. Вперше отримано закономірності, що описують за лінійним законом зміну значень тривалості контакту між електродом-ударником, що рухається зі швидкістю 5м/с, та модельним стиковим зварним з'єднанням, глибини вм'ятини в ньому та величини ефективних пластичних деформацій на його лицьовій і тильній поверхнях по лінії удару в залежності від величини початкового напруження розтягу модельного з'єднання, але встановлено, що значення радіусу вм'ятини при цьому залишається незмінним.
5. Вперше експериментально встановлено вплив температури зварного з'єднання алюмінієвого сплаву АМгб в процесі електродинамічної обробки на його напружено-деформований стан.

**Практична цінність результатів дисертації** полягає у забезпеченні можливості розрахунку параметрів напружено-деформованого стану зварних з'єднань на етапах проектування технологічного процесу зварювання та встановити оптимальні режими їх електродинамічної обробки без проведення експериментальних досліджень.

Дані проведених експериментальних досліджень та математичних розрахунків можуть бути використані для створення та удосконалення технологічного регламенту проведення окремих стадій технологій зварювання та електродинамічної обробки.

Результати дисертаційної роботи впроваджено в Акціонерному товаристві «Компанія авіаційного та ракетно-технічного машинобудування» та в Інституті електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України.

**Особистий внесок здобувача.** Роботу виконано під науковим керівництвом доктора технічних наук, професора Сидоренка Ю.М. Основні результати, що становлять суть дисертаційної роботи, автор отримав самостійно. У публікаціях, підготовлених у співавторстві, здобувачеві належать розробка математичної моделі процесу ударної взаємодії електрода-ударника з модельним стиковим зварним з'єднанням, проведені експериментальних досліджень зі встановлення механічних характеристик обраного для досліджень матеріалу зварного з'єднання, проведенні та обробці результатів чисельних експериментів, створені експериментальної методики електродинамічної обробки зварного з'єднання сплаву АМг6 із застосуванням супутнього підігріву зони обробки.

**Апробація результатів роботи.** Результати наукової роботи доповідалися та обговорювалися на наступних конференціях:

1. XXI міжнародна науково-технічної конференція «Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта» (Київ, 6 – 9 жовтня 2020).
2. Міжнародна конференція «Інноваційні технології та інжиніринг у зварюванні PolyWeld–2021» (Київ, 27 – 28 травня 2021).
3. LI науково-технічна конференція підрозділів Вінницького національного технічного університету (Вінниця, 31 травня 2022).
4. V International Scientific and Practical Conference «Modern and global methods of the development of scientific thought» (Флоренція, Італія, 25-28 жовтня 2022).
5. VI International Scientific and Practical Conference «Multidisciplinary scientific notes. Theory, history and practice» (Едмонтон, Канада, 01-04 листопада 2022).
6. Конференція «Зварювання та технічна діагностика для відновлення економіки України» (Київ, 17 листопада 2022).

7. XXIII Міжнародна науково-технічна конференція "Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта" (м. Київ, 30 травня – 1 червня 2023 року).

**Публікації.** Основний зміст дисертації викладено в 16 наукових працях, з них 6 статей у наукових фахових виданнях України, 3 статті у виданнях, віднесених до першого - третього кuartилів (Q1-Q3) відповідно до класифікації SCImago Journal та 7 тез доповідей на наукових конференціях.

**Структура та обсяг роботи.** Дисертація складається зі вступу, чотирьох розділів, висновків, списку використаних джерел і 2 додатків. Загальний обсяг дисертації становить 207 сторінок, у тому числі основного тексту дисертації 156 сторінки, 96 рисунків, 26 таблиць, список використаних джерел зі 144 найменувань на 26 сторінках, додатків на 6 сторінках.

**Подяки.** Здобувач вважає необхідним висловити глибоку подяку батькам та дружині за терпіння, недотриману увагу та допомогу, за натхнення під час написання роботи; науковому керівнику д.т.н, проф. Сидоренку Ю.М., який допоміг зробити перші кроки на шляху науковця в механіці швидкоплинних процесів та надав запал на наступні наукові звершення; співробітникам кафедри динаміки і міцності машин і опору матеріалів за моральну та наукову підтримку у підготовці дисертаційної роботи; колективу Конструкторського бюро артилерійських боєприпасів та протитанкових засобів уражень, зокрема головному конструктору Тимошку О.В. та провідному конструктору Луценку Є.В. за надану можливість займатися науковою діяльністю та написати дисертацію в непрості часи війни. Окрему подяку здобувач висловлює керівництву Інституту електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України, а саме його директору академіку НАН України, д.т.н., професору Кривцуну Ігорю Віталійовичу та заступнику директора з наукової роботи академіку НАН України, д.т.н., професору Лобанову Леоніду Михайловичу за наданий доступ до лабораторно-технічної бази інституту, а також співробітникам Інституту електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України Пащину М.О. та Міходуй О.Л. за допомогу в організації та проведенні експериментальних досліджень.

# 1. СУЧАСНИЙ СТАН І ПРОБЛЕМИ ВИЗНАЧЕННЯ ТА КЕРУВАННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНИМ СТАНОМ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ

## 1.1. Залишкові напруження зварних конструкцій

Залишковими напруженнями (ЗН) називають пружні напруження, які існують та врівноважуються в середині твердого тіла [15], [20], [21], зварної конструкції при відсутності зовнішніх силових або термічних впливів. Вони виникають внаслідок пластичного деформування кристалічних ґраток матеріалів заготовки в процесі її механічної або термічної обробки та ін [22]. Одним з таких технологічних процесів є зварювання, що включає в себе термопластичні деформації в результаті нагріву та охолодження (рис. 1.1) [23].

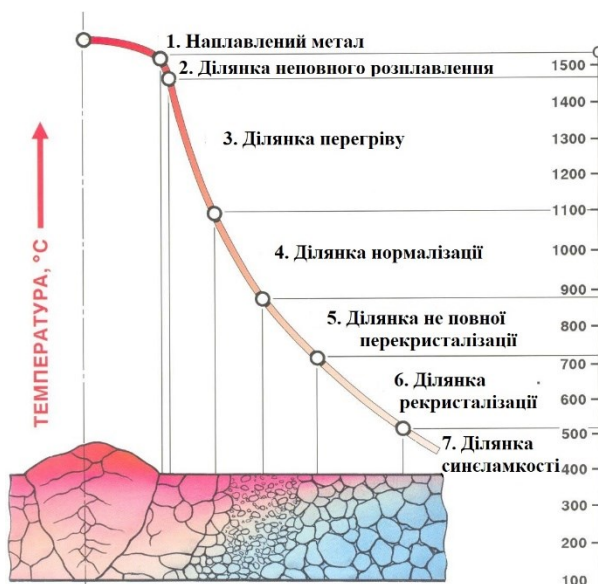


Рис. 1.1. Розподіл температур та фазові перетворення структури металу під час зварювання

ЗН поділяються на напруження стиску та розтягу (рис. 1.2), і якщо ЗН стиску приводять до позитивних наслідків, а саме збільшують ресурс конструкції, то напруження розтягу призводять до руйнування, з подальшим виведенням з ладу виробу [24]. Існує декілька варіантів впливу ЗН, наприклад, на поверхневому шарі металу: якщо величина ЗН більше за границю міцності, а виріб є дуже жорстким [25], то тіло пошкоджується [26] – [28], через утворення у поверхневому шарі тріщини [29],

[30] внаслідок розриву суцільності металу, а у випадку, коли жорсткість невисока, то під дією ЗН відбувається короблення, величина якого може перевищувати поле допуску на точність форми або взаємного розташування поверхонь. Найгірший випадок [14], коли експлуатаційні напруження співпадають за знаком з ЗН і їх сума перевищує величину допустимих напружень, тоді виріб може зруйнуватися при навантаженнях, які нижче запланованих. У зв'язку з цим, ЗН можуть бути однією з основних причин руйнувань та, як наслідок, техногенних аварій надійних на перший погляд конструкцій у побуті та в техніці. При цьому жоден стандарт або нормативний документ не встановлює гранично допустимі значення для таких напружень та немає документів щодо розрахунків міцності конструкцій з урахуванням ЗН. Нажаль, негативну роль ЗН грають частіше, ніж потрібно. В техніці безліч прикладів руйнувань, які викликані великими зварними напруженнями [31] – [33]. Одні з найбільш поширених з них зі значними екологічними наслідками – це руйнування трубопроводів, в яких утворюються тріщини довжиною іноді до декількох десятків кілометрів [34]. Такі масштабні руйнування спонукають до розвитку наукових напрямів таких як дослідження методів визначення та регуляції ЗН.

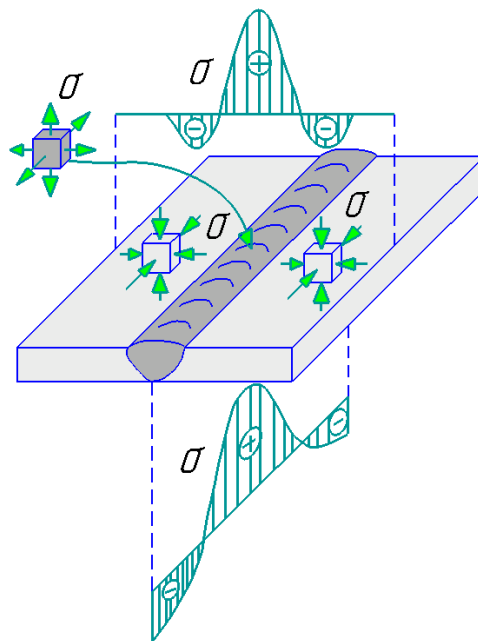


Рис. 1.2. Розподіл напружень у зварному шві та біляшовній зоні

## 1.2. Експериментальні методи визначення напружено-деформованого стану зварних конструкцій

Оцінка НДС зварних металоконструкцій є основою для визначення безпечності експлуатації, працездатності та ресурсу [35] – [43]. Визначення НДС може здійснюватися аналітичним, експериментальним та розрахунково-експериментальним (напіваналітичним) методами [44], [45]. Розглянемо основні експериментальні методи, їх переваги та недоліки. В роботі [46] наведена класифікація методів за способом впливу на об'єкт дослідження: руйнуючі, мало руйнуючі та неруйнівні методи, що відповідно класифікує методи за глибиною визначення напружень, а саме в об'ємі чи на поверхні (рис. 1.3).



Рис. 1.3. Класифікація впливу методів вимірювання ЗН на об'єкт дослідження

З наведеної класифікації на рис. 1.3 показано, що механічні, висвердлювання отворів та визначення твердості відносяться до методів, які щонайменше пошкоджують поверхню тіла, що досліджується [47]. Але чим більше пошкоджується або руйнується досліджуваний зразок, тим більше інформації щодо напруженого



стану можна визначити. Така властивість зв'язана з припущеннями і принципами, які закладені в той чи інший тип визначення. Наприклад, руйнуючі методи засновані на припущенні, що відрізання або видалення частини тіла з ЗН залишає на незруйнованій поверхні частини, що залишилася, напруження зворотного знаку, та рівною за абсолютною величиною до ЗН. В свою чергу механічні методи засновані на іншому фізичному явищі, на пружному розвантаженні об'єму металу при видаленні матеріалу. Вимірюючи деформації, що виникають при видаленні матеріалу можна обчислити залишкові напруження за узагальненим законом Гука.

Малоруйнуючі методи (рис. 1.3 **Ошибка! Источник ссылки не найден.**) використовують ті ж самі принципи та припущення, але відрізають, відсікають, деформують або висвердлюють не великий об'єм матеріалу на поверхні тіла, що досліджується.

Не руйнуючі методи [48] засновані на зміні тих чи інших фізичних властивостей матеріалів в залежності від ступеня пружного деформування [46]. Одним з них є рентгенівський метод [49], [50], який заснований на явищі дифракції рентгенівських променів при проходженні кристалічної ґратки. За рахунок цього даний метод має низку переваг, до яких відноситься можливість визначення напружень в деталях складної геометричної форми, вимірювання градієнтів напружень, та можливість проводити миттєві визначення напружень під час експлуатації деталі чи, наприклад, циклічного навантаження зразка. До недоліків даного методу відноситься знижена точність при великих деформаціях досліджуваного об'єкту, неможливість визначення одночасно напруження в декількох місцях.

Ультразвуковий метод [51] – [53] використовує залежність швидкості розповсюдження ультразвукової хвилі в твердому тілі від напруженого стану. Дана особливість дозволяє досліджувати відповідальні конструкції без їх руйнування, але швидкість звуку через неоднорідність пружних властивостей матеріалу зварного шва призводить до значних розбіжностей.

Електромагнітні методи засновані на залежностях між магнітними властивостями металу та величиною ЗН. Але дані залежності включають в себе такі параметри як величина зерна, хімічний склад та структуру матеріалу, що є більш ніж

проблематично визначити необхідні значення, які суттєво впливають на точність визначення ЗН.

Поляризаційно-оптичний метод заснований на опроміненні деталей, які вироблені з прозорих матеріалів подвійного заломлення, та отриманні нормальних напружень та видовжень на основі пружно-оптичного ефекту.

Метод крихких покриттів заснований на покритті лаком попередньо стиснутих деталей, та на базі розвантаженої деталі отримати поверхневі руйнування лакового покриття, що дасть змогу визначити напрямки та величини напружень розтягу на поверхні деталі.

Метод електропровідності металів використовує залежності, які зв'язують зміну електропровідності зі зміною напруженого стану. Даний метод відрізняється необхідністю використання апаратури високої чутливості.

Одним із перспективних напрямків визначення напружень є методи засновані на інтерферометричних картинах двох променів [54], які відбиті від поверхні, що досліджується, до та після пружного розвантаження [55]. Дані методи є універсальними з точки зору визначення напружень в немагнітних металах, не є шкідливими для здоров'я людини та досить мобільні і ергономічні при використанні мінімуму апаратури. Суттєвим недоліком даного методу є лише те, що він дає змогу визначати напруження лише на поверхні зразка. Одним із таких методів є спекл-інтерферометричний метод [56], при якому проводять опромінення двома променями місце, напружений стан якого цікавить (рис. 1.4). Після чого робиться отвір глибиною та діаметром 1 мм з наступним опроміненням отвору [57]. Далі дві отримані інтерферометричні картини (рис. 1.5б) завантажуються до електронно-обчислювальної машини (ЕОМ) (рис. 1.5а), яка на основі авторської скінчено-елементної моделі визначає переміщення розвантаженого отвору. Використовуючи визначені переміщення з ЕОМ проводять розрахунок на основі рівнянь теорії пружності для визначення напружень.

Порівнюючи усі наведені методи визначення ЗН для дослідження зварних з'єднань з АМгб можна констатувати, що експериментальні методи мають ряд

недоліків, які наведені в табл. 1.1. Тоді для визначення ЗН доцільно використовувати розрахункові методи, які дозволяють визначати НДС у зварних швах.

Таблиця 1.1

### Особливості методів визначення напружень

Метод визначення	Матеріал	Руйнівний (+), неруйнівний (-)	Контактний (+), безконтактний (-)	Шкідлива дія	Локалізація	Необхідність підготовки поверхні	Зменшення залишкових напружень
Механічний	конструкційні	+	+	-	поверхневі, внутрішні	-	-
Висвердлювання отворів	метали, сплави, полімери	+	+	-	поверхневі, внутрішні	+	-
Вимірювання твердості	конструкційні	+	+	-	поверхневі, внутрішні	-	-
Рентганівський	конструкційні	+	-	+	поверхневі, внутрішні	-	-
Ультразвуковий	метал, сплави, полімери	-	+	-	поверхневі	+	-
Магнітопружний	феромагнітні	-	+	-	поверхневі	-	+
Магнітошумовий	феромагнітні	-	+	-	поверхневі	-	+
Електропластичної деформації	феромагнітні	-	+	-	поверхневі	-	+
Магнітної пам'яті	феромагнітні	-	+	-	внутрішні	+	-
Поляризаційно- оптичний	конструкційні	-	+	-	поверхневі	+	-
Крихких покриттів	конструкційні	-	+	-	поверхневі	+	-
Електропровідності	конструкційні	-	+	-	поверхневі	+	-
Інтерферометрія	метали і неметали	+	-	-	поверхневі	-	-

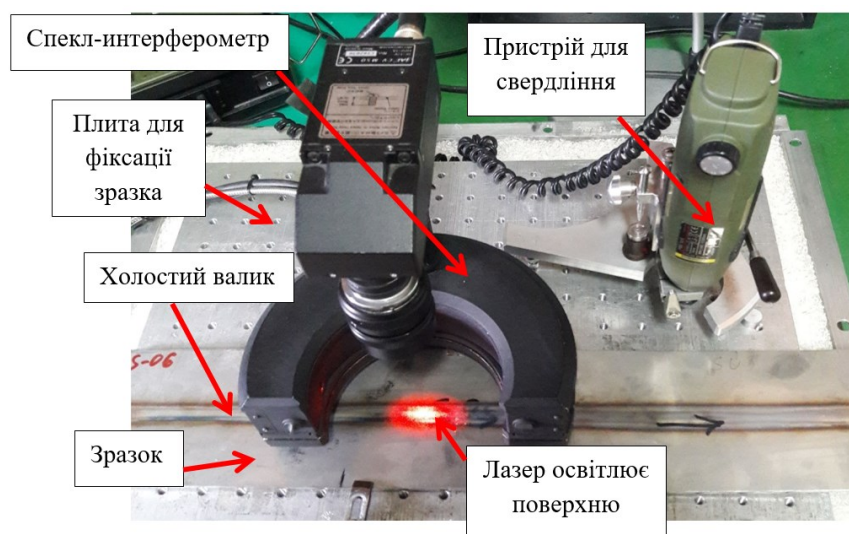
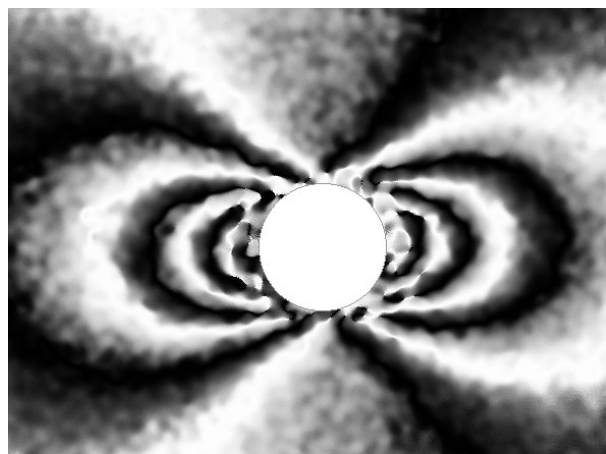


Рис. 1.4. Методика визначення напружень методом електронної спекл-інтерферометрії



а)



б)

Рис. 1.5. а) Зовнішній вигляд комплексу для визначення напружень, б) типова інтерферометрична картина

### **1.3. Математичні методи визначення напружено-деформованого стану зварних конструкцій**

Використання математичних методів для визначені напружень має широке застосування в усіх сферах науки та техніки [25], [29], [30] завдяки універсальному програмному забезпеченню, високій потужності сучасних ЕОМ та низькій собівартості відносно натурних експериментів [58]. Не виключенням є використання чисельних методів при визначенні ЗН у зварних конструкціях [42], [43] та зміну ЗН при наступній обробці зварного з'єднання з ціллю їх регулювання [39] – [40], [59], [60]. Переважна більшість сучасних комерційних програмних комплексів, авторських програм використовує метод скінчених елементів (МСЕ), який при використанні в моделі з оптимальним комплексом фізичних рівнянь, дозволяє отримати при перевірці з експериментом досить точний результат. Розглядаючи існуючі спроби [61] – [63] розрахунковим шляхом МСЕ визначити напружений стан після ЕДО відмічаються наступні недоліки такі як непроведена верифікація чисельних моделей, не відповідність постановки задачі реальному процесу ЕДО, неповний аналіз отриманих результатів з точки зору дослідження різних варіантів технології обробки. Тому зважаючи на широку сферу застосування ЕДО та велику кількість типів створених пристроїв для ЕДО, з урахуванням недоліків експериментальних методів

визначення напружень та переваг розрахункових методів, є актуальним створити та підтвердити працездатність чисельного моделювання ЕДО. Для цього слід розглянути основні методи, принципи та рівняння для опису взаємодії електрода-ударника та тіл, що оброблюються.

Метод скінченних елементів (МСЕ) на сьогодні є одним (якщо не самим) з популярних апроксимаційних методів вирішення задач динаміки та міцності машин. Його сутність полягає у розділенні усієї області вирішення задачі на підобласті (скінченні елементи), які не перекривають один одного та щільно заповнюють розрахункову область, при цьому визначаються базисні функції в кожному скінченному елементі (СЕ) окремо, тобто кусковим чином, причому базисні функції СЕ за його межами теж визначені, але при цьому тотожні нулю [64]. МСЕ має ряд переваг над іншими розрахунковими методами:

- чим відносно дрібніші СЕ, тим більш докладніше і точніше можна наближати поверхню сукупності СЕ до поверхні реальної деталі, що вкрай необхідно, бо тіла зазвичай мають складну форму. Наявність СЕ різних типів, розмірів та форми дає змогу згустити скінченно елементну сітку СЕС в місцях, де очікуються значні градієнти результатів розв'язку;
- базисні функції в СЕ легко підбирати таким чином, щоб задовольнялися локальні граничні та крайові умови;
- за межами СЕ базисні функції дорівнюють нулю, що прискорює розв'язок за рахунок спрощення системи лінійних алгебраїчних рівнянь;
- оскільки СЕ не перекривають один одного, то можна обчислювати інтеграли усієї області як суму інтегралів СЕ, при цьому частина інтегралів зникає, через задавання граничних умов;
- можна прораховувати будь-які нелінійні задачі з будь-якими властивостями середовища;
- точніший за метод скінченних різниць при однаковому розмірі сітки через наближення в усьому об'ємі елементу, а не по напрямках.

В той же час МСЕ має і недоліки:

- необхідно створювати і зберігати інформацію про скінченно елементну сітку;
- більш заповнена матриця системи алгебраїчних рівнянь, ніж у методі скінченних різниць, вимагає великі об'єми пам'яті у ЕОМ;
- кускове завдання базових функцій не гарантує гладкість наближення по всій області.

На сьогоднішній день перших двох недоліків практично не існує, за умови володіння досить потужної ЕОМ для вирішення тієї чи іншої поставленої задачі.

МСЕ дозволяє вирішувати як плоскі так і тривимірні задачі. За допомогою двовимірних задач, якщо дозволяє постановка, можливо вирішувати плоскосиметричну чи вісесиметричну задачу швидше за рахунок спрощення, при цьому зменшується час розрахунку без суттєвих втрат точності отриманого результату. Тому для задач, де можливо використовувати двовимірну постановку було використано елемент SOLID162, який представляє собою двовимірний чотирьохвузловий твердотільний елемент (рис. 1.6).

Кожен з чотирьох вузлів елемента ( $I, J, K, L$ ) має шість степенів вільності: переміщення, швидкості та прискорення в радіальному ( $X$ ) або осьовому напрямку ( $Y$ ). При цьому є певні умови та обмеження, які потрібно виконувати, а саме площа елемента повинна бути відмінна від нуля, елемент повинен розташовуватися в площині  $XY$ , для вісесиметричної задачі вісь  $Y$  повинна бути віссю симетрії і геометрія повинна бути в додатній частині вісі  $X$ . При чому даний елемент можна використовувати лише в явному динамічному аналізі [65].

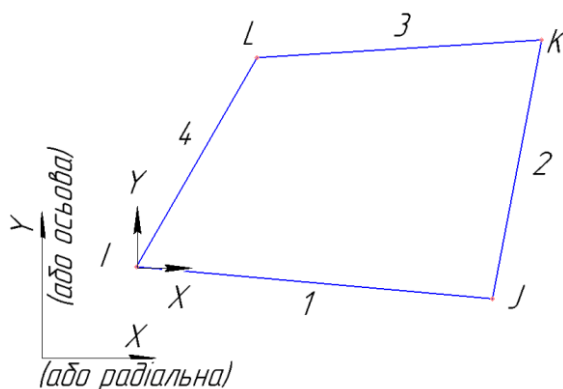


Рис. 1.6. Чотирьохвузловий твердотільний елемент SOLID162

Для формування математичного апарату тривимірної моделі у випадку більш складних задач зручно використовувати об'ємні скінченні елементи (СЕ). Тривимірний СЕ модель задачі може бути побудована на основі тривимірного СЕ SOLID164 у формі паралелепіпеда. СЕ SOLID164 представляє собою восьмивузловий елемент у формі призми для моделювання тривимірних задач, який зображено на рис 1.7. Ці елементи передбачають у вузлах степені свободи у трьох вузлових напрямках ( $X$ ,  $Y$ ,  $Z$ ) для переміщення, швидкості та прискорення [65]. При цьому використання даного типу елемента має обмеження, такі як:

- 1) елементи повинні бути не нульового об'єму;
- 2) елемент не можна скручувати так, щоб він мав два окремих об'єми.

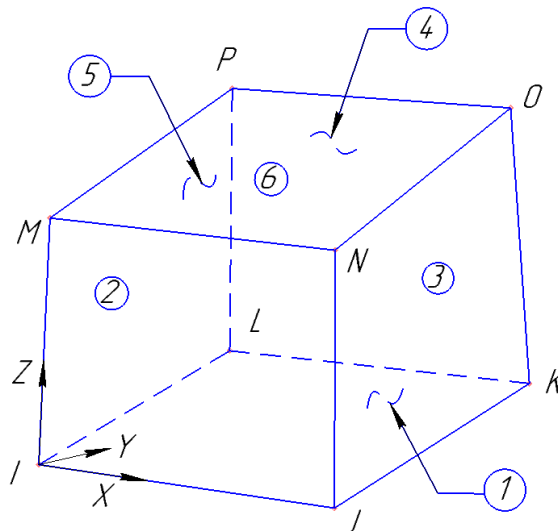


Рис. 1.7. Загальний вигляд елемента SOLID164

СЕ при цьому можуть описувати деформації матеріалу твердих тіл, за допомогою лагранжевого та ейлерового підходів. У випадку аналізу у лагранжевій системі відліку матеріал, який зв'язаний з кожним тілом, дискретизується для представлення об'єму матеріалу. Кожен елемент сітки використовується для представлення об'єму матеріалу. Одна і та ж сама кількість маси матеріалу залишається зв'язаною з кожним елементом протягом усього розрахунку, і при цьому сітка та матеріал деформуються разом. Розв'язок з використанням лагранжевої сітки є найбільш ефективним та точним методом для більшості динамічних задач механіки

твердого тіла. У випадку вирішення задач з великими деформаціями, рідинами та газами перевагу віддають сітці у ейлеровому виконанні (рис. 1.8).

При цьому деформування та вибір системи відліку визначається фізичними явищами, що математично описані у вигляді диференційних рівнянь. Рівняння в часткових похідних, які необхідно вирішувати при розрахунках явної динаміки, виражають збереження маси, імпульсу та енергії в лагранжевих координатах. Вони разом з моделлю матеріалу та набором початкових та граничних умов визначають повне вирішення задачі. Для лагранжових формулювань скінчено елементна сітка рухається та деформується разом з матеріалом, який вона моделює, а збереження маси виконується автоматично. Щільність в будь-який момент часу можна визначити за рахунок поточного об'єму та початковій масі [66].

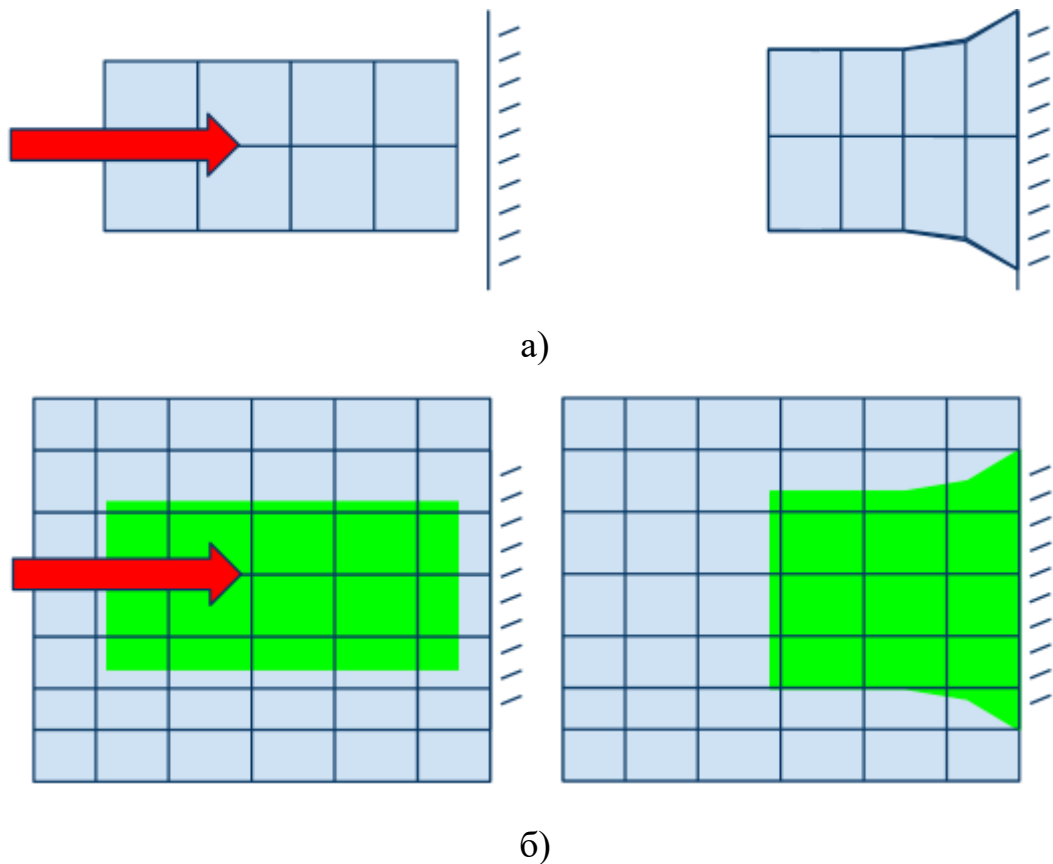


Рис. 1.8. Деформація тіла при лагранжевій (а) та ейлеровій (б) сітці

$$\frac{\rho_0 V_0}{V} = \frac{m}{V}, \quad (1.1)$$

Рівняння в часткових похідних, які виражають закон збереження імпульсу та зв'язують прискорення з тензором напружень, вирішуються явно для кожного



елементу моделі на основі вхідних значень в кінці попереднього часового кроку. Невеликі прирости часу застосовуються для забезпечення стабільності та точності розв'язку.

При цьому в явній динаміці зберігаються маса, імпульс та енергія, але виконуються лише закони збереження маси та імпульса. Енергія накопичується з часом та вона контролюється під час вирішення задачі.

#### **1.4.Методи керування залишковими напруженнями зварних конструкцій**

Розробка методів керування ЗН в металах і сплавах є актуальною проблемою посилення надійності та довговічності зварних з'єднань [1], [67]. Дослідження показали [68] – [71], що ЗН можна керувати. Виходячи з цього можна зробити висновок, що величина, знак та розподіл напружень залежать від видів та режимів тієї чи іншої обробки. Доцільно технологічний процес виготовлення деталі чи складальної одиниці організовувати таким чином, щоб на ділянках, які піддаються найбільшим навантаженням були створені напруження стиску. Цього можна добитися змінюючи методи та режими обробки заготовок чи готових деталей і в результаті отримати близький до необхідного або навіть необхідний розподіл ЗН.

Такі методи поділяються за фізичним процесом на: термічні [72] – [74], механічні, електромагнітні та їх комбінації (рис. 1.9) [69]. Іноді типи поєднують задля отримання тих чи інших переваг одного з методів при використанні іншого, або задля покращення сумарного ефекту. Також методи поділяються на дві групи: попередження утворення негативних ЗН та їх усунення [5]. До основних методів попередження відносяться:

1. Регулювання теплового стану металу при зварюванні, яке можна досягти інтенсивним тепловідводом від зони шва, також застосуванням зварювання концентрованим джерелом нагріву.

2. Активне навантаження зварних елементів в процесі зварювання, найбільш поширеним з яких є вібраційна та ультразвукова обробка [70].

3. Компенсація деформацій за рахунок раціонального конструювання, застосування фіксації під час зварювання та створенням попередніх деформацій, які є зворотними для зварних ЗН.

До основних методів усунення відносяться:

1. Силловий (механічний) вплив [71], [75] на зварне з'єднання зовнішніми силами при його розтягуванні, прокатці роликми зони шва [71], вібраційної [76] – [78] або вибухової обробки.

2. Тепловий вплив на зварне з'єднання, такий як термообробка [8], [40], [79], термофіксація, термічна правка.

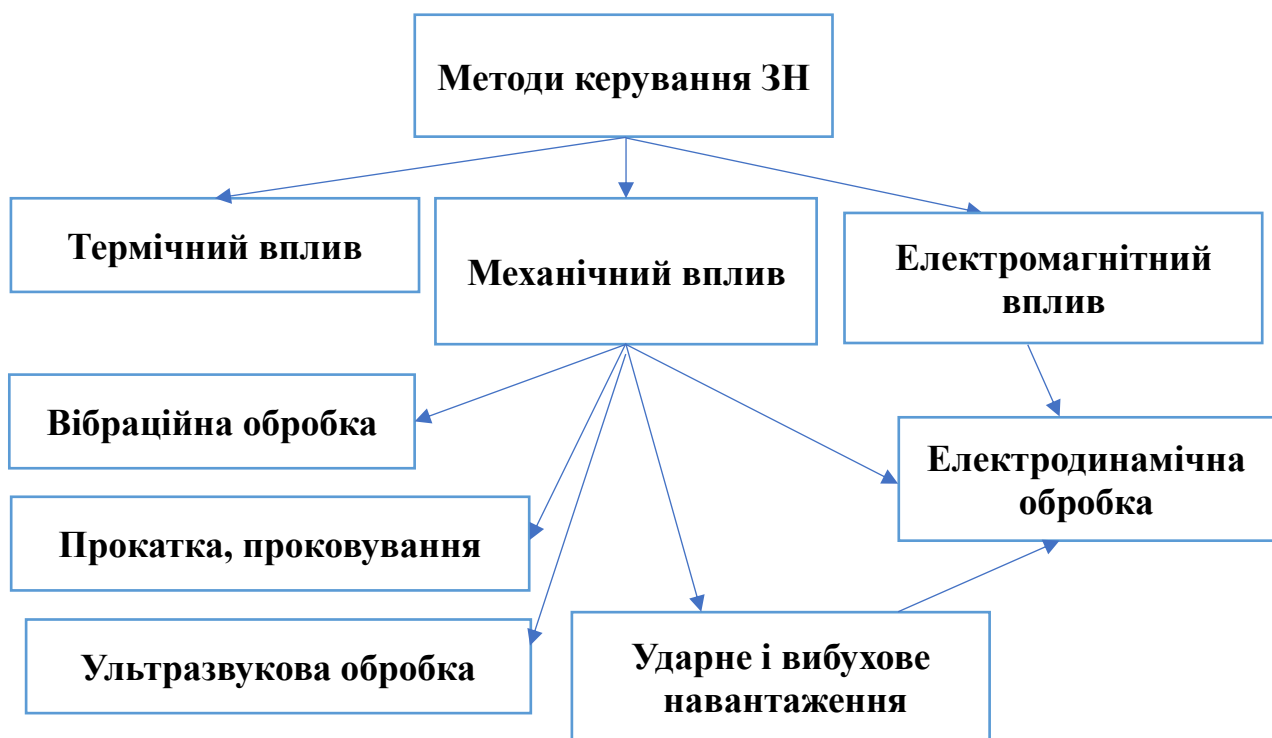


Рис. 1.9. Класифікація основних методів керування ЗН

Окремою групою виділяються методи з залученням електричного [80] – [84], електромагнітного впливу [85] – [87] або їх комбінації з іншими [88], [89]. При застосуванні методів електромагнітного впливу залучаються до регулювання ЗН ефект магнітострікції для магнітних металевих тіл, що викликає зміщення та деформацію кристалічної ґратки металу. Також позитивні результати обробки

присутні при обробці немагнітних металів, за рахунок електропластичного ефекту, що призводить до зниження опору деформаціям. Природа цього ефекту визначається як специфічна дія імпульсного струму, який призводить до змін в матеріалі внаслідок мікронеоднорідності локалізованого виділення тепла на дефектах структури [90], а також безпосередньо взаємодії електронів з дислокаціями [91], що збільшує їх рухливість [86]. На основі даної особливості була розроблена електродинамічна обробка, яка є перспективним методом регулювання ЗН.

Електродинамічна обробка (ЕДО) заснована на одночасному електродинамічному та ударному (динамічному) впливі електрода-ударника на поверхню тіла, що оброблюється. Під електродинамічним мається на увазі проходження в момент удару по електроду-ударнику імпульсу електричного струму [92]. Підвищення експлуатаційних властивостей зварних з'єднань після ЕДО обумовлено комплексним об'єднанням групи чинників, до яких відносяться: зміна структури поверхневих шарів металу, деформаційне зміцнення матеріалу на основі електропластичної деформації [85], [93] – [95] за рахунок зміни границі текучості, зниження напружень через взаємодію ударних хвиль зі статичним полем ЗН, які призводять до пластичних деформацій, які розвантажують місце обробки. Досліди [96] – [104] показують, що ЕДО ефективно регулює напруження розтягу сталевих, алюмінієвих та магнієвих сплавів, ЗН в яких близькі до границі текучості матеріалу. Але найкращий вплив ЕДО врешті рещт проявляється на алюмінієвих сплавах типу АМг6, що підтверджує цілий перелік праць [96] – [110].

Електродний пристрій для ЕДО (рис. 1.10а) має мінімум рухомих частин та простий принцип локальної обробки необхідної зони металу з залишковими напруженнями. Процес обробки полягає у наступному алгоритмі дій, оператор на джерелі імпульсу електричного струму замикає ключем електричний ланцюг, при цьому у котушці індуктивності (4) створюється магнітне поле, яке штовхає диск (3) з мідним електродом-ударником масою 102,5 г на тіло, що обробляється (рис. 1.10в).

При контакті з металом відбувається розрядка конденсатора і ударна взаємодія одночасно, що дає позитивний вплив на ЗН. При цьому утворюється вм'ятина на поверхні тіла, що оброблюється (рис. 1.10б).

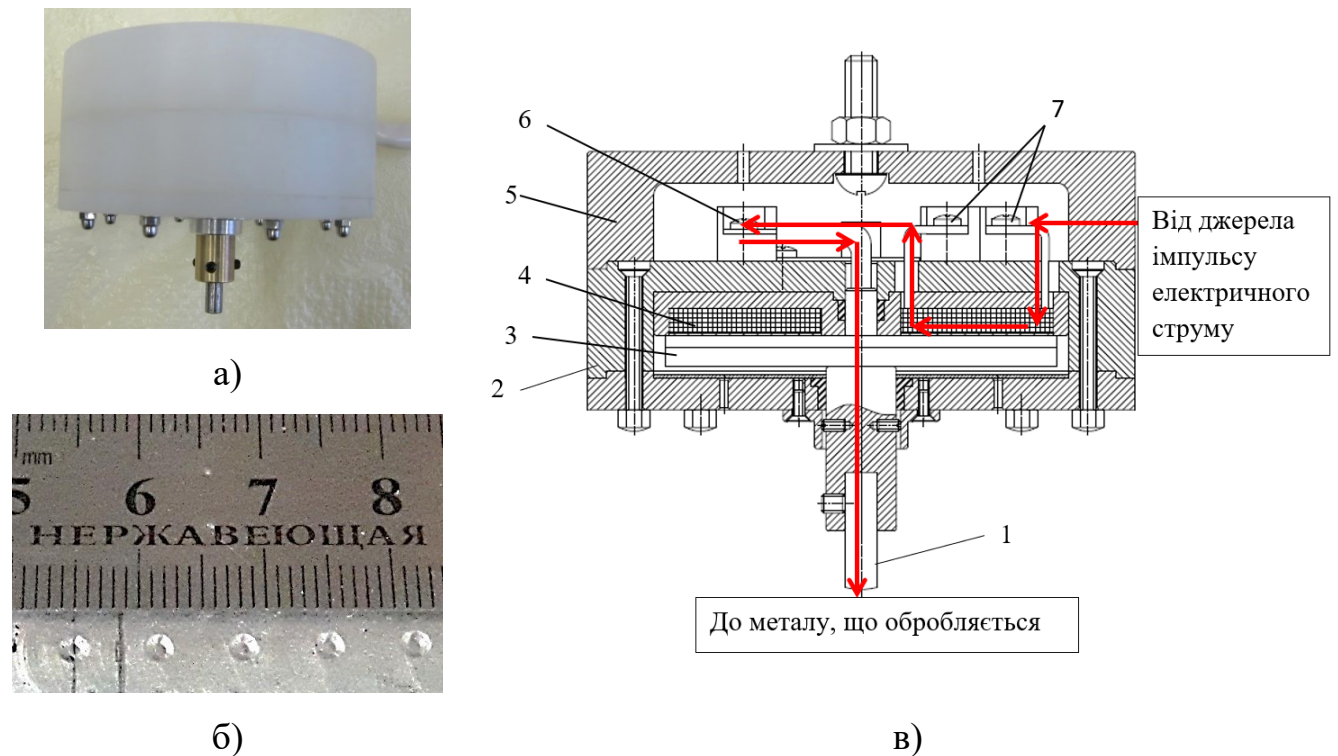


Рис. 1.10. Електродинамічний пристрій для ЕДО: а) зовнішній вигляд, б) розміри вмітчини та відстань між місцями ЕДО, в) конструктивна схема пристрою, де 1 – електрод, 2 – корпус, 3 – диск, 4 – котушка індуктивності, 5 – кришка, 6 та 7 – клема

Таким чином, при ЕДО зварного шва проводиться точкова обробка зварного шва, яка локально змінює напружений стан. Для того, щоб зменшити ЗН вздовж зварного шва необхідно проходити по місцю обробки вздовж нього, в результаті чого отримується ціла низка вмітчин на поверхні (рис. 1.10б) [111]. При чому дослідження [112] показує, що одного удару з пропусканням струму або без пропускання струму недостатньо для зниження напружень в поперечному перерізі вздовж вісі  $Y$  (рис. 1.11), і необхідно обробляти зону зварного шва на відстані  $l$  від вісі  $X$ . На рис. 1.12 наведено графік [105], на якому показано вплив одиничної ЕДО без використання імпульсу електричного струму (ІЕС) в центрі шва (початок координат згідно рис. 1.11) на напруження  $\sigma_x$  (рис. 1.13) вздовж координати  $Y$  на поверхні пластини з АМгб з розмірами 400x160x4 мм, на поверхню якої перед цим був нанесений холостий валик. В результаті було показано, що при обробці в центрі шва напруження в точці удару знижуються на величину більшу за 100 МПа і позитивний вплив поширюється на відстань 10 мм від місця удару. Тоді провели ще дві окремі обробки зміщуючись на 10 та 20 мм від повздовжньої вісі шва  $X$ . В результаті чого було показано, що удар

на відстані 20 мм від попередньої обробки призводить до зниження напружень до рівня -100 МПа в місці удару і не змінює вже сформовані ЗН на відстані 10 мм від центру шва. При обробці на відстані 10 мм після обробки центра шва був отриманий розподіл напружень по всій товщині шва з ЗН на рівні 50 МПа за модулем.

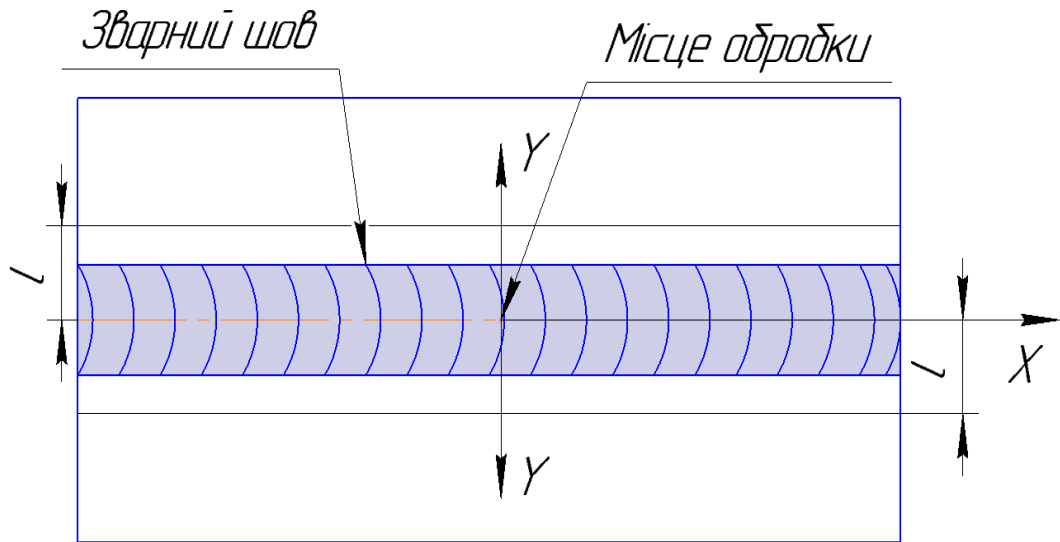


Рис. 1.11. Схема ЕДО зварних пластин, де  $X$  та  $Y$  – координатні вісі,  $l$  – відстань від зварного з'єднання

В той же час проводили ЕДО з використанням (ІЕС) [105], розподіл напружень  $\sigma_x$  (рис. 1.13) якої вказано на рис. 1.14. З графіку видно, при першій обробці в центрі шва ЗН стиску у зварному шві зросли на величину близько 70 МПа, але пік напружень розтягу збільшився з 70 МПа до 110 МПа та перемістився з відстані 10 мм від центра шва на відстань 15 мм. При цьому  $\sigma_x$  на відстані 30 мм від центру шва мали значення близько нуля. При наступній обробці після обробки в центрі шва на відстані 20 мм було отримано збільшення  $\sigma_x$  стиску в місці обробки на 50 МПа, зі зниженням ЗН на відстані 10 мм до 25 МПа. Якщо розглядати обробку на відстані 10 мм від центру шва після обробки центру шва, то спостерігається практично рівномірний напружений стан на ділянці довжиною 10 мм. В цьому випадку максимальні ЗН утворюються на відстані 20 мм від центру шва величиною 30 МПа з наступним зменшенням до нуля при русі до краю пластини.

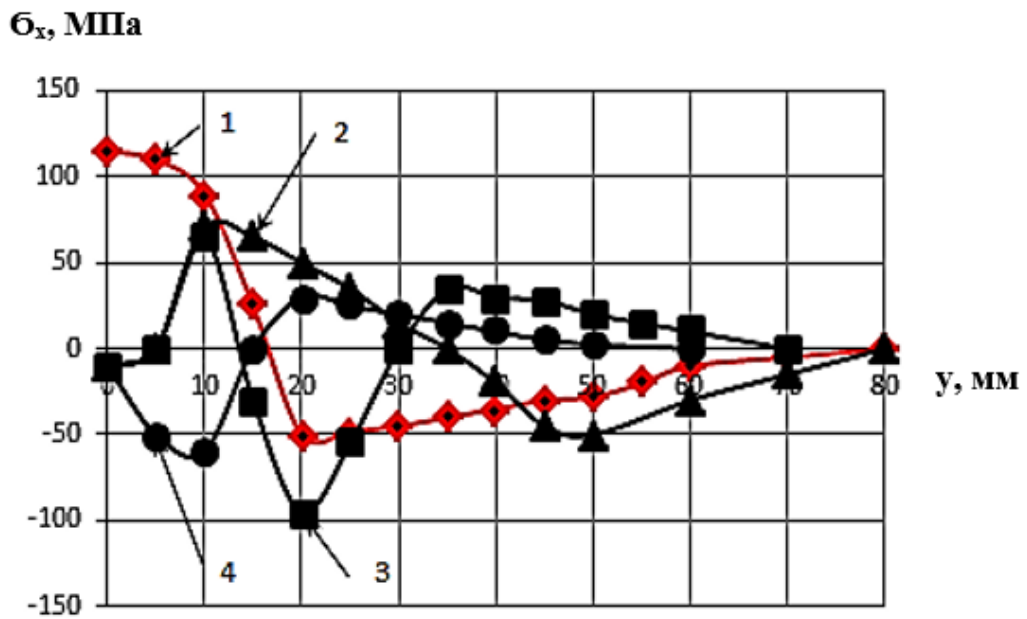


Рис. 1.12. Розподіл  $\sigma_x$  в зварній пластині зі сплаву АМгб розмірами 400х160х4 мм в центральному поперечному перерізі, де крива 1 - початкові  $\sigma_x$ , 2 -  $\sigma_x$  після ЕДО центру шва (ЦШ), 3 -  $\sigma_x$  після ЕДО ЦШ і металу на відстані 20 мм від ц.ш.; 4 - після ЕДО ЦШ і металу на відстані 10 мм від ЦШ ЕДО проводилося без проходження ІЕС через метал зразка

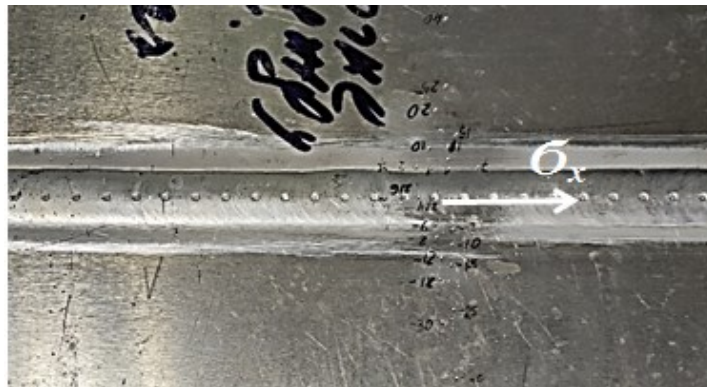


Рис. 1.13. Зовнішній вигляд пластини після обробки вздовж зварного шва, де  $\sigma_x$  – компонента напрямлена вздовж вісі шва

На основі графіків зображених на рис. 1.12 та рис. 1.14 [113] можна зробити висновок, що даний вид регулювання ЗН у зварних конструкціях є перспективним для використання в різних конструкціях, що підтверджується [97], [107], [114] – [117]. В наведених літературних джерелах ЕДО застосовується при виготовленні корпусу легких суден зі сплаву АМгб у випадку правки та зниження напружень у зварних з'єднаннях (рис. 1.15б та в), при ремонті зварних швів проміжного корпусу

авіадвигуна (рис. 1.15, а) [118], при підвищенні втомних характеристик отворів у силовому наборі літальних апаратів(рис. 1.8г) [107].

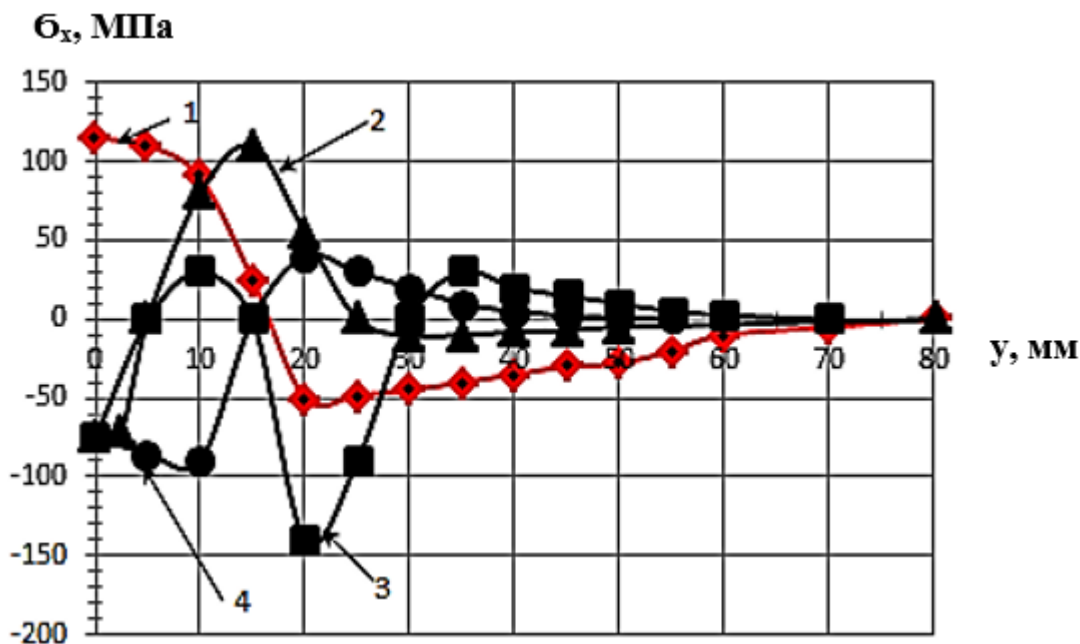


Рис. 1.14. Розподіл  $\sigma_x$  в зварній пластині зі сплаву АМг6 розмірами 400х160х4 мм в центральному поперечному перерізі , де крива 1 - початкові  $\sigma_x$ , 2 -  $\sigma_x$  після ЕДО центру шва (ЦШ), 3 -  $\sigma_x$  після ЕДО ЦШ і металу на відстані 20 мм від ЦШ,; 4 - після ЕДО ЦШ і металу на відстані 10 мм від ц.ш. ЕДО проводилося з проходження ІЕС через метал зразка

При цьому окрім ефективності [119] за прямим призначенням відмічаються такі переваги використання ЕДО як ергономічність, мобільність, можливість застосовувати ЕДО у важкодоступних місцях та саме локальність обробки. В той же час деякі переваги були й недоліками, такі як локальність ЕДО, бо при необхідності обробки швів великої довжини, або при правці великих листових виробів виникають складнощі, які призвели до наступної генерації приладів для ЕДО (рис. 1.16). В свою чергу це дає широкі можливості щодо дослідження та вдосконалення пристроїв та апаратної бази для проведення ЕДО.

При цьому для вдосконалення технології та апаратної бази необхідно якісно і кількісно оцінювати параметри міцності, на які впливає дана обробка.



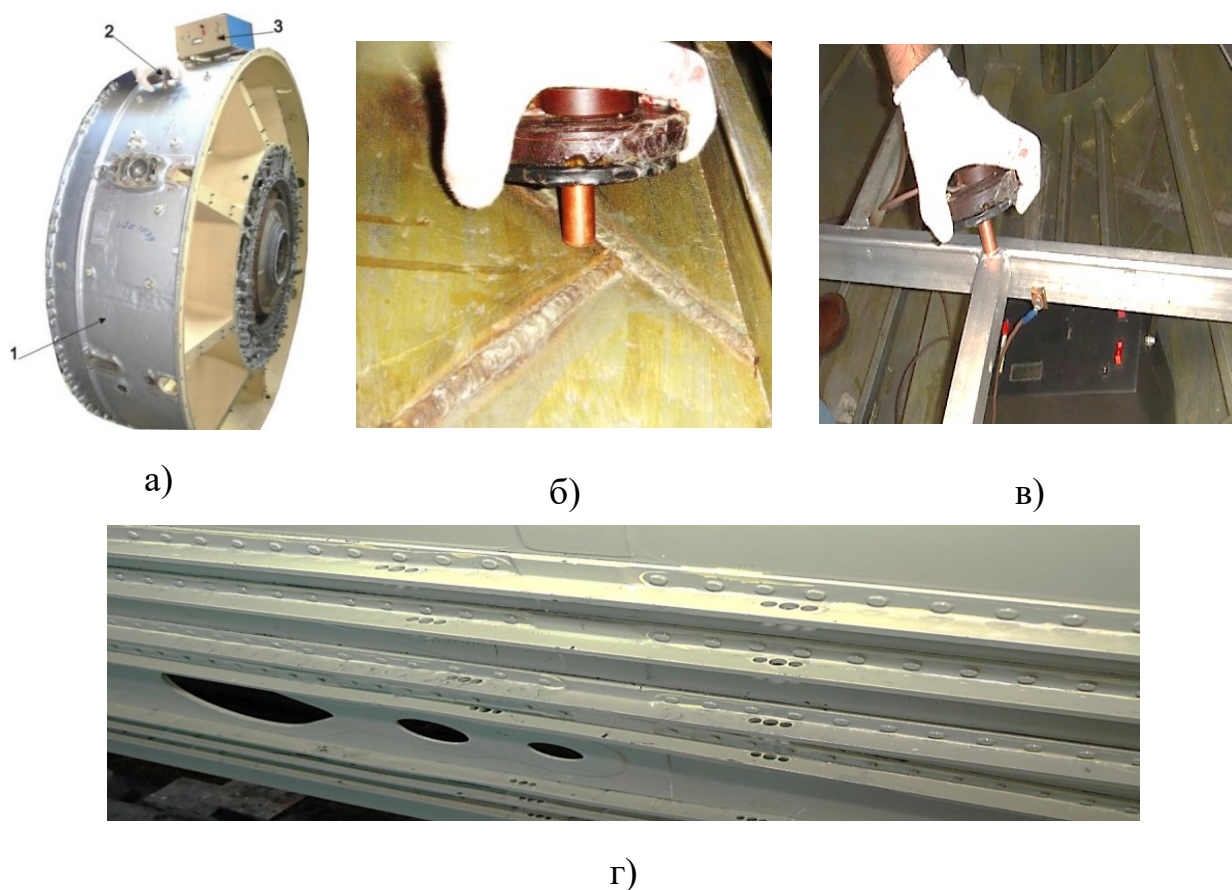


Рис. 1.15. Практичне використання ЕДО: а) ремонт проміжного корпусу авіадвигуна (ПКА), де 1 – ПКА, 2 – електродний пристрій, 3 – джерело струму для ЕДО; б) правка зварних з'єднань обшивки, в) правка балкових конструкцій днища, г) підвищення втомної міцності стрингерів літака

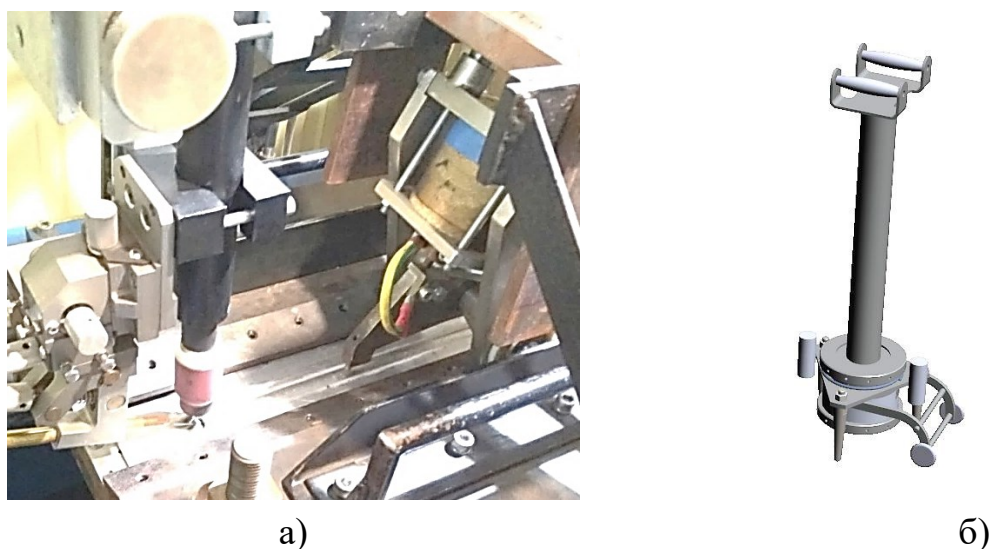


Рис. 1.16. Процес ЕДО зварних пластин з використанням а) напівавтоматичного пристрою, б) ручного пристрою є



## 1.5. Висновки та постановка задач дослідження

На основі проведеного аналізу літературних джерел щодо сучасного стану і проблеми визначення та керування напружено-деформованим станом зварних конструкцій можна зробити висновок, що на сьогодні найбільш перспективним методом з точки зору технології регулювання залишкових зварних напружень є метод електродинамічної обробки, який був розроблений в Інституті електрозварювання ім. Є.О. Патона та вмістив в себе переваги інших методів керування залишковими напруженнями.

В той же час, ефективність застосування цього методу зараз оцінюється в основному експериментальним шляхом.

Враховуючі вище наведений аналіз літературних джерел, а також розвиток комп'ютерної техніки і методів комп'ютерного моделювання складних процесів, що відбуваються у різноманітних конструкціях, мету дисертаційного дослідження можна сформулювати наступним чином: "Розробити математичний метод визначення напружено-деформованого стану зварних з'єднань, що формується при застосуванні динамічної складової електродинамічної обробки."

Для досягнення поставленої мети в дисертаційному дослідженні необхідно вирішити наступні задачі:

1. Створити математичну модель процесу ударної взаємодії електрода-ударника з модельним зварним з'єднанням, що відбувається в умовах застосування динамічної складової ЕДО.

2. Оцінити точність розробленого методу визначення НДС модельного зварного з'єднання в умовах його ударної взаємодії з електродом-ударником на швидкостях до 10м/с шляхом порівняння з експериментальними даними.

3. Математично оцінити вплив параметрів технологічного процесу ЕДО модельного зварного з'єднання на його НДС, а саме: початкової швидкості електрода-ударника та його форми; величини початкового розтягу з'єднання; використання між електродом-ударником та з'єднанням мідної підкладки-посередника та температури.

4. Експериментально дослідити вплив температури на НДС зварного з'єднання в процесі електродинамічної обробки.

## 2. МЕТОД ВИЗНАЧЕННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ЗВАРНИХ КОНСТРУКЦІЙ ПРИ ЗАСТОСУВАННІ ДИНАМІЧНОЇ СКЛАДОВОЇ ЕЛЕКТРОДИНАМІЧНОЇ ОБРОБКИ

Враховуючи проведений огляд математичних методів у розділі 1 слід використовувати МСЕ для створення методу визначення залишкового НДС у зварному шві після ЕДО. Для цього необхідно зазначити диференціальні рівняння, які будуть описувати рух та взаємодію матеріалу, параметри геометрії та її розбиття на СЕ, початкові та граничні умови. Після цього наповнити системи алгебраїчних рівнянь механічними властивостями матеріалів тіл, що взаємодіють та провести розрахунок з наступною перевіркою отриманих результатів на достовірність та точність. За основу зручно використати роботи, які частково працювали над цією проблемою [61] – [63].

### 2.1 Система рівнянь, що описує поведінку матеріалів в умовах динамічного навантаження

Для опису моделювання взаємодії перспективною є континуальна модель середовища, яка була описана в [62], [120]. В декартовій системі координат для опису адіабатного руху пружно-пластичного середовища густиною  $\rho$  використовують систему відповідних рівнянь в додаток до рівняння (1.1).

Рівняння нерозривності:

$$\frac{d\rho}{dt} + \rho \left( \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial \omega}{\partial z} \right) = 0, \quad (2.1)$$

де  $u, v, \omega$  – компоненти вектора швидкості руху середовища, м/с.

Рівняння руху середовища:

$$\begin{aligned} \rho \frac{du}{dt} &= \frac{\partial \sigma_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{xz}}{\partial z}, \quad \rho \frac{dv}{dt} = \frac{\partial \sigma_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{yz}}{\partial z}, \\ \rho \frac{d\omega}{dt} &= \frac{\partial \sigma_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z}, \end{aligned} \quad (2.2)$$

де  $\sigma_{ij}$  – компоненти тензора напружень, Па.

Рівняння енергії:

$$\rho \frac{dE}{dt} = \sigma_{xx} \dot{\varepsilon}_{xx} + \sigma_{yy} \dot{\varepsilon}_{yy} + \sigma_{zz} \dot{\varepsilon}_{zz} + 2\sigma_{xy} \dot{\varepsilon}_{xy} + 2\sigma_{xz} \dot{\varepsilon}_{xz} + 2\sigma_{yz} \dot{\varepsilon}_{yz}, \quad (2.3)$$

$$\begin{aligned} \dot{\varepsilon}_{xx} &= \frac{\partial u}{\partial x}, \quad \dot{\varepsilon}_{yy} = \frac{\partial v}{\partial y}, \quad \dot{\varepsilon}_{zz} = \frac{\partial \omega}{\partial z}, \quad \dot{\varepsilon}_{xy} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right), \\ \dot{\varepsilon}_{xz} &= \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial \omega}{\partial x} \right), \quad \dot{\varepsilon}_{yz} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial \omega}{\partial y} \right), \end{aligned} \quad (2.4)$$

де  $\dot{\varepsilon}_{ij} = \frac{d\varepsilon_{ij}}{dt}$  – компоненти тензора швидкостей деформації, (с<sup>-1</sup>).

Співвідношення Прандтля-Рейсса :

$$\begin{aligned} \frac{dD_{\sigma_{xx}}}{dt} + 2G\dot{\lambda}D_{\sigma_{xx}} &= 2G \left( \dot{\varepsilon}_{xx} + \frac{1}{3\rho} \cdot \frac{d\rho}{dt} \right), \\ \frac{dD_{\sigma_{yy}}}{dt} + 2G\dot{\lambda}D_{\sigma_{yy}} &= 2G \left( \dot{\varepsilon}_{yy} + \frac{1}{3\rho} \cdot \frac{d\rho}{dt} \right), \end{aligned} \quad (2.5)$$

$$\begin{aligned} \frac{dD_{\sigma_{zz}}}{dt} + 2G\dot{\lambda}D_{\sigma_{zz}} &= 2G \left( \dot{\varepsilon}_{zz} + \frac{1}{3\rho} \cdot \frac{d\rho}{dt} \right), \\ \frac{dD_{\sigma_{xy}}}{dt} + 2G\dot{\lambda}D_{\sigma_{xy}} &= 2G\dot{\varepsilon}_{xy}, \quad \frac{dD_{\sigma_{xz}}}{dt} + 2G\dot{\lambda}D_{\sigma_{xz}} = 2G\dot{\varepsilon}_{xz}, \\ \frac{dD_{\sigma_{yz}}}{dt} + 2G\dot{\lambda}D_{\sigma_{yz}} &= 2G\dot{\varepsilon}_{yz}, \end{aligned} \quad (2.6)$$

де  $G$  – модуль зсуву, Па,

$D_{\sigma_{ij}}$  – компоненти діватора напружень:

$$D_{\sigma_{ij}} = \sigma_{ij} + p\delta_{ij}, \quad \delta_{ij} = 1 \ (i = j), \quad \delta_{ij} = 0 \ (i \neq j), \quad (2.7)$$

де  $p$  – середнє нормальне напруження, Па:

$$p = -\frac{\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z}{3}. \quad (2.8)$$

Величина питомої потужності пластичної деформації визначається як:

$$\dot{\lambda} = \frac{3}{2Y^2} \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^p, \quad (2.9)$$

де  $Y$  – динамічна границя текучості матеріалу, що досліджується.

Замикається система рівнянь рівнянням стану середовища у вигляді:

$$p = p(\rho, T) \text{ або } p = p(\rho, E). \quad (2.10)$$

При цьому матеріали пластини (АМг6) та електрода-індентора (мідь М1) описуються ідеально пружно-пластичними моделями матеріалу, в бібліотеці матеріалів програми ANSYS APDL має назву “PLASTIC-KINEMATIC”. В цій моделі значення динамічної границі текучості матеріалу  $Y$  береться рівним значенню границі текучості  $\sigma_T$ . По всій області руху ідеально-пластичного середовища повинно виконуватися співвідношення, яке представляє собою умову текучості Мізеса:

$$D_{\sigma_1}^2 + D_{\sigma_2}^2 + D_{\sigma_3}^2 \leq \frac{2}{3} Y^2, \quad (2.11)$$

де  $D_{\sigma_1}, D_{\sigma_2}, D_{\sigma_3}$  – головні компоненти девіатора напружень, Па.

При зазначенні параметрів зміцнення у “PLASTIC-KINEMATIC” можна регулювати ізотропний кінематичний вклад, вказуючи параметр зміцнення (бета) між нулем (тільки кінематичне зміцнення) та одиницею (тільки ізотропне зміцнення). Швидкість деформації враховується з використанням моделі Каупера-Саймондса, яка масштабує границю текучості за допомогою фактора, який залежить від швидкості деформації, як показано нижче (рис. 2.1) [65]:

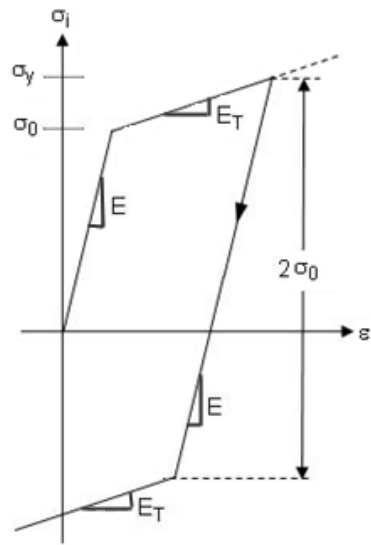


Рис. 2.1. Напруження та повна деформація при білінійному кінематичному зміцненні

$$\sigma_T = \left[ 1 + \left( \frac{\dot{\varepsilon}}{C} \right)^{\frac{1}{p}} \right] (\sigma_0 + \beta E_p \varepsilon_p^{eff}), \quad (2.12)$$

де  $\sigma_0$  – початкова границя текучості,  $\dot{\epsilon}$  – швидкість деформації,  $C$  – параметр швидкості деформації Каупера-Саймондса,  $\epsilon_p^{eff}$  – ефективна пластична деформація,  $E_p$  – модуль пластичного зміцнення, який визначається виразом:

$$E_p = \frac{E_T E}{E - E_T}, \quad (2.13)$$

При пластичній деформації кінематичне зміцнення викликає зсув поверхні текучості в просторі напружень. При одновісному розтязі пластична деформація викликає збільшення границі текучості при розтязі та зменшення границі текучості при стиску. Цей тип зміцнення може моделювати поведінку матеріалів як при монотонному, так і при циклічному навантаженні та може використовуватися для моделювання таких явищ, як ефект Баушингера.

## 2.2 Математична модель процесу ударної взаємодії електрода-ударника з модельною зварною пластиною

Розглядаючи прилади та оснащення для ЕДО спостерігається одна принципова схема пристроїв (рис. 2.2), яка не змінюється незалежно від виду обладнання (рис. 1.10а та в, рис. 1.15б та в, рис. 1.16). При цьому, для створення моделі ЕДО слід розглянути динамічну складову окремо (без електричного струму).

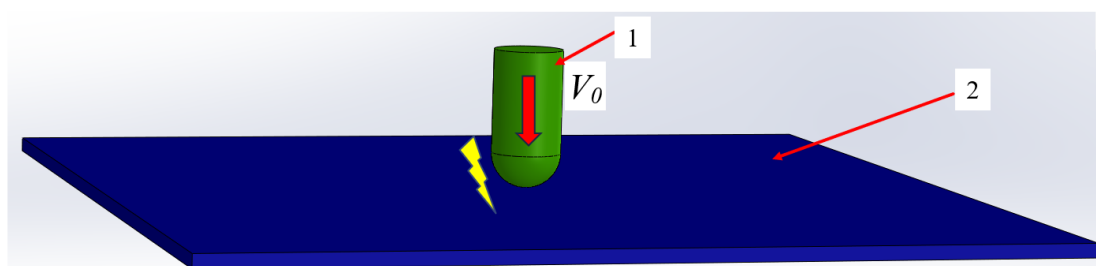


Рис. 2.2. Принципова схема ЕДО, де 1 – електрод-ударник, який рухається зі швидкістю  $V_0$ , при контакті з модельною пластиною 2 проводить струм в місці обробки

Для цього зручно розв'язувати розрахункову схему (рис. 2.3) у вигляді четвертої частини принципової схеми ЕДО (рис. 2.2) у тривимірній постановці з геометричними параметрами наведеними на рис. 2.3 з відсутністю підсилення шва та зміною

механічних властивостей у його зоні. При цьому слід при такому спрощенні ввести обмеження переміщень у площинах симетрії до їх відповідних перпендикулярних напрямів, а також замінити робочий стіл, на якому обробляється зварне з'єднання, на абсолютно жорстку опору.

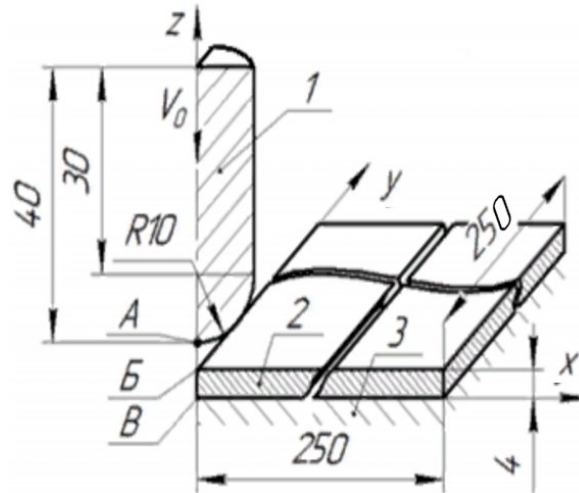


Рис. 2.3. Розрахункова схема процесу динамічного навантаження пластин під час ЕДО: 1 – електрод-індентор; 2 – пластина, що обробляється; 3 – робочий стіл (точки по лінії удару на поверхні: А – електрода-індентора, Б – пластини (лицьовій), В – пластини (тильній))

Згідно поставлених задач у 1.5, окрім схем наведених на рис. 2.2 та рис. 2.3 слід розглянути додаткові умови та зміни у розрахунковій схемі, які наведені на рис. 2.4.

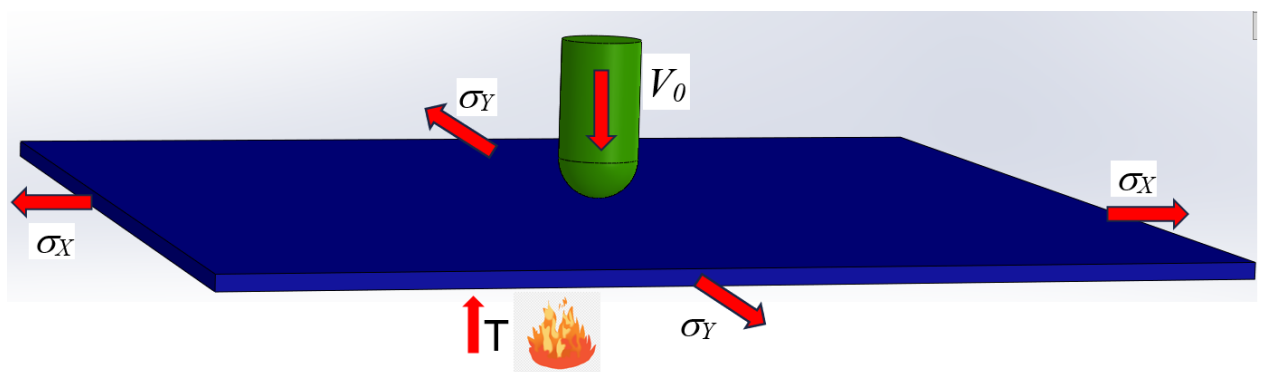


Рис. 2.4. Принципова схема додаткових технологічних факторів, вплив яких досліджується в роботі

Зі схеми видно, що метод, що створюється, повинен враховувати попередній напружений стан, початкову температуру та зміну параметрів електрода-ударника таких, як швидкість та його форма. Для моделювання залишкових напружень та термічних напружень стикового зварного з'єднання пропонується в модель задавати попередній одновісний чи двовісний розтяг, і змінювати механічні властивості матеріалу пластини відповідно до температурного рівня постановки задачі. Для спрощення та оцінки впливу параметрів електрода-індентора (без врахування попередньо напруженого стану та температури) немає необхідності моделювати тривимірну задачу, яку можна спростити до вигляду вісесиметричної, або плоскосиметричної двовимірної задачі (рис. 2.5). Використання двовимірної постановки у ANSYS/LS-DYNA дає можливість з найменшими затратами ресурсів ЕОМ та часу досліджувати складові ЕДО та ЕДО в цілому без супутнього підігріву чи залишкових напружень, які діють у деталях чи їх з'єднаннях. При цьому змінюється тривимірний CE SOLID164 на двовимірний SOLID162.

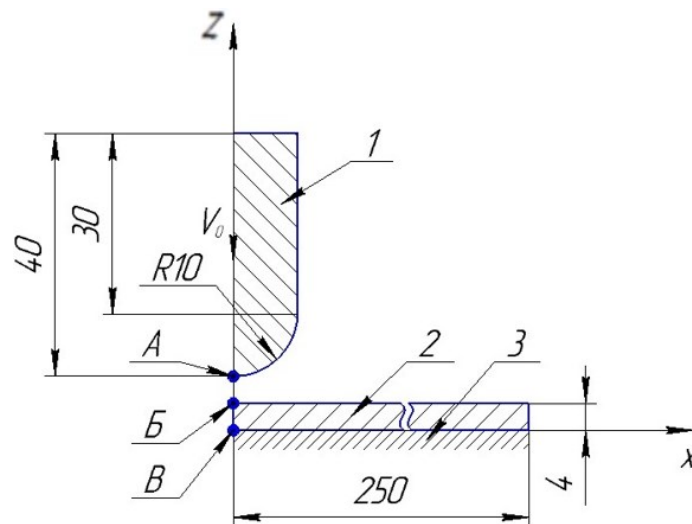
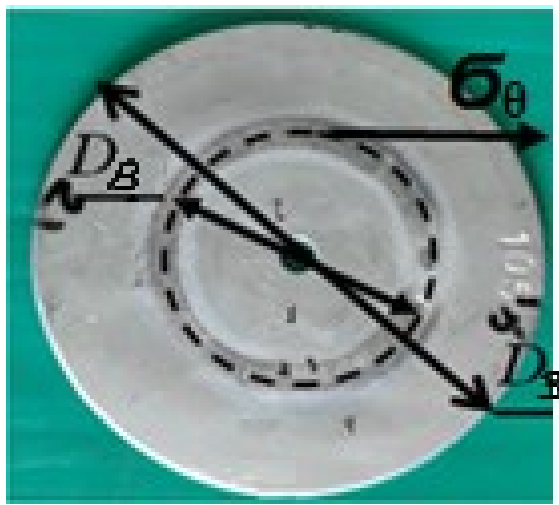


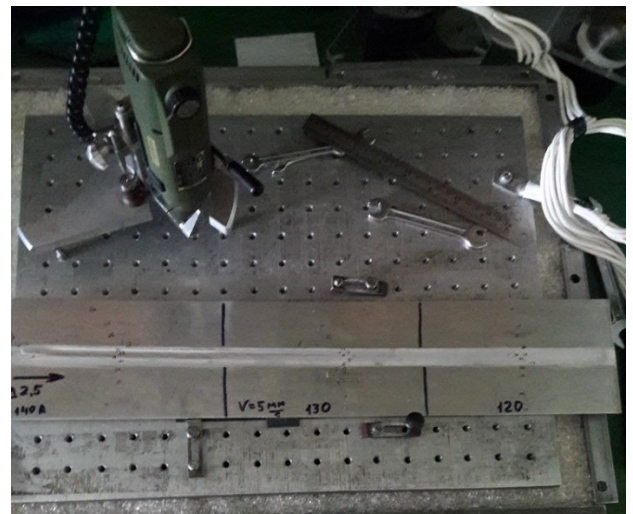
Рис. 2.5. Еквівалентна розрахункова схема електрода-ударника (1) та пластини (2), яка лежить на абсолютно жорсткому столі (3); точки: А – на вершині ударника, В – по лінії удару на лицевій поверхні, С – по лінії удару на тильній поверхні

З рис. 2.5 видно, що згідно викладеного у главі моделюється двовимірною геометрією лише правої частини задачі, через вісесиметричність електрода-індентора. Тоді слід обмежити переміщення пластини та електрода-індентора за вісь  $Y$ , також

слід обмежити вертикальне переміщення пластини, так як вона лежить на абсолютно жорсткому столі (3). Таким чином геометричним розміром, який рівний 30 мм підібрати висоту ударника з фіксованим радіусом для налаштування маси тіла. В теорії та на практиці використовують як пластини у вигляді кола (рис. 2.6а) так і видовженої форми (рис. 2.6б) зі зварними швами в якості дослідних зразків, тому слід дослідити, на якому радіусі від місця обробки присутній вплив удару. Чи є сенс моделювати пластини розмірами 500x500x4 мм, якщо можливо для моделювання впливу одного удару на НДС достатньо зробити пластину розміром 50x50x4 мм.



а)



б)

Рис. 2.6. Приклади колових (а) та лінійних видовжених зварних швів

З глави 1.4 нам відомо, що електрод ударник мідний циліндричний з масою 102,5г, і механічні властивості міді можна подивитися в довіднику. Якщо досліджувати напружений стан тіла чи зварного з'єднання, то це слід робити на тому матеріалі, який має найбільшу ефективність у регулювання ЗН при обробці ЕДО [108]. В даному випадку цей матеріал – АМг6.

### **2.3 Експериментальне визначення механічних характеристик матеріалу модельної зварної пластини**

Для опису матеріалу необхідно задати такі властивості, як густина, модуль пружності, коефіцієнт Пуассона, границю текучості та параметр зміцнення. Частина



цих параметрів потребує експериментального визначення для правильності підтвердження працездатності розробленого розрахункового методу [121].

Для їх визначення були проведені випробування на одновісний розтяг плоских зразків, вирізаних з листів. Підготовку зразків до їх випробувань проводили за стандартами ДСТУ ISO 6361-2:2007 [122], ДСТУ ISO 6892-1:2019 [123], згідно з якими зразки вирізалися з пластин вздовж прокату. Для кожної товщини пластини використовували по одному зразку товщиною від 1,0 до 4,0 мм. Таким чином, усього було 4 зразка, на яких оцінювалися механічні властивості. Зовнішній вигляд зразків показано на рис. 2.7.

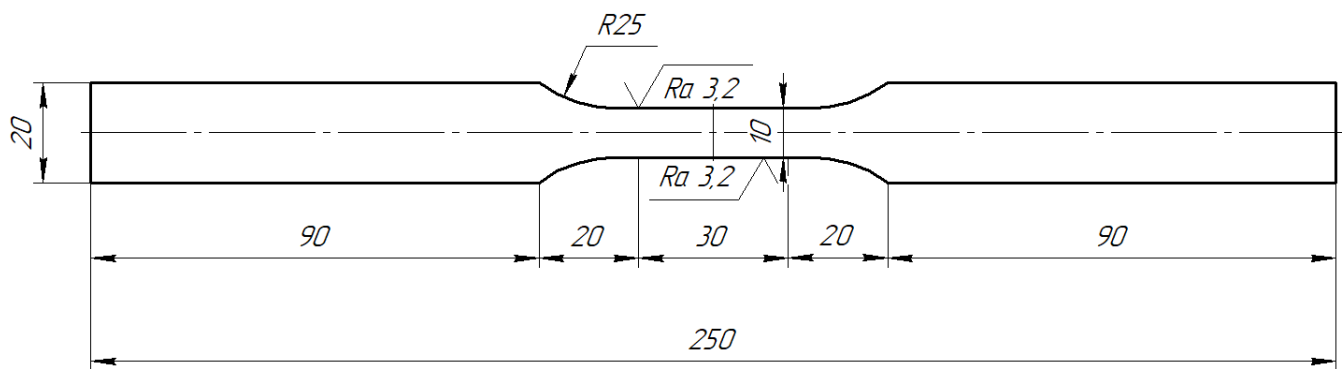


Рис. 2.7. Зовнішній вигляд зразків для випробувань на одновісний розтяг

Проводилася візуальна оцінка характеру руйнування зразків, яка показала, що проходить по виражених механізмах зрізу та відриву, що показано на рис. 2.8. Перехід зрізу до відриву зі збільшенням  $\delta$  можна пояснити великою величиною зміцненого шару до загальної товщини пластини (зразка) при  $\delta = 1$  мм, ніж при  $\delta = 4$  мм. Таким чином, при зменшеній товщині забезпечується більш високі показники енергетики для руйнування сплава АМг6.

Основні механічні характеристики отримані з досліджених зразків, а саме границя текучості  $\sigma_{0,2}$ , границя міцності  $\sigma_b$  та відносне видовження  $\delta_y$  наведені в таблиці 2.1 [124].



Рис. 2.8. Зовнішній вигляд зруйнованих зразків алюмінієвого сплаву АМг6

Значення  $\sigma_{0,2}$  є найбільш цікавими з точки зору оцінки і моделювання ЕДО, так як максимальний рівень залишкових зварних напружень в сплаві АМг6 є близьким до  $\sigma_{0,2}$ . Також ідеальна пружно-пластична модель використовує границю текучості для опису деформування матеріалу пластини.

Таблиця 2.1

Механічні властивості зразків, що досліджувалися

	Товщина, мм	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_b$ , МПа	$\delta_y$ , %
Експериментальне	від 1,0	142,5...147,8	300,5...307,1	14,1...14,8
Табличне	до 4,0	145...155	305...315	15

Отже, на основі проведених випробувань та даних у довідкових матеріалах прийнято рішення закладати у моделі, що описують матеріали механічні властивості згідно таблиці 2.2.

Знаючи властивості матеріалу та рівняння, які описують ці матеріали, створивши геометричні тіла з даних матеріалів для дослідження їх взаємодії слід перейти до наступного етапу: підбору розмірів СЕ та визначення точності отриманих результатів.

Таблиця 2.2

Механічні характеристики матеріалів, що закладаються у модель

Матеріал	Щільність $\rho$ , кг/м <sup>3</sup>	Модуль пружності, $E$ , ГПа	Коефіцієнт Пуассона $\mu$	Границя текучості $\sigma_T$ , МПа	Кут нахилу ділянки зміцнення
АМг6	2640	71	0,34	150	0
Мідь	8940	128	0,35	300	0

## 2.4 Оцінка точності розробленого методу визначення напружено-деформованого стану модельної зварної пластини при застосуванні динамічної складової електродинамічної обробки

Виходячи з сутності МСЕ важливим є розбиття тіла на елементи скінченної кількості, при чому збільшуючи кількість СЕ можна краще повторювати складні криволінійні контури, та за рахунок збільшеної густоти СЕ отримувати більш наближені значення. Але збільшення кількості СЕ негативно впливає на час проведення розрахунку через збільшення кількості рівнянь в СЛАР [125], [126]. Тому, окрім зменшення геометричних розмірів пластини, що призводить до абсолютного зменшення кількості СЕ, необхідно в першу чергу визначити оптимальний розмір СЕ.

Для пришвидшення налаштування моделі використовувалася розрахункова схема на основі двовимірної вісесиметричної постановки, де були вибрані наступні розміри СЕ пластини: 1; 0,5; 0,25; 0,2; 0,1 мм, а для ударника фіксовано 0,5 мм, бо його напружений стан не цікавить (рис. 2.9).

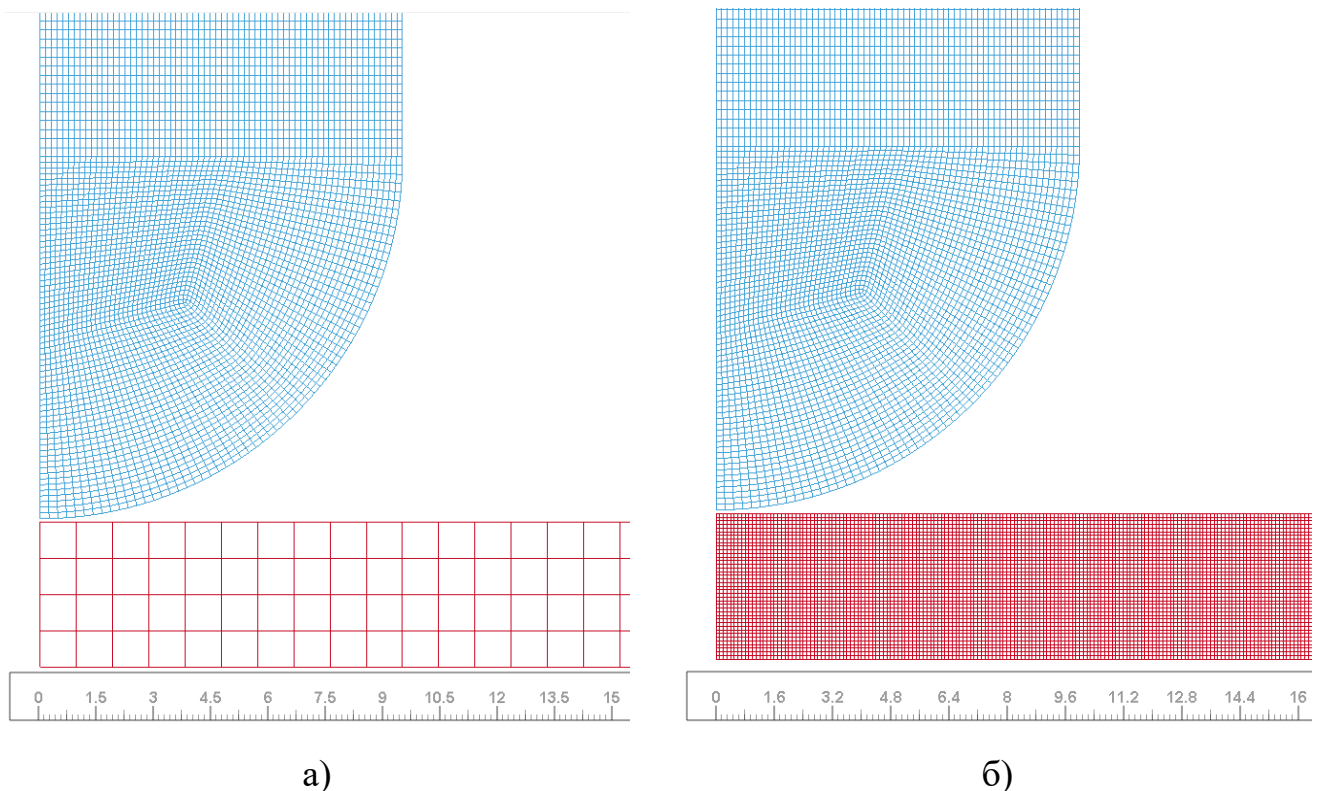


Рис. 2.9. Скінчено елементна сітка розмірами: а) 1 мм та б) 0,1 мм для пластини

В даній задачі використовувалася ударна обробка електродом зі швидкістю 5 м/с круглої пластини з радіусом 250 мм і порівнювалася з експериментом. Експеримент

полягав у дослідженні геометричних розмірів вм'ятини та залишкових напружень в деяких точках на поверхні попередньо відпаленої пластини з АМгб розміром 250x250x4 для верифікації розрахункової моделі пластини з радіусом 250 мм. Для зручності орієнтування вісі  $X$  та  $Y$  лежать на поверхні пластини, а вісь  $Z$  проходить перпендикулярно через пластину з початком координат в місці обробки (рис. 2.10).

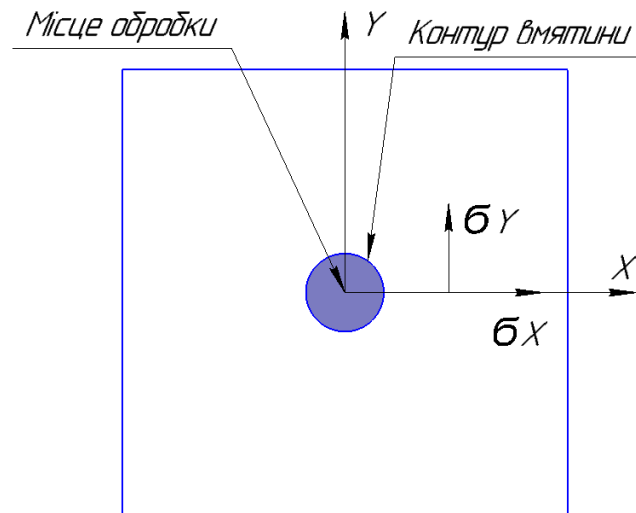


Рис. 2.10. Напрям осей та напружень відносно положення пластини (вигляд зверху)

В результаті чисельного моделювання були отримані розподіли залишкових напружень по товщині пластини вздовж лінії удару для моделей з розмірам елементів від 1 до 0,1 мм. При порівняння значень  $\sigma_x$  та  $\sigma_y$  спостерігалася повна ідентичність в розрахункових значення, що підтверджує правильність роботи вісесиметричної моделі. Розподіл  $\sigma_y$  вздовж лінії удару наведений на рис. 2.13. З розподілу видно, що використання СЕ розміром 1 мм має суттєві відхилення від тренду розподілів з меншими розмірами СЕ. А використання СЕ з розміром 0,1 на ділянці від 3 до 4 мм показує результати, які знаходяться з межею амплітуди коливань значень відносно певного рівновісного числа, що спостерігається на ділянці від 0,2 до 3 мм. Також використання СЕ розміром 0,1 мм призводить до відхилення значень біля лицевої поверхні на глибині від 0 до 0,2 мм, що дає можливість відкинути даний варіант. Тоді порівняємо розподіли напружень з експериментально отриманими значеннями на лицевій поверхні пластини для верифікації моделі. Розподіл компонент  $\sigma_x$  та  $\sigma_y$  вздовж вісі  $X$  наведено на рис. 2.12 та рис. 2.13 відповідно.

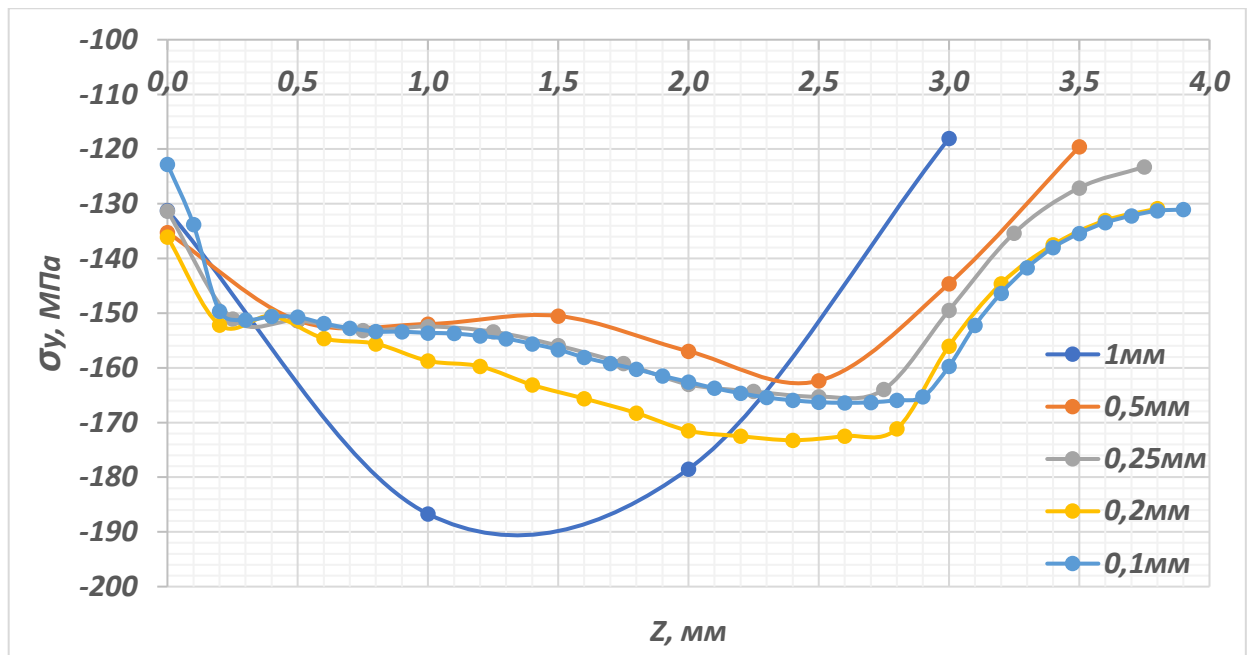


Рис. 2.11. Розподіл напружень  $\sigma_y$  в товщині пластини вздовж лінії удару

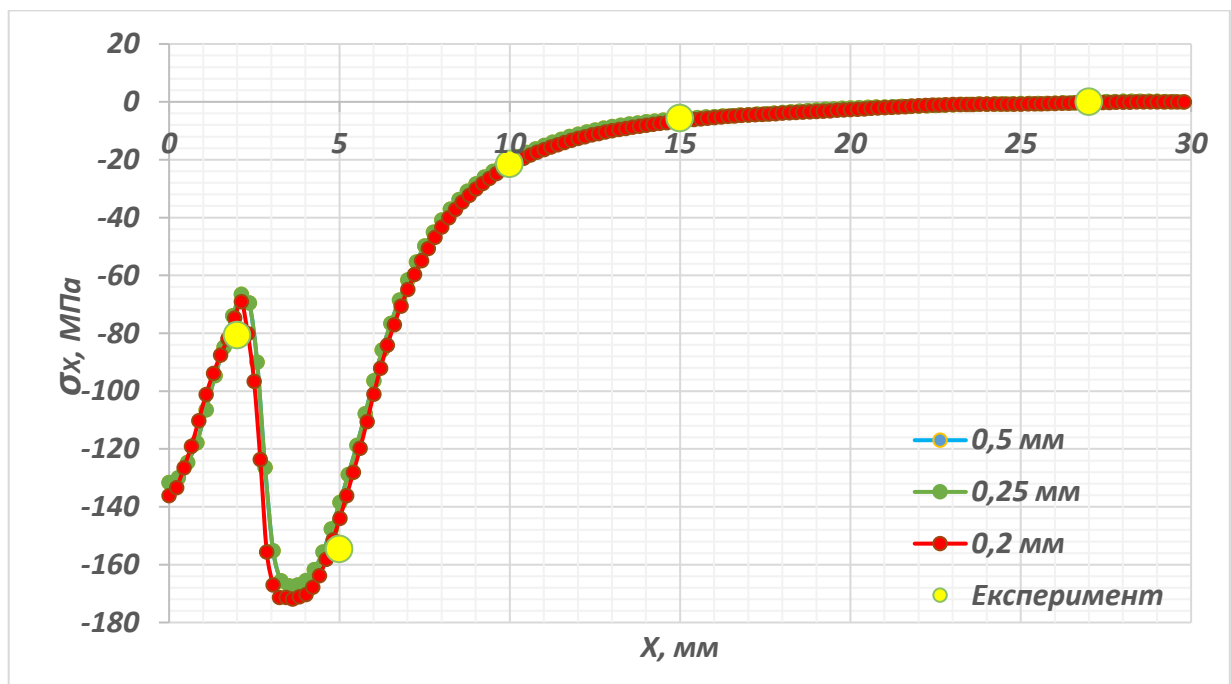


Рис. 2.12. Розрахунковий розподіл  $\sigma_x$  на лицевій поверхні пластини та експериментально визначені точки

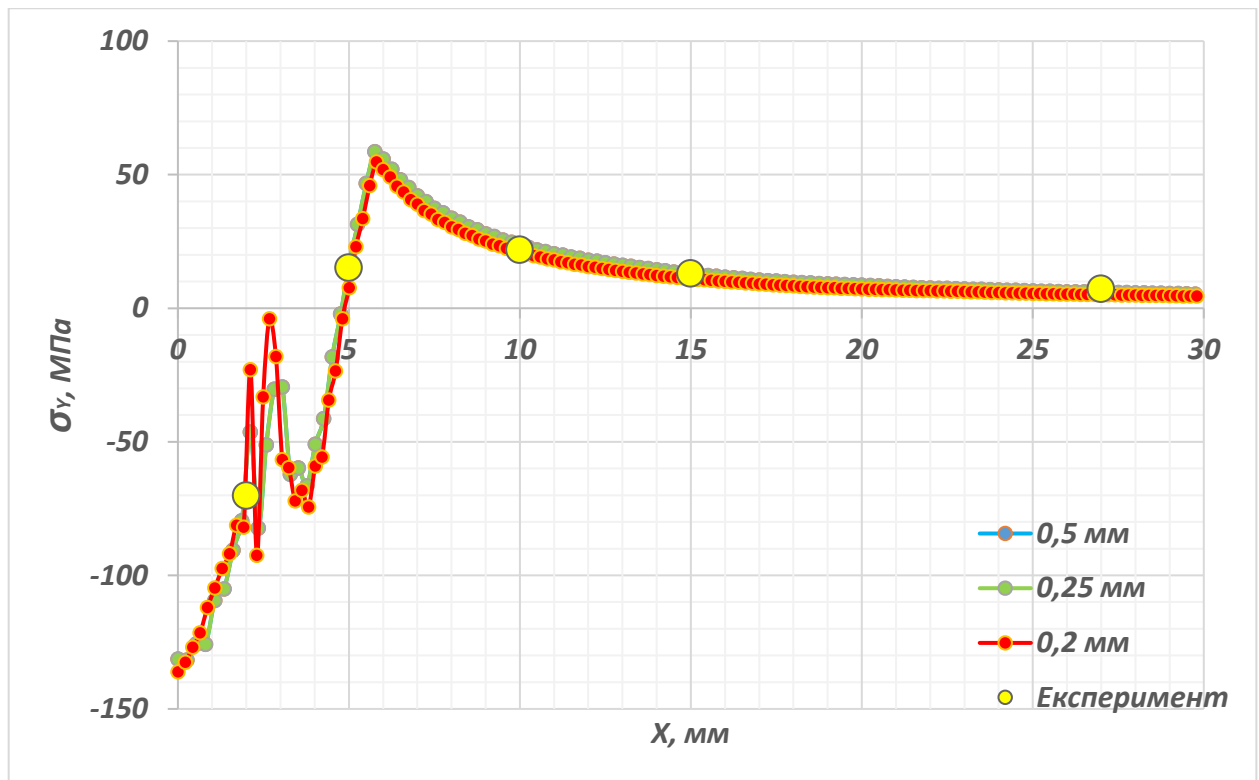


Рис. 2.13. Розрахунковий розподіл  $\sigma_y$  на лицевій поверхні пластини та експериментально визначені точки

З розподілів напружень видно, що розподіл компоненти  $\sigma_x$  напружень має відносно безперервну функцію, на відміну від розподілу компоненти  $\sigma_y$ , де спостерігається значний коливальний процес (більша амплітуда при СЕ 0,2 мм) на поверхні пластини на відстані від 2 до 4 мм від лінії удару. Дані коливання пов'язані з утворенням на поверхні потовщення пластини за рахунок перетікання матеріалу з лунки після удару до концентричного валику. Для дослідження параметрів деформування пластини в зоні контакту був зроблений шліф у центральному перерізі для більш точного визначення глибини та ширини вм'ятини, які вимірювалися за допомогою розмірної сітки у мікроскопі твердоміра М-400 LECO з ноніусом на предметному столі (рис. 2.14). В результаті глибина лунки 0,3 мм при розрахункових 0,26 мм (рис. 2.15), а діаметр лунки 5,6 мм при розрахункових 5,36 мм (рис. 2.16). Виходячи наведених даних похибка деформацій складає 13% та 4% відносно глибини та діаметру відповідно отриманих експериментальних та розрахункових лунок.





а)



б)

Рис. 2.14. Шліф вм'ятини одичного удару а) в перерізі та б) на пристрої для вимірювання твердості при вимірюванні глибини

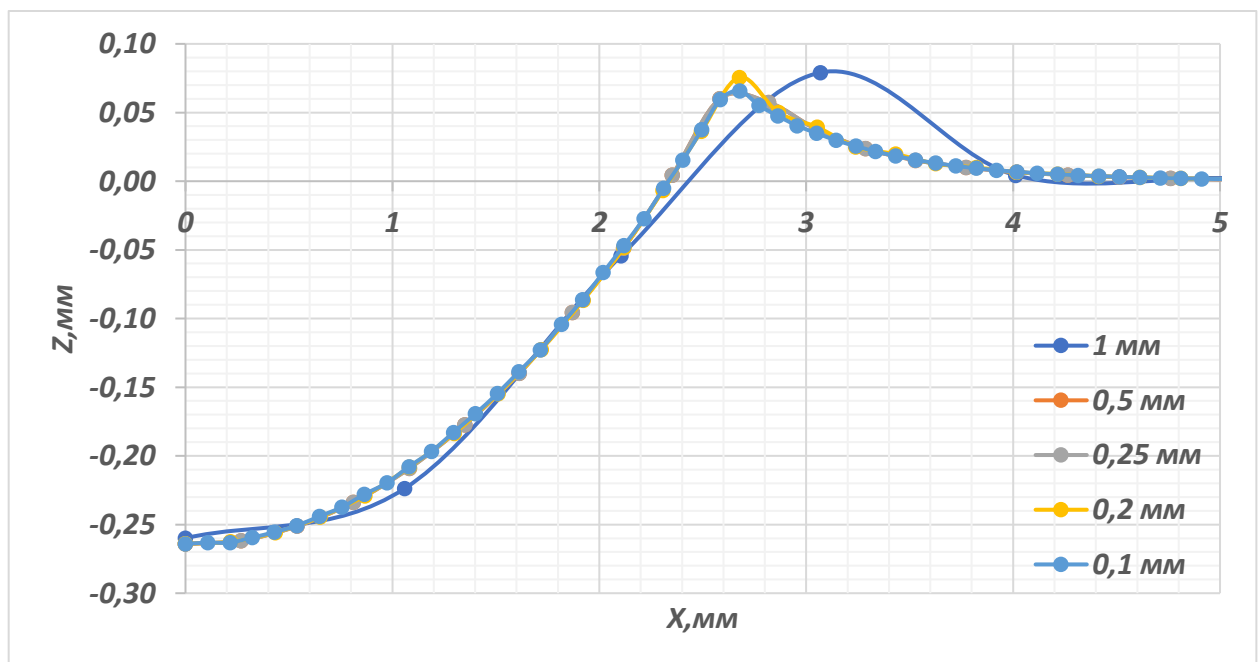


Рис. 2.15. Координати поверхні пластини в центральному перерізі після ударної обробки пластини зі швидкістю 5 м/с при різних розмірах SE

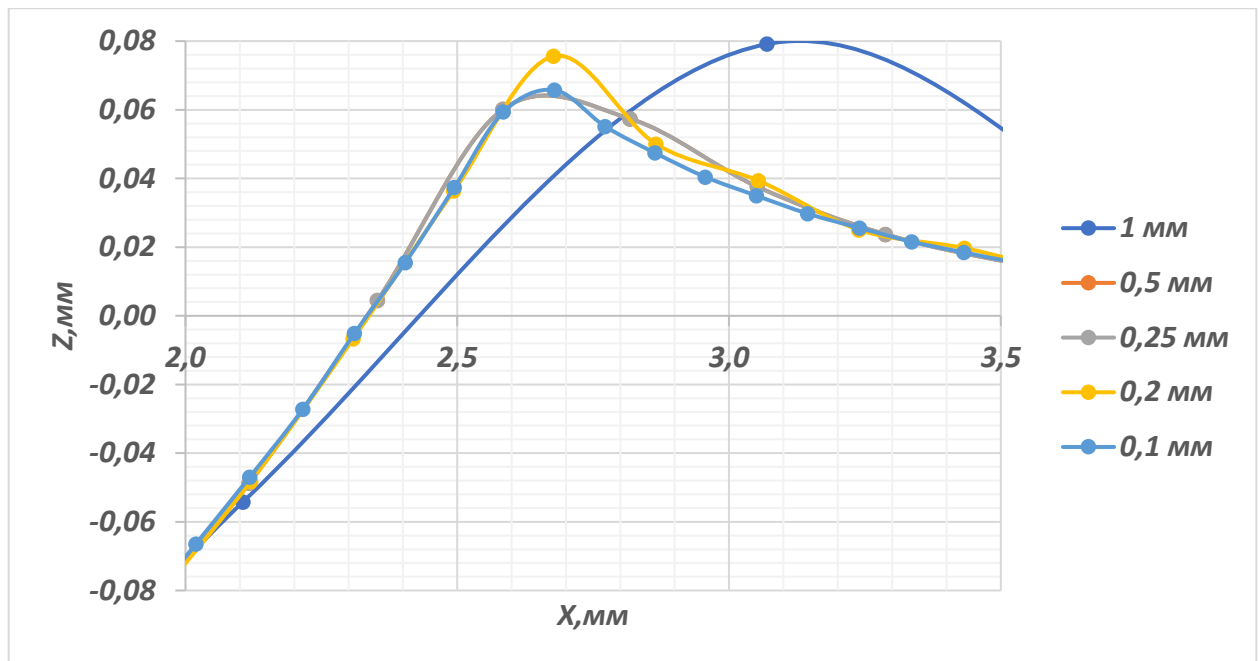


Рис. 2.16. Координати поверхні пластини в центральному перерізі у зоні валику вмі'ятини після ударної обробки пластини зі швидкістю 5 м/с за різних розмірів SE

Наведені графіки підтверджують неточність результатів при використанні SE розміром 1 мм, також з рис. 2.16 видно, що у вершині валика що формується на межі вмі'ятини модель з SE величиною 0,2 мм завищує результати переміщення на 33% від інших моделей. Тоді на основі наведених графіків з рис. 2.11 по рис. 2.16 спостерігається, що використання SE розміром 0,25 мм є найбільш перспективним для подальших розрахунків, через коливання значень між значеннями інших величин SE та досить близькими значеннями поверхневих переміщень та напружень на лицевій поверхні пластини.

На основі вибраного характерного розміру SE проведемо аналогічний розрахунок згідно розрахункової схеми зображеної на рис. 2.3 на основі тривимірної математичної моделі ударної складової ЕДО пластини з АМг6 розміром 500x500x4мм та мідним електродом-індентером, що рухається зі швидкістю  $V_0 = 5$  м/с. В результаті були отримані чисельні результати взаємодії, які слід порівняти з результатами отриманими у двовимірній вісесиметричній задачі.

Якщо порівнювати кінцевий результат після обробки, то Для цього спочатку було проведено порівняння отриманих значень тривалості контакту між індентором і пластиною  $\Delta t_k$ , максимальної глибини входження індентора в пластину  $\Delta z_{max}$ ,



глибини вм'ятини  $\Delta z_k$  та її радіусу, що сформувалися після закінчення процесу взаємодії. Слід зазначити, що величина глибини входження електрода-індентора в пластину  $\Delta z_{max}$  складається з глибини вм'ятини в пластині  $\Delta z_k$  (величина залишкових після взаємодії пластичних деформацій) та відповідної величини пружних деформацій вздовж лінії удару. Отримані результати моделювання представлено в таблиці 2.3.

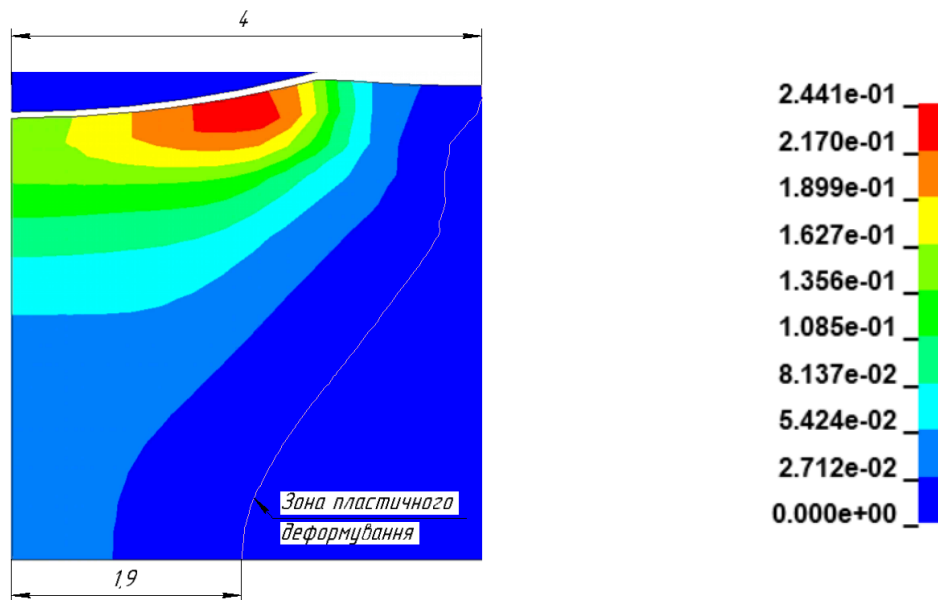
Таблиця 2.3

Розрахункові параметри взаємодії електрода-індентора з пластиною у місці контакту

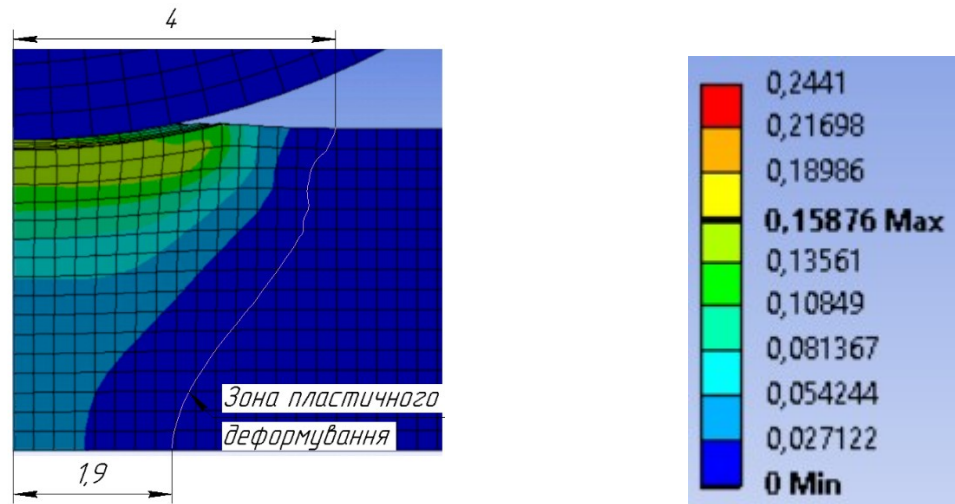
Вид симетрії	Програма	Тривалість контакту $\Delta t_k$ , мкс	Глибина входження індентора в пластину $\Delta z_{max}$ , мм	Глибина вм'ятини в пластині $\Delta z_k$ , мм	Радіус вм'ятини в пластині, мм
2D	LS-DYNA	128	0,285	0,266	2,56
3D	Workbench	128	0,285	0,266	2,53
Величина розбіжності, %		0	0	0	1,2

З таблиці видно, що незалежно від виду геометричної симетрії задачі (рис. 2.3 та рис. 2.5), математична модель процесу доволі адекватно відтворює процес ударної взаємодії електрода-індентора з пластиною у місці контакту. Величина максимальної розбіжності між значеннями радіусів вм'ятини не перевищує 1,2%, а для інших параметрів вона взагалі відсутня. При чому, якщо порівнювати діаметр вм'ятини з експериментальним (5,6мм), то похибка складає 9,6%.

Також, при проведенні першого етапу тестування розробленої математичної моделі представляє інтерес формування зони пластичного деформування та відповідних значень величини ефективних пластичних деформацій  $\varepsilon_{eff}^p$  по товщині пластини (рис. 2.17). Слід зауважити, що розміри зон пластичного деформування визначалися за умови  $\varepsilon_{eff}^p \geq 0,01$ . Також важливо сказати, що у програмних пакетах виводяться різні показники пластичних деформацій, тому для порівняння пластичних деформацій обрані найбільш близькі характеристики це ефективні пластичні деформації у LS-DYNA (2D задача) та еквівалентні пластичні деформації у Workbench (3D задача).



а)



б)

Рис. 2.17. Розрахунковий розподіл ефективних пластичних деформацій  $\varepsilon_{eff}^p$  в середині пластини у двовимірній вісесиметричній постановці (а) та тривимірній (б) з використанням програми LS-DYNA (а) та ANSYS/Workbench (б)

З рис. 2.17 розглядаючи зону пластичного деформування можна побачити, що в обох постановках вона має однакову форму близьку до усіченого конуса однакових розмірів. З суттєвих відмінностей є дещо інший розподіл деформацій від середини радіуса вм'ятини до її кінця. При цьому видно, що максимальні деформації у LS-DYNA величиною 24,4% створюються на зовнішній половині радіуса, а у Workbench(Wb) у внутрішній половині величиною 15,9%. Якщо порівнювати між

собою величини пластичних деформацій у внутрішній половині вм'ятини, то в LS-DYNA значення мають значно меншу розбіжність з Workbench і складають 17,5%.

Для більш детального аналізу відмінностей постановок та програмних комплексів значення пластичних деформацій у контрольних точках зведено до таблиці 2.4.

Таблиця 2.4

Розрахункові значення пластичних деформацій

Вид симетрії	Програма	Максимальні значення	Значення на поверхнях пластини	
			Лицьова (т.В)	Тильна (т.С)
2D	LS-DYNA	0,239	0,151	0,038
3D	Workbench	0,159	0,156	0,039
Величина максимальної розбіжності, %		33	3	3

Виходячи зі значень таблиці 2.4 спостерігаються суттєві відмінності при порівнянні двох програмних продуктів. Найбільшою розбіжністю характеризується порівняння максимальних значень пластичних деформацій у зв'язку з відсутністю у Wb зони збільшених пластичних деформацій біля валка на межі в'ятини. При цьому на поверхнях пластин похибка зменшується. Значення на тильній поверхні мають досить близькі значення. Але пластичні деформації є неосновним показником, який нас цікавить при регулюванні залишкових напружень.

Для подальшого порівняння розрахункових моделей розглянемо розподіл компонент напружень у постановках задач, що розглядаються на рис. 2.18, та спробуємо відповісти на питання чи впливає розбіжність результатів розрахунку пластичних деформацій на напружений стан.

Розглядаючи рис. 2.18 з першого погляду можна побачити, що розподіли компонент напружень мають близькі картини розподілів, практично ідентичні.

Якщо порівнювати більш детально розподіли  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  з оглядом на шкалу з рис. 2.18в, то можна побачити, що на рис. 2.18а та б спостерігається абсолютно однакова картина напружень. При цьому якщо порівнювати ці розподіли з рис. 2.18в, то можна

побачити, що Workbench дає занижені екстремуми на 0,8...1,3 МПа, що є несуттєвим, до того ж максимальні значення напружень за напрямками, що розглядаються створюються за зоною пластичного деформування.

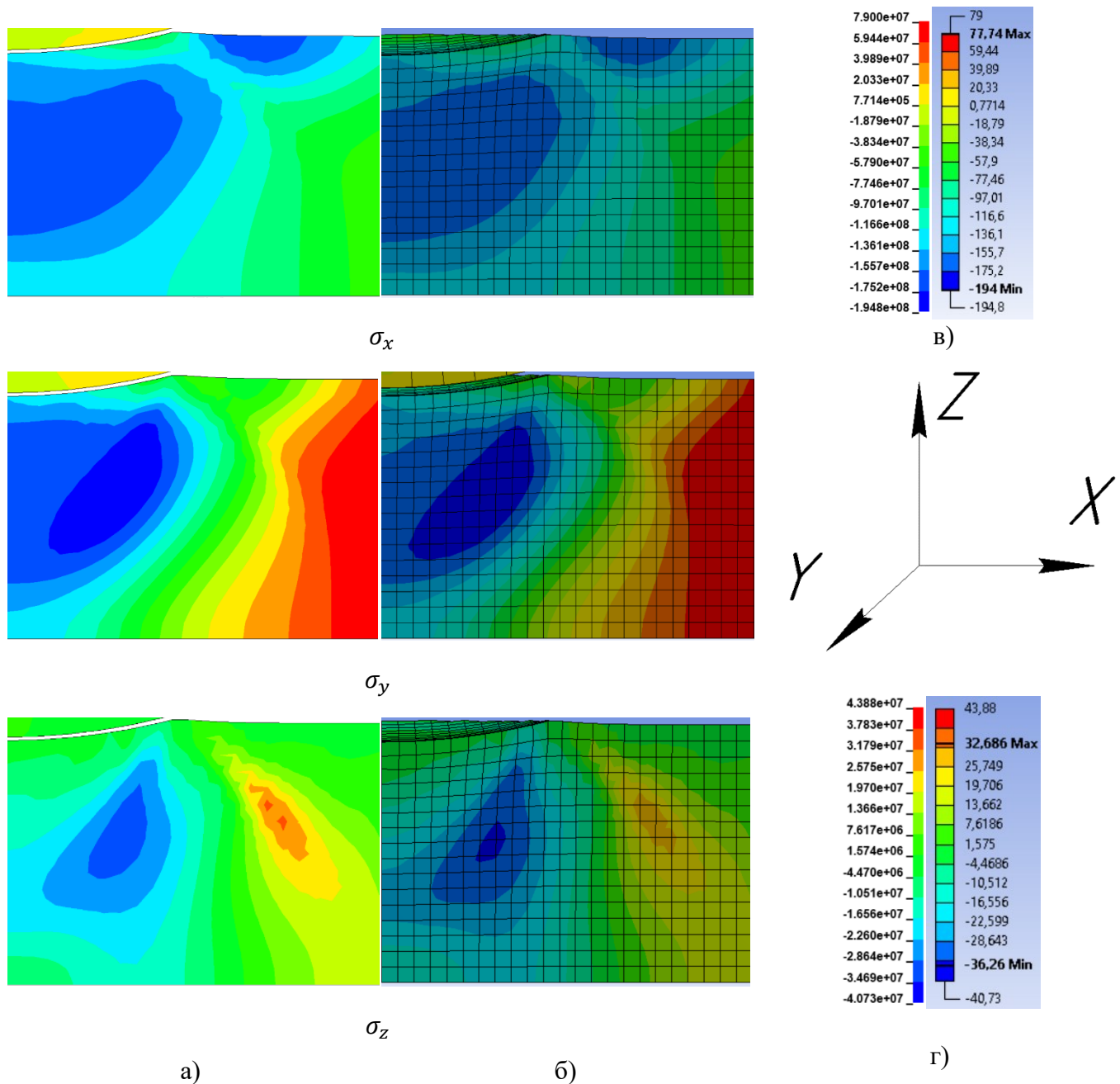


Рис. 2.18. Розподіл компонент напружень  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$ ,  $\sigma_z$  у площині XZ у двовимірній (а) постановці у LS-DYNA та у тривимірній (б) постановці в Workbench. Шкали для розподілів  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  (в) та  $\sigma_z$  (г) зображені для LS-DYNA (Па) та Workbench (МПа) у відповідній послідовності

При розгляді компоненти напружень  $\sigma_z$  спостерігаються відмінності, але в цілому картини розподілу майже однакові. Відмінності між двовимірною та

тривимірною постановкою полягають у тому, що у тривимірній постановці зона стискальних напружень більш розширена на тильній поверхні пластини під границею вм'ятини, та між цим місцем та границею вм'ятини створюється більша зона близьких до екстремуму напружень стиску. При включенні до цього порівняння результатів  $\sigma_z$  з рис. 2.18г видно, що екстремальні значення у Wb за модулем менші на величину від 4,5 до 11,2 МПа. При цьому на рис. 2.18в видно, що в зоні пластичного деформування практично відсутня зона напружень розтягу близьких до екстремуму, а зона напружень стиску близьких до екстремуму досить зменшена за розмірами в середині товщини пластини. Також при розрахунку у Wb біля середини товщини пластини по вісі удару створюється зона напружень стиску біля -25 МПа, яка має дещо менші показники стиску у двовимірній постановці з величиною напружень близько -19 МПа.

Для отримання похибок по напруженням у розглянутих постановках значення компонент напружень  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  та  $\sigma_z$  у контрольних точках зведено до табл. 2.5, 2.6, 2.7 відповідно.

З таблиці 2.5 видно, що в усі три постановки задачі дають близькі за значеннями показники компоненти  $\sigma_x$  залишкового напруженого стану. Величина максимальної розбіжності при аналізі напружень по товщині вздовж лінії удару не перевищує 2,5%, що досить точний результат для такого типу задач. Треба звернути увагу, що значення отриманого результату коливається в часі біля якогось значення і отримана величина похибки як раз близька до амплітуди цих коливань.

Таблиця 2.5

Розрахункові значення компонент залишкового напруженого стану  $\sigma_x$  по товщині пластини (від т. В до т. С) в МПа

Вид симетрії	Програма	Координата точки по товщині пластини (по лінії удару), мм				
		0 (т.В)	1	2	3	4 (т.С)
2D	LS-DYNA	-133	-160	-164	-163	-128
3D	Workbench	-135	-156	-169	-164	-131
Величина максимальної розбіжності, %		1,5	2,5	3	0,6	2,3

Таблиця 2.6

Розрахункові значення компонент залишкового напруженого стану  $\sigma_y$  по товщині пластини (від т. В до т. С) в МПа

Вид симетрії	Програма	Координата точки по товщині пластини (по лінії удару), мм				
		0 (т.В)	1	2	3	4 (т.С)
2D	LS-DYNA	-131	-155	-163	-165	-127
3D	Workbench	-134	-156	-169	-164	-131
Величина максимальної розбіжності, %		2,3	0,6	3,7	0,6	3,1

Розглядаючи таблицю 2.6 з отриманими числовими показниками залишкового напруженого стану  $\sigma_y$  можна побачити, що значення максимальної похибки більші на 1,2% від таблиці 2.5. В точці на глибині 2 мм від поверхні величина похибки досягає 3,7%, що є також прийнятним. Величина такої похибки пояснюється співпадінням в даний момент часу різнознакових екстремумів коливань значень у двох розрахунках. Також слід звернути увагу на подібність результатів у таблиці 2.5 та таблиці 2.6, яка присутня за рахунок симетричності задачі.

Таблиця 2.7

Розрахункові значення компонент залишкового напруженого стану  $\sigma_z$  по товщині пластини (від т. В до т. С) в МПа

Вид симетрії	Програма	Координата точки по товщині пластини (по лінії удару), мм				
		0 (т.В)	1	2	3	4 (т.С)
2D	LS-DYNA	-0,3	-9,7	-15,9	-19,7	-5,8
3D	Workbench	-1,4	-7,4	-20,9	-22,8	-10,8
Величина максимальної розбіжності, %		366	23	31	16	86

При аналізі результатів залишкових компонент напружень  $\sigma_z$  з табл. 2.7 видно, що значення по товщині коливаються в районі -23...0 МПа. При цьому величина похибки становить від 16 до 336, де найменші абсолютні величини створюють найбільшу похибку за рахунок коливань величиною до 3 МПа. Тому при розгляді

таблиці 2.7 краще аналізувати не відносні похибки, а абсолютні, тоді можна сказати про прийнятність результатів, оскільки абсолютні значення, не створюють проблеми ЗН в цьому напрямку. При цьому ЗН у таблиці 2.5 та таблиці 2.6 більші за значення у таблиці 2.7 у близько 10 разів.

Для подальшого тестування обох моделей визначимо вплив крайового ефекту, тобто геометричних розмірів модельної пластини, на зміну напружено-деформованого стану в околі місця взаємодії ударника з нею та проведемо порівняння отриманих значень з експериментальними даними.

## **2.5 Вплив крайового ефекту на точність визначення напружено-деформованого стану зварної модельної пластини при застосуванні динамічної складової електродинамічної обробки**

Виходячи з аналізу рис. 1.12 та рис. 1.14 в розділі 1.4 видно, що вплив ударної обробки поширюється на відстань від 10 до 30 мм. Для більш точного визначення впливу крайових умов проведемо чисельні розрахунки, при яких використаємо фіксований розмір скінченних елементів визначений у 2.4, і будемо змінювати розмір пластини, що оброблюється ударною складовою ЕДО. При цьому з [62] видно і зрозуміло з точки зору фізики, що чим більша початкова швидкість руху електрода-ударника, тим більше кінетичної енергії перетворюється в енергію пластичного деформування, і як наслідок, більша швидкість має більший вплив. Відомо, що обладнання для ЕДО, яке знаходиться в експлуатації може розганяти ударник до швидкості ( $V_0$ ) 10 м/с. Розглянемо двовимірні моделі круглих пластин товщиною 4 мм з наступними радіусами: 250 мм, 50 мм, 30 мм та 25 мм. При цьому у даній вісесиметричній задачі розмір скінченного елемента SOLID162 для пластини використовується 0,25 мм, а для ударника 0,5 мм.

В результаті отримали розподіли нормальних компонент напружень в центральному перерізі обробки пластини ударною складовою. Для визначення зони впливу пропонується ввести критерій, при якому вплив вважається незначним і їм можна нехтувати. За такий критерій прийнято вважати, що якщо напруження після

обробки ненапруженої пластини не більше 10 МПа, то цим можна нехтувати. Для оцінки отриманої обробки круглої пластини з радіусом 250 мм наведено розподіл компонент нормальних напружень рис. 2.19.

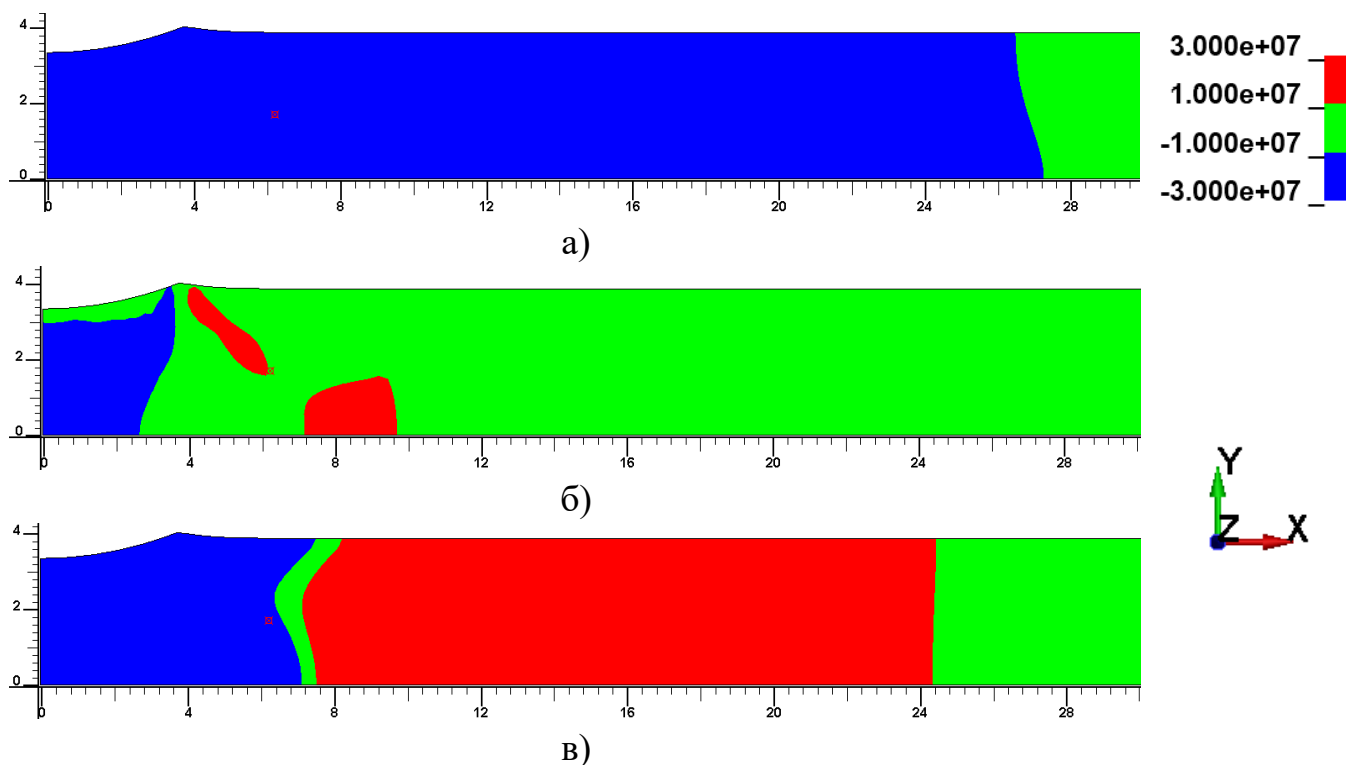


Рис. 2.19. Розподіл напружень в Па а)  $\sigma_x$ , б)  $\sigma_y$ , в)  $\sigma_z$  в центральному поперечному перерізі круглої пластини радіусом 250 мм

Видно, що за критерієм 10 МПа вплив ударної обробки зі швидкістю 10 м/с на компоненту напружень  $\sigma_x$  складає 26 мм, на  $\sigma_y$  – 10 мм, на  $\sigma_z$  – 25 мм. З чого можна зробити висновок, що можна радіус пластини 250 мм є занадто великим, і можна зменшити радіус до 50 мм і порівняти результати. Отримані розподіли компоненти напружень за критерієм 10 МПа наведені на рис. 2.20.

При порівнянні розподілів напружень спостерігається незмінний розподіл  $\sigma_y$ , інші дві компоненти мають деякі зміни: границя розподілу  $\sigma_x$  за критерієм змістилася на 4 мм від лінії удару, а  $\sigma_z$  на 6 мм від лінії удару. Наступною ітерацією зменшення радіусу пластини до 30 мм зображено на рис. 2.21.

Розглядаючи отримані дані з обробки пластини радіусом 30 мм видно, що вплив на положення межі згідно граничного критерія величиною 10 МПа змістився на 1 мм до вісі симетрії на розподілі  $\sigma_x$ , не змінився на розподілі  $\sigma_y$ , та досяг краю пластини.



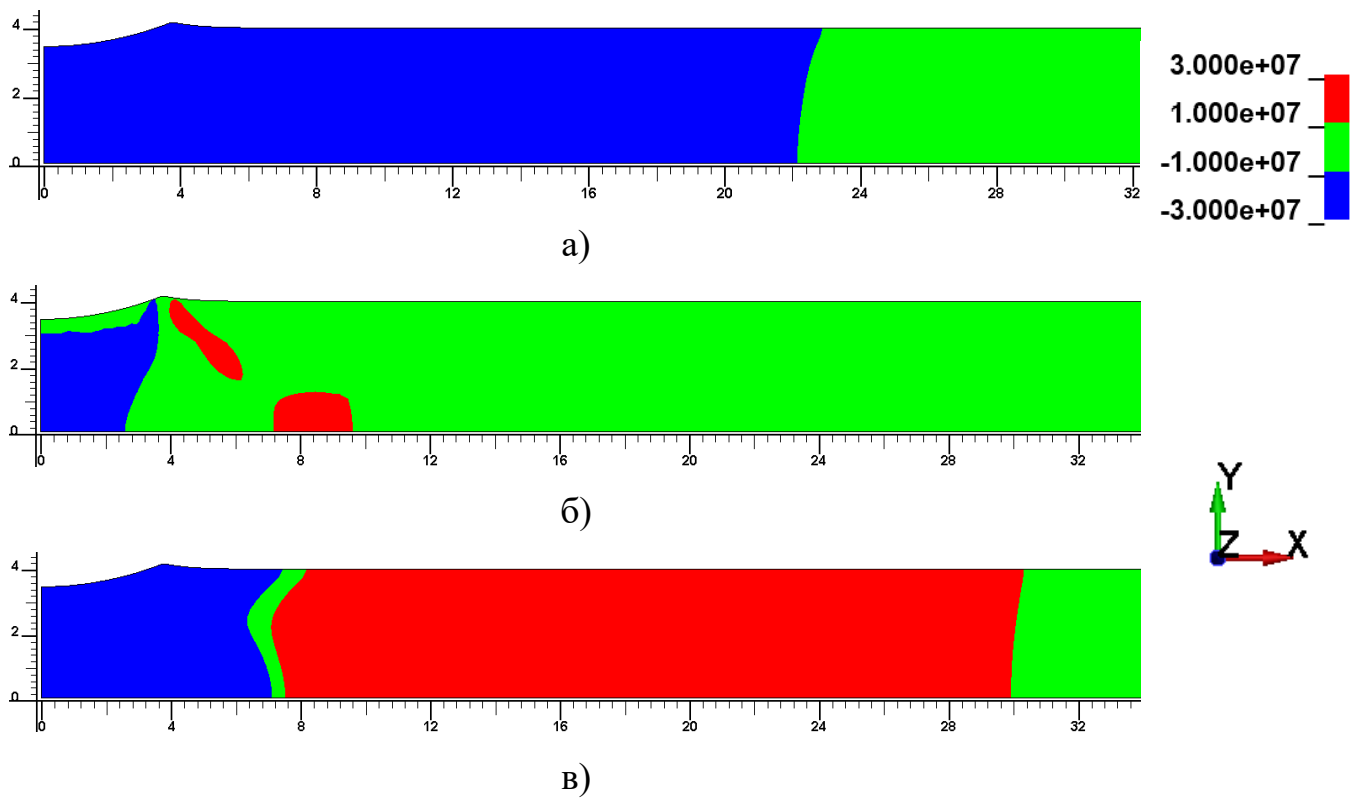


Рис. 2.20. Розподіл напружень в Па а)  $\sigma_x$ , б)  $\sigma_y$ , в)  $\sigma_z$  в центральному поперечному перерізі круглої пластини радіусом 50 мм

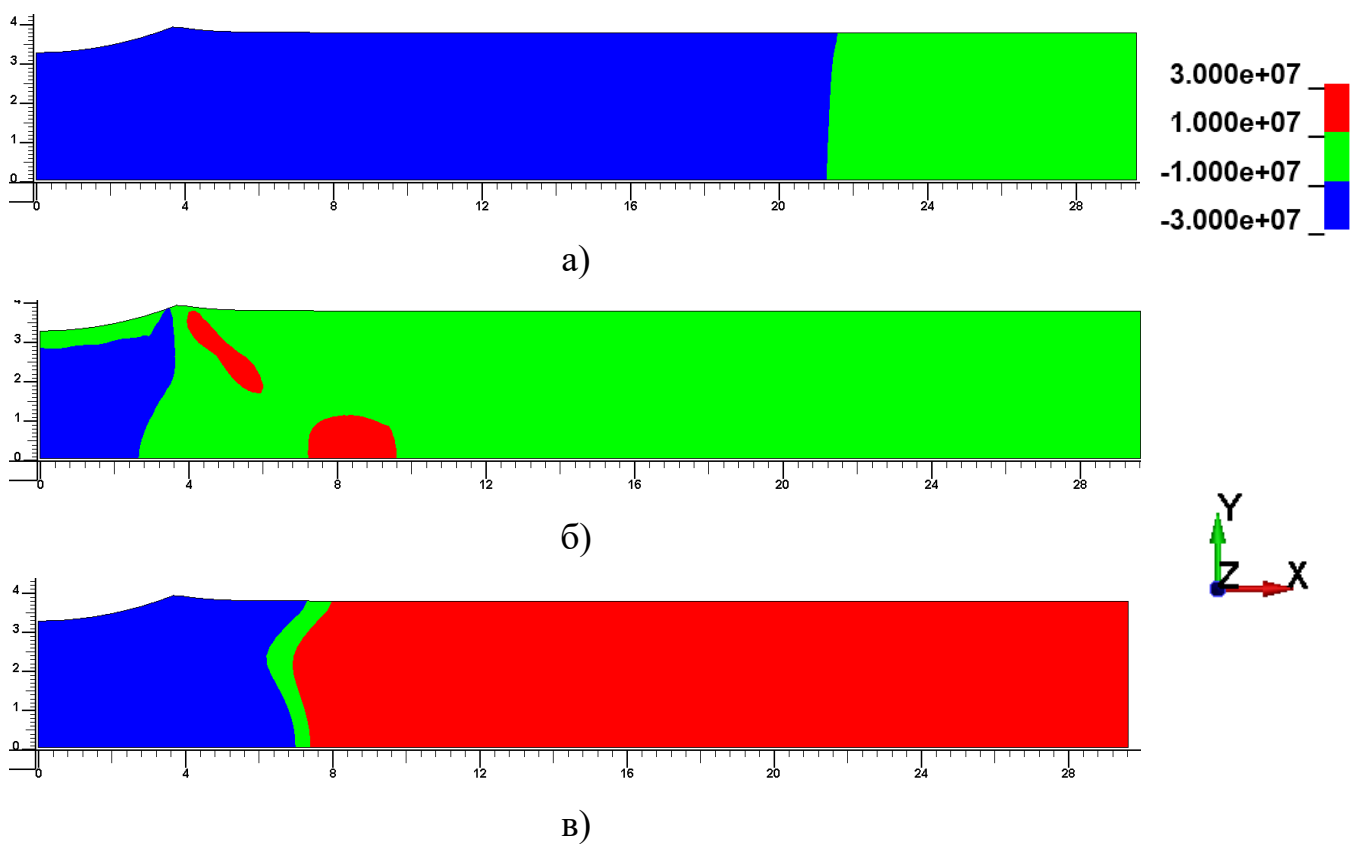


Рис. 2.21. Розподіл напружень в Па а)  $\sigma_x$ , б)  $\sigma_y$ , в)  $\sigma_z$  в центральному поперечному перерізі круглої пластини радіусом 30 мм

На основі отриманих вище результатів можна сказати, що при використанні ударника з початковою швидкістю 10 м/с суттєвий вплив на напружений стан згідно критерію досягає краю пластини. Логічно припустити що при зменшеній пластині вплив буде меншим, і можна використовувати пластини з меншими розмірами. Але проведені порівняння не дозволяють оцінити вплив розмірів пластини на компоненти напруження  $\sigma_x$  та  $\sigma_z$  під вм'ятиною та в її околі. Для цього наведемо графіки різниці значень напружень в пластинах з радіусом 250 мм та 30 мм вздовж радіуса пластини на поверхні та на глибині пластини з кроком 1 мм (рис. 2.8, рис. 2.9).

З графіків видно, що зменшення розмірів пластини призводить до завищення напружень стиску у вм'ятині до -15 МПа, також на відстані 5,8 мм спостерігається відхилення на -15 МПа у локальній зоні в на глибині 2 мм. Цікавим є відхилення компоненти напружень  $\sigma_z$  починаючи з радіуса 10 мм і далі до краю пластини, де спостерігається різке підвищення різниці напружень до -15 МПа з наступним зростанням до -7,5 МПа ближче до краю пластини.

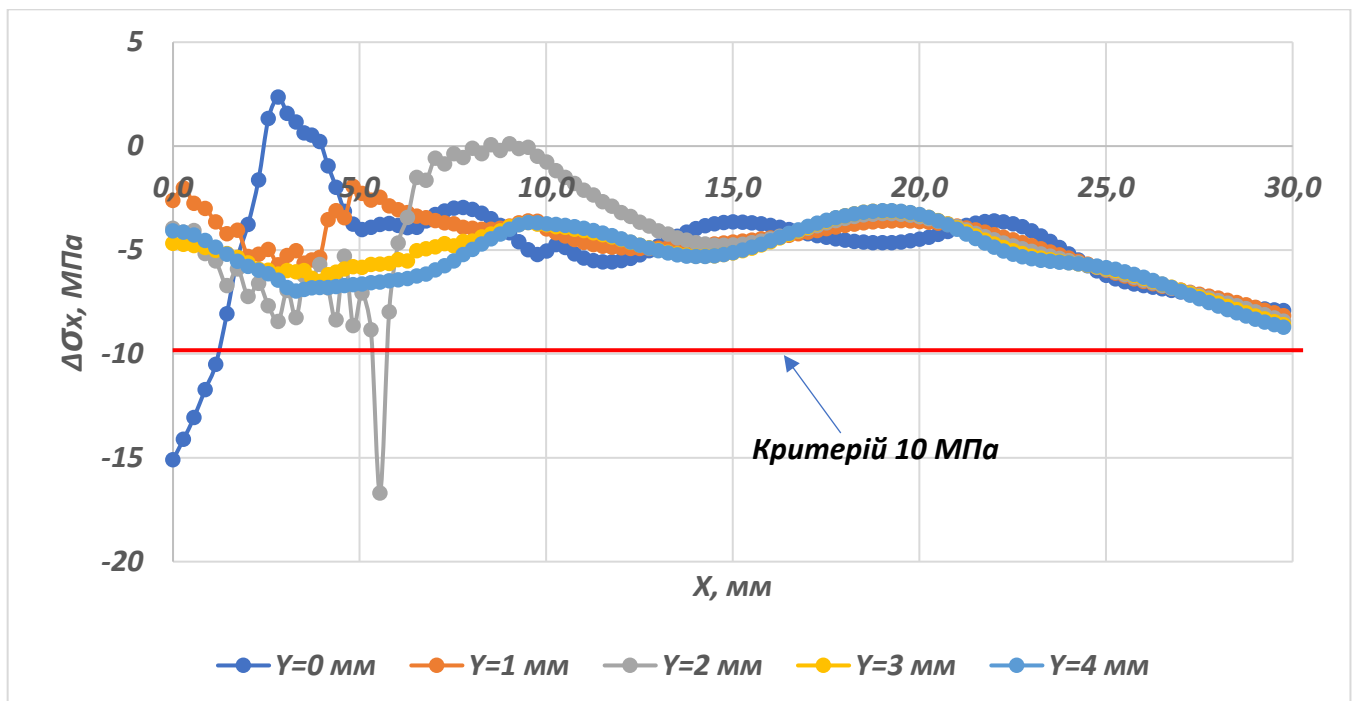


Рис. 2.22. Графік зміни напружень  $\sigma_x$  в товщині пластини вздовж радіуса

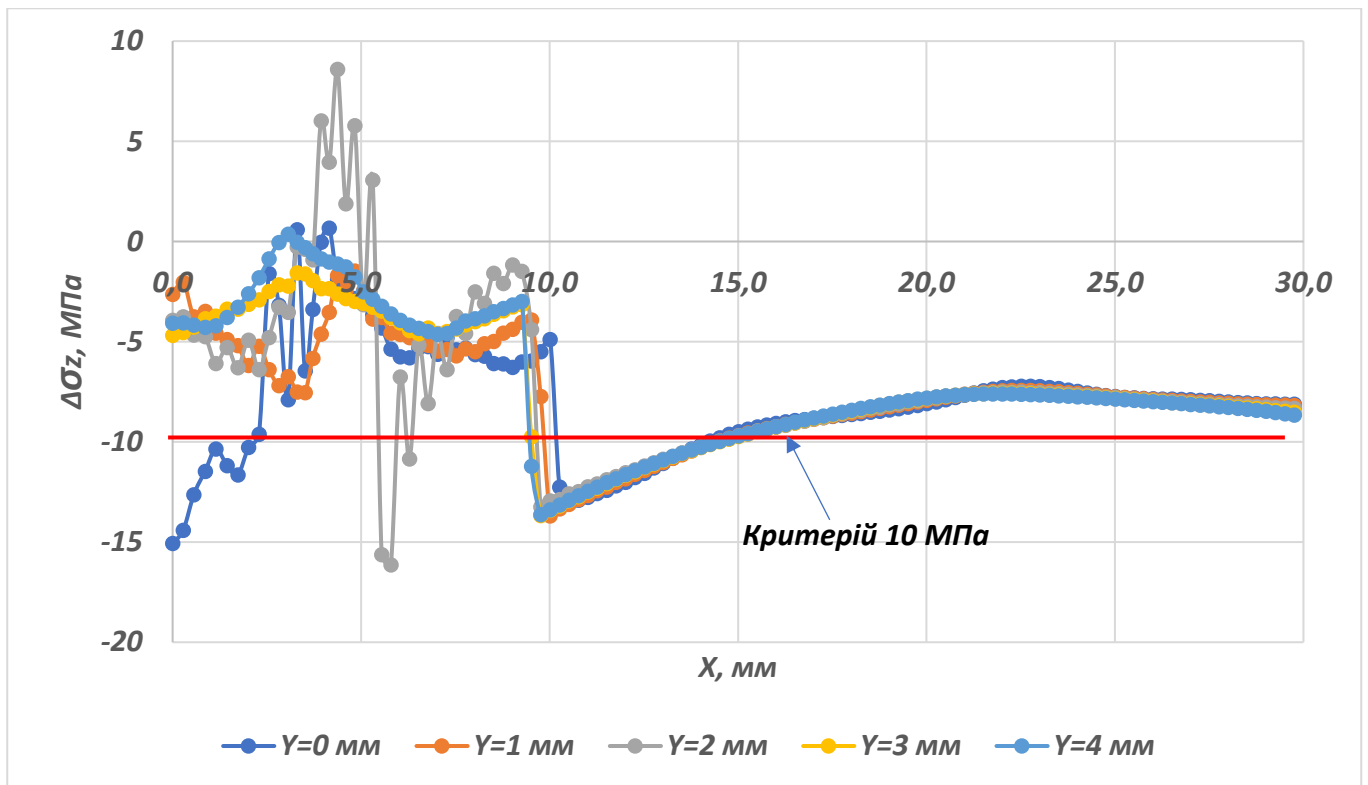


Рис. 2.23. Графік зміни напружень  $\sigma_z$  в товщині пластини вздовж радіуса

На основі розглянутих вище порівнянь крайових умов можна зробити висновок, що найбільша величина відхилення напружень при зменшенні радіуса пластини складає за модулем 17 МПа, якщо дану величину відхилення порівнювати з величиною границі текучості матеріалу(п. **Ошибка! Источник ссылки не найден.**), чи з рівнем залишкових напружень після зварювання(рис. 1.7), то відносна похибка складає 11,3% або 14,7% відповідно. При обробці пластини ударником з меншою початковою швидкістю за 10 м/с радіус пластини може бути зменшеним до 25 мм і менше.

Для цього проведемо наступну аналогічну перевірку на тривимірній моделі за швидкості 5 м/с. Для визначення впливу крайових умов розглянемо наведені розподіли залишкових напружень по аналогії до двовимірної задачі. При цьому будемо розглядати еквівалентні напруження по Мізесу для комплексної оцінки усіх складових напружень (рис. 2.24 – рис. 2.26).

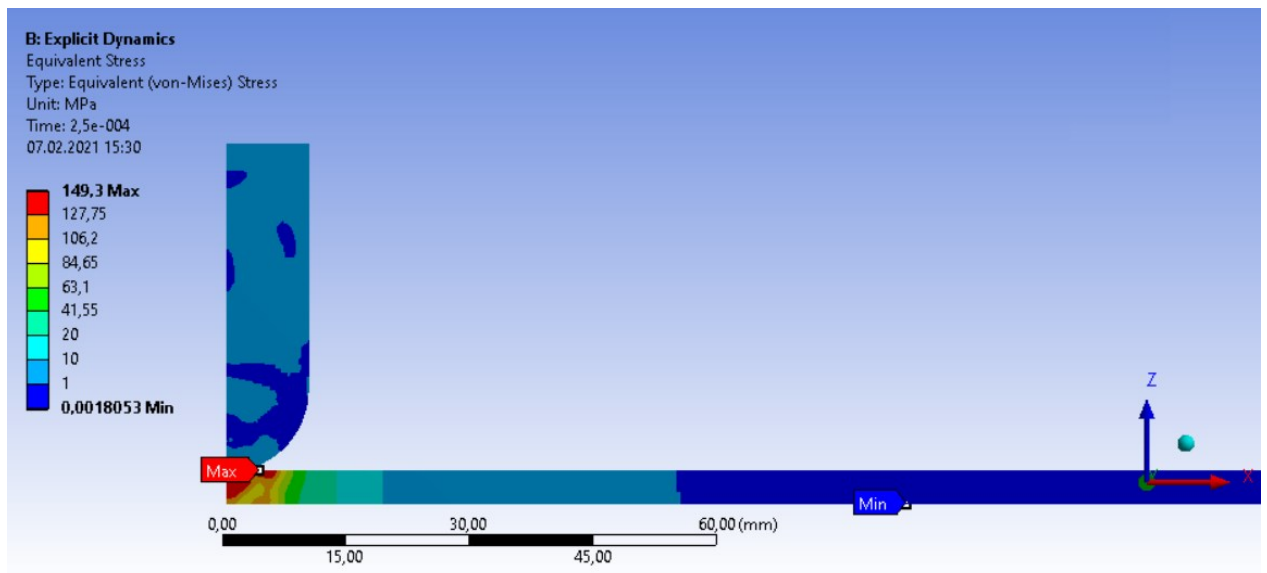


Рис. 2.24. Розподіл залишкових напружень у перерізі пластини після ударної обробки пластини з АМг6 товщиною 4 мм та розмірами 500х500мм

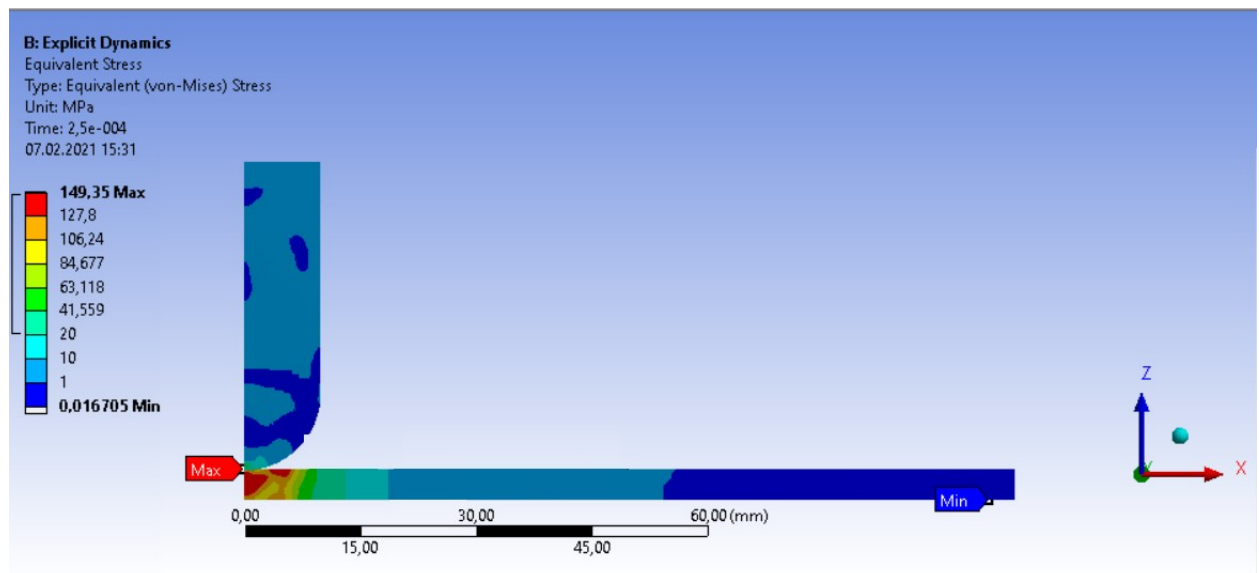
З наведених розподілів крайових умов спостерігається зміна максимальних та мінімальних величин напружень в межах 1 МПа, при цьому картина розподілу в межах 20 мм від лінії удару практично не змінна. При цьому межа двох зон величиною 10 МПа при переході від пластини розмірами 500х500 мм до пластини розмірами 50х50 мм змістилася на 1 мм.

Для визначення похибки розробленої моделі з пластиною розмірами 4х50х50 мм порівнюємо значення напружень на поверхні пластини з експериментальними даними визначеними спекл-інтерферометричним методом. Отримані розрахункові та експериментальні дані наведено у таблиця 2.8.

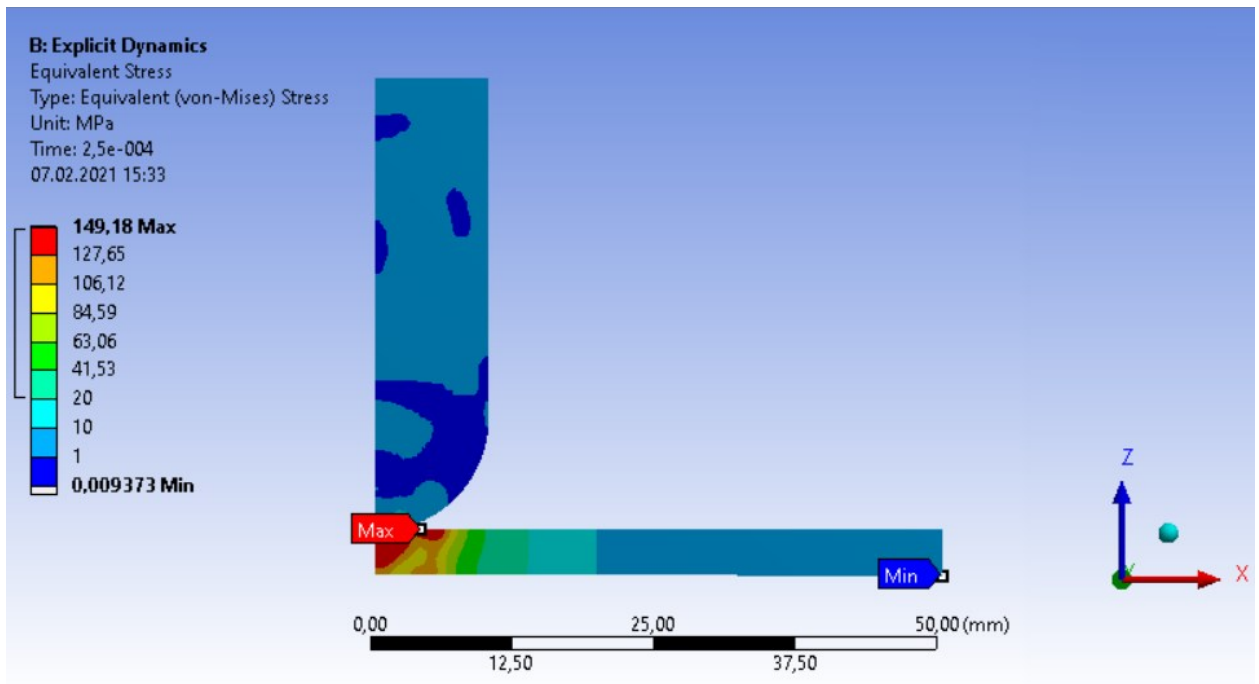
Таблиця 2.8

## Експериментальні дані та похибки тривимірної моделі

Лицева поверхня						
X, мм		2	5	10	15	27
Експериментальні	$\sigma_X$ , МПа	-80,7	-154,7	-21,56	-5,71	0,05
	$\sigma_Y$ , МПа	-70,22	15,12	21,81	13,02	7,23
Розрахункові	$\sigma_X$ , МПа	-73,3	-145,4	-22,09	-5,57	0
	$\sigma_Y$ , МПа	-58,42	6,108	23,77	12,41	0
Похибка $\sigma_X$ , %		9,1	6	2,4	2,4	0
Похибка $\sigma_Y$ , %		16,8	59,6	8,9	4,7	0
Тильна поверхня						
X, мм		1	5	10	15	25
Експериментальні	$\sigma_X$ , МПа	-120	-57,63	-18,2	-4,69	0
	$\sigma_Y$ , МПа	-112,56	71,08	23	10,56	10,72
Розрахункові	$\sigma_X$ , МПа	-131,4	-66,83	-15,56	-5,79	0
	$\sigma_Y$ , МПа	-131,4	57,07	24,56	12,29	10,3
Похибка $\sigma_X$ , %		9,5	16	14,5	23	0
Похибка $\sigma_Y$ , %		16,7	19,7	6,7	16,4	3,9



a)



б)

Рис. 2.25. Розподіл залишкових напружень у перерізі пластини після ударної обробки пластини з АМг6 товщиною 4 мм та розмірами а) 250x250мм, б) 100x100мм

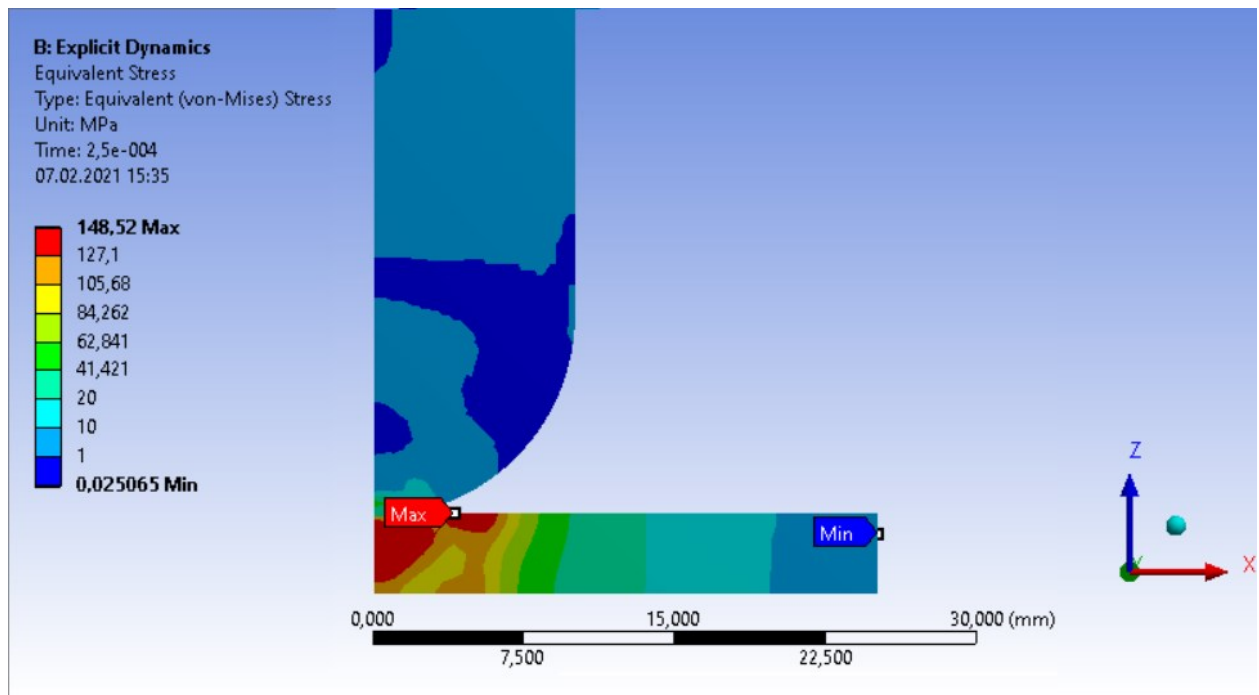


Рис. 2.26. Розподіл залишкових напружень у перерізі пластини після ударної обробки пластини з АМг6 товщиною 4 мм та розмірами 50x50мм

Видно, що модель має похибку не більше 19,7%, окрім значення  $\sigma_x$  в точці на відстані 5 мм від лінії удару, де різниця в значеннях складає 9 МПа, що є прийнятним згідно критерію введеному при визначенні крайового впливу. Для кращої наочності отриманих результатів наведено графіки розподілу компонент ЗН  $\sigma_x$  та  $\sigma_y$  згідно рис. 2.11 на лицевій (рис. 2.27Рис. 2.27, рис. 2.28) та тильній поверхні пластини(рис. 2.29, рис. 2.30). З графіків видно, що найбільші похибки відповідають місцям з найбільшим градієнтом зміни напружень.

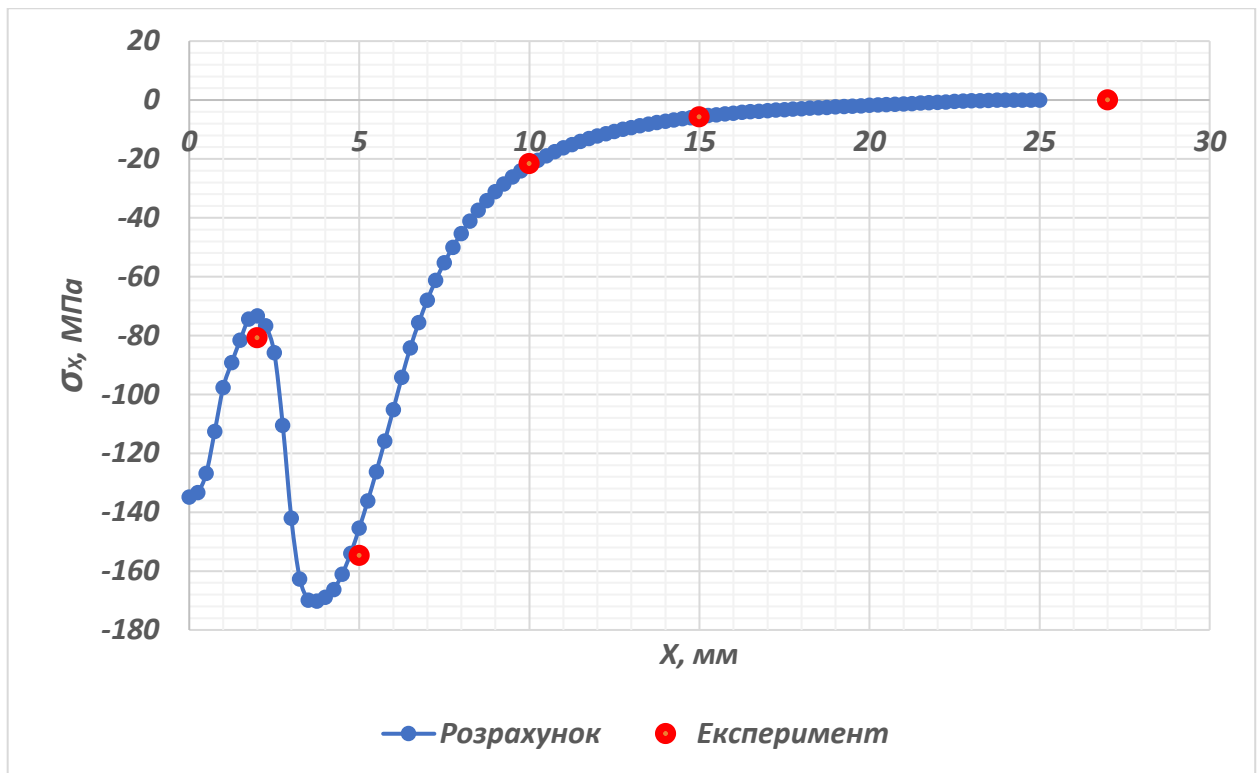


Рис. 2.27. Розподіл залишкових напружень  $\sigma_x$  на лицевій поверхні

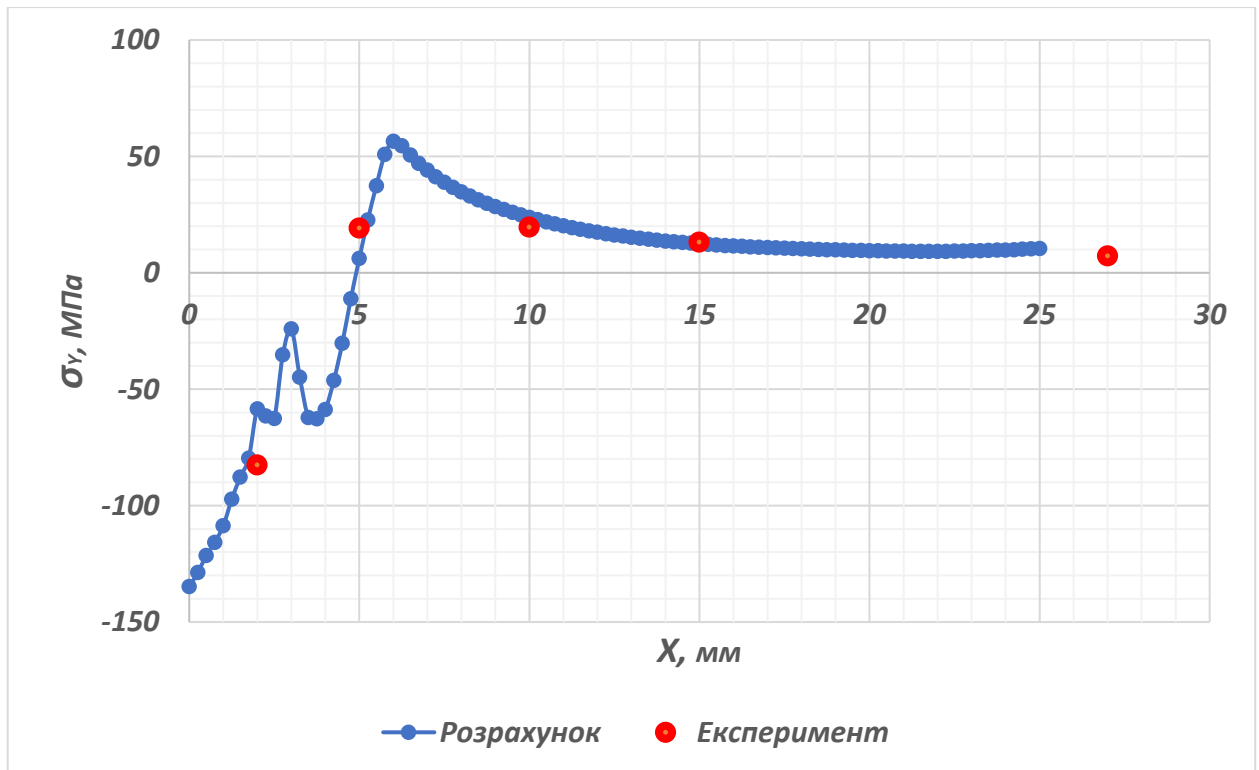


Рис. 2.28. Розподіл залишкових напружень  $\sigma_y$  на лицевій поверхні



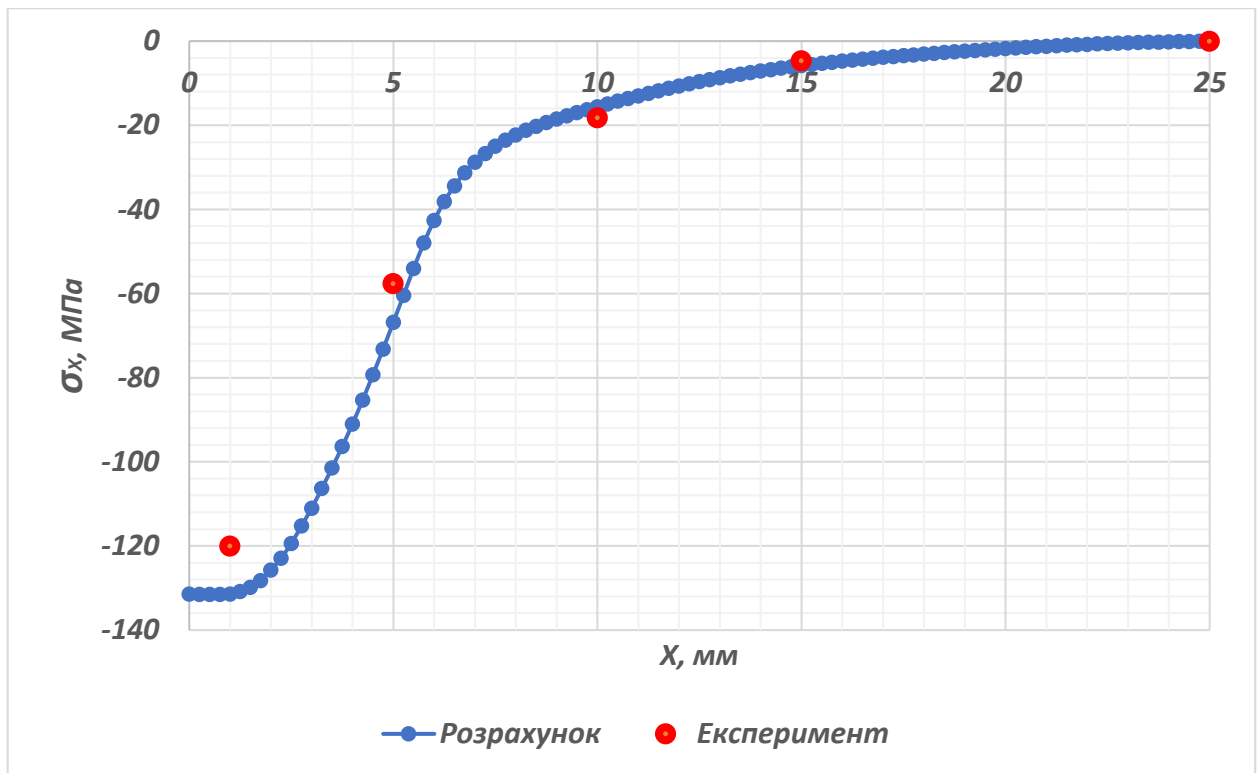


Рис. 2.29. Розподіл залишкових напружень  $\sigma_x$  на тильній поверхні

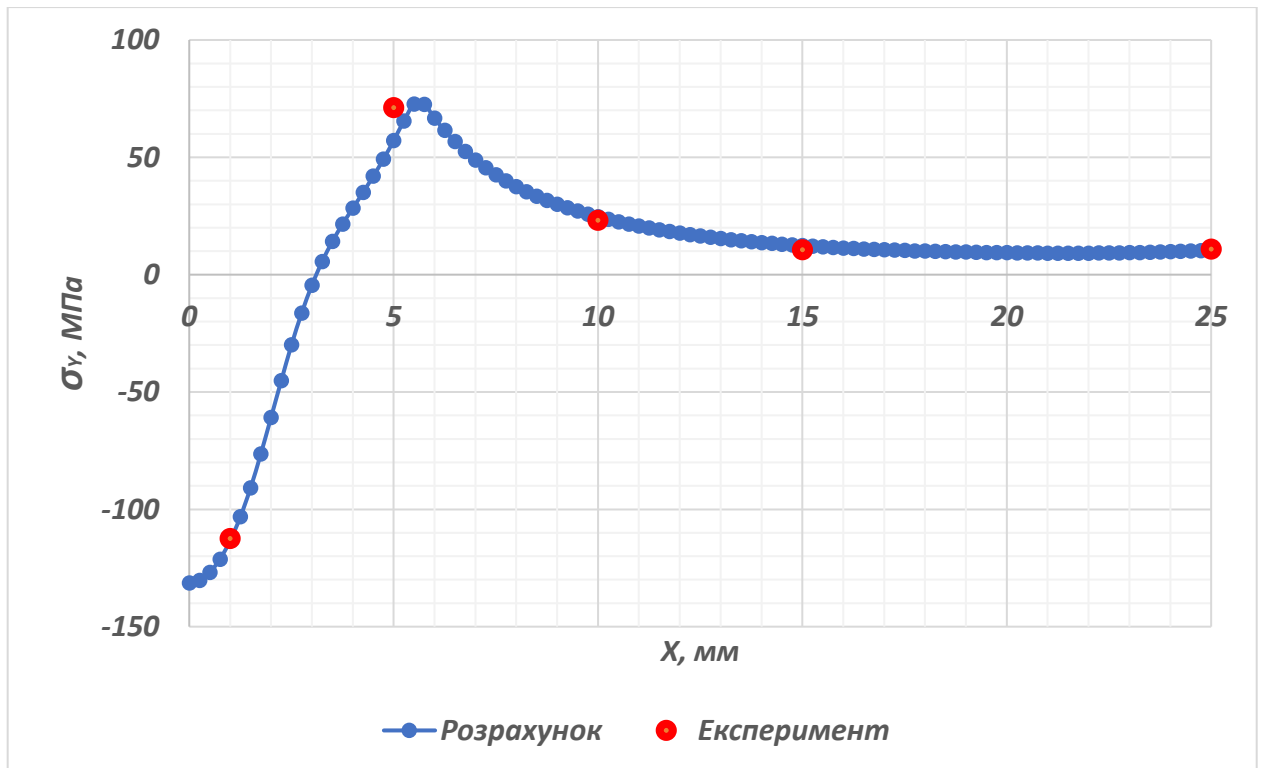


Рис. 2.30. Розподіл залишкових напружень  $\sigma_y$  на лицевій поверхні

Для повноцінної оцінки точності використання СЕ величиною 0,25 мм у двовимірній постановці та впливу крайового ефекту у двовимірній задачі з пластиною розмірами 4x50x50мм розглянемо в додаток до розподілів на лицьвій поверхні (рис. 2.12 та рис. 2.13) розподіли залишкових напружень на тильній поверхні пластини після обробки (рис. 2.31 та рис. 2.32) та порівняємо їх зі значеннями напружень, які були отримані з експерименту. З графіків спостерігається близький розрахунковий розподіл напружень до експериментальних значень. Для визначення похибок в кожній експериментальній точці прорахуємо їх значення за прикладом таблиці 2.8 та зведемо в таблицю 2.9 для аналізу отриманих значень. З таблиці видно, що найбільша похибка при порівнянні напружень складає 17,7%, що є досить прийнятним показником для динамічних моделей такого типу.

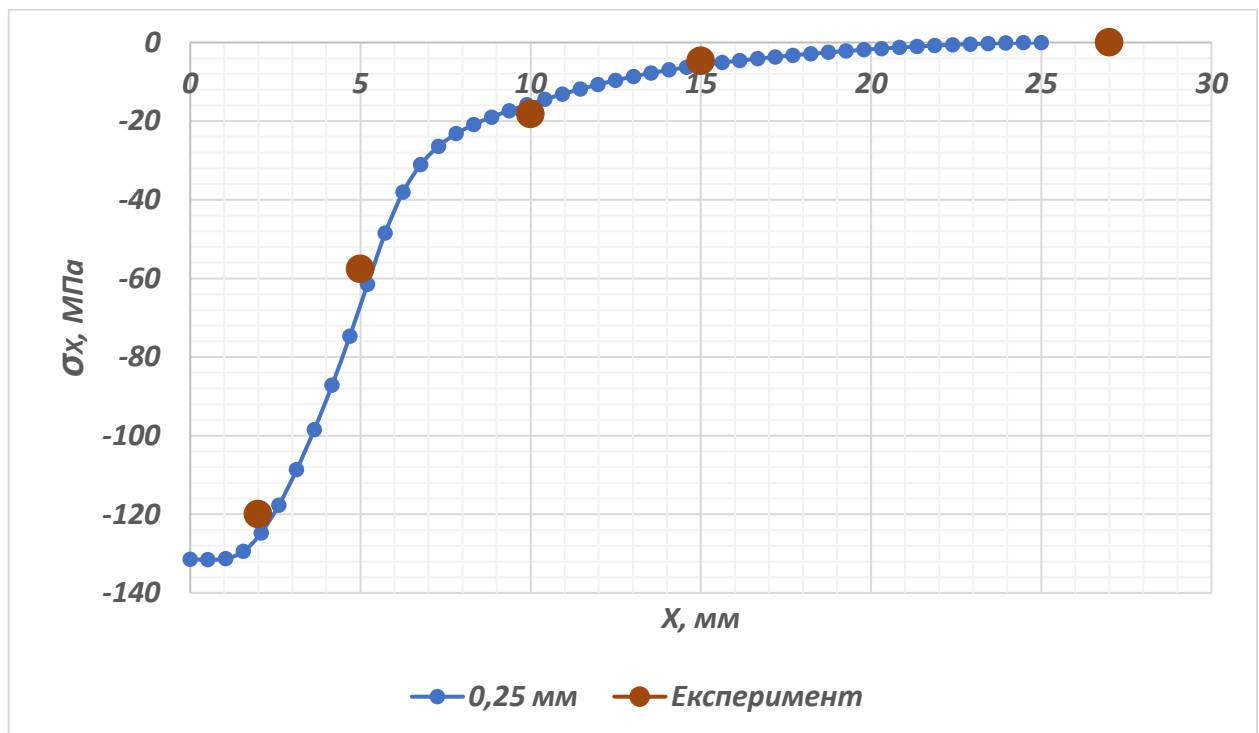


Рис. 2.31. Розподіл компоненти напружень  $\sigma_x$  на тильній поверхні пластини після ударної обробки

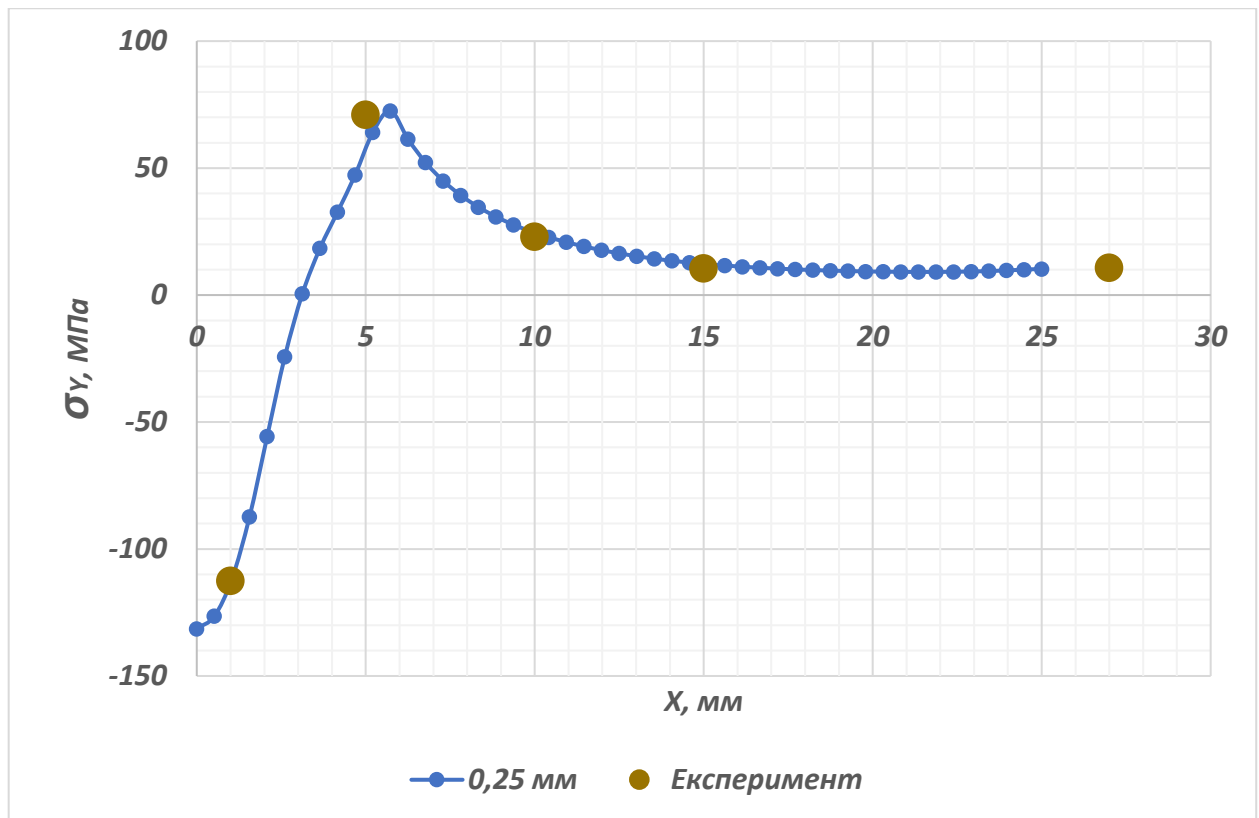


Рис. 2.32. Розподіл компоненти напружень  $\sigma_y$  на тильній поверхні пластини після ударної обробки

Таблиця 2.9

Експериментальні дані та похибки моделі з СЕ величиною 0,25 мм відносно їх

Лицева поверхня						
X, мм		2	5	10	15	27
Експериментальні	$\sigma_x$ , МПа	-80,7	-154,7	-21,56	-5,71	0,05
	$\sigma_y$ , МПа	-70,22	15,12	21,81	13,02	7,23
Розрахункові	$\sigma_x$ , МПа	-66,52	-138,48	-20,46	-5,07	0
	$\sigma_y$ , МПа	-82,26	17,03	22,9	12,66	6
Похибка $\sigma_x$ , %		17,57	10,48	5,1	11,2	0
Похибка $\sigma_y$ , %		17,14	12,63	5,0	2,61	17,01

Тильна поверхня						
X, мм		1	5	10	15	25
Експериментальні	$\sigma_X$ , МПа	-120	-57,63	-18,2	-4,69	0
	$\sigma_Y$ , МПа	-112,56	71,08	23	10,56	10,72
Розрахункові	$\sigma_X$ , МПа	-124,76	-64,46	-15,85	-5,7	0
	$\sigma_Y$ , МПа	-113,17	58,7	22,8	12,21	10,31
Похибка $\sigma_X$ , %		3,82	10,6	14,83	17,72	0
Похибка $\sigma_Y$ , %		0,54	17,41	0,87	15,63	3,82

## 2.6 Висновки з розділу

1. Розроблено математичну модель процесу ударної взаємодії електрода-ударника з модельним стиковим зварним з'єднанням, що відбувається в умовах застосування динамічної складової ЕДО на основі рівнянь механіки суцільного середовища та відповідних співвідношень пастичності Прандтля-Рейсса.

2. Показано, що оптимальним для створення скінченно-елементної сітки математичної моделі процесу ударної взаємодії електрода-ударника з модельним стиковим зварним з'єднанням є двовимірні та тривимірні скінченні елементи з характерним розміром не більше 0,25 мм.

3. Створено математичний метод розрахунку напружено-деформованого стану зварних з'єднань, що формується після застосування ударної складової електродинамічної обробки, зі середньою відносною похибкою визначення параметрів НДС на основі 2D математичної моделі процесу – до 9,2%, а на основі відповідної 3D моделі – до 11%.

4. Встановлено, що радіус зони впливу ударної складової ЕДО модельного зварного з'єднання розмірами 500x500x4мм на його НДС визначений як у 2D, так і 3D математичних постановках не перевищує 25...30мм, що дозволяє у подальших розрахунках використовувати його геометричний аналог з розмірами не більше 50x50x4мм.

### **3. МАТЕМАТИЧНА ОЦІНКА ВПЛИВУ ПАРАМЕТРІВ ТЕХНОЛОГІЧНОГО ПРОЦЕСУ ЕЛЕКТРОДИНАМІЧНОЇ ОБРОБКИ ЗВАРНОЇ МОДЕЛЬНОЇ ПЛАСТИНИ НА ЇЇ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАННИЙ СТАН**

#### **3.1 Вплив початкової швидкості електрода ударника та його форми на НДС модельного зварного з'єднання після застосування ударної складової електродинамічної обробки**

Визначення впливу початкової швидкості електрода-ударника та його форми має ключовий вплив на залишковий напружений стан після обробки як динамічною складовою ЕДО так і ЕДО в цілому. Проводити дослідження з електродами-ударниками різної форми є кошторисним заняттям, що спонукає проводити чисельні розрахунки задач визначаючи вплив параметрів ударника. Для розв'язання поставленої задачі, матеріали якої опубліковані автором у [127] – [131], розрахункова схема процесу обробки зварної пластини динамічною складовою ЕДО представлено на рис. 2.5.

На рис. 2.5 показано процес ударної взаємодії мідного електрода-індентора (1) і пластини (2) товщиною 4мм та шириною 50мм, яка виготовлена зі сплаву АМгб і розташована на абсолютно жорсткій поверхні (робочому столі 3). При чому електрод-ударник рухається в напрямку пластини з різним значенням швидкості ( $V_0$ ) рівним 1 м/с, 5 м/с та 10 м/с.

Поперечний переріз електрода-ударника умовно складено з двох елементарних фігур: прямокутника шириною 20мм та висотою 30мм і півкола радіусом 10мм.

Враховуючи те, що поперечні перерізи пластини та ударника мають геометричну симетрію, то чисельне моделювання можна проводити з використанням лише частини їх геометрії, а саме, наприклад правої половини. На рис. 2.5 представлено праві частини елементів, що взаємодіють, відносно осі  $z$  (лінії удару).

Таким чином, проведення чисельного розрахунку із застосуванням плоскої двовимірної постановки відповідає моделюванню процесу ЕДО пластини плоским електродом-індентором з поперечним перерізом представленим на рис. 2.5, але

умовно нескінченної довжини, який розташований вздовж умовного зварного шва (рис. 3.1а). Проведення розрахунків на основі вісесиметричної двовимірної постановки буде відповідати моделюванню процесу ЕДО циліндричним електродом-ударником з заокругленим торцем розташованим вздовж лінії удару (по вісі  $z$ ) (рис. 3.1б).



Рис. 3.1. Зовнішній вигляд електрода-ударника різної форми:

а) плоска видовжена, б) вісесиметрична циліндрична

Аналізуючи обидві наведені на рис. 3.1 постановки задачі можна зробити висновок, що різницею між ними буде те, що у плоскій постановці контакт ударника і зварної пластини відбувається по лінії, а у вісесиметричній – у точці.

Скінченно-елементні моделі задач для обох математичних постановок містили однакову кількість скінченних елементів та вузлів, а саме: кількість скінченних елементів (тип SOLID 162) – 128203 шт.; кількість вузлів – 131042 шт.

**Результати моделювання та порівняння ефективності технологічних методів.** Проведене моделювання показало відмінності в процесі взаємодії електрода-індентора різної форми з пластиною за різних значень його початкових швидкостей, що зведено до таблиці 3.1.

З таблиці 3.1 видно, що динаміка зміни тривалості контакту ( $\Delta t_{\text{конт}}$ ) від початкової швидкості ударника з 1 м/с до 10 м/с у постановках відмінна: у плоскій –  $\Delta t_{\text{конт}}$  зростає на 38%, при цьому у осьовій спостерігається зменшення  $\Delta t_{\text{конт}}$  на 28%. Найбільша різниця у значеннях тривалості контакту за різних постановок становить 92мкс (125%) і відповідає швидкості ударника 1м/с, найменша зі значенням 18мкс

(20%) формується на швидкості 10м/с та середня відповідно 42мкс (50%) на швидкості 5м/с. При цьому з рис. 3.2 можна побачити, що падіння значення  $\Delta t_{\text{конт}}$  відбувається за законом квадратичної параболи  $\Delta t_{\text{конт}} = 0,8778V_0^2 - 14,767V_0 + 179,89$ , а зростання – за прямолінійною залежністю  $\Delta t_{\text{конт}} = 3,1148V_0 + 70,721$ .

Таблиця 3.1

Розрахункові параметри взаємодії електрода-індентора з пластиною у місці контакту

Вид симетрії	Швидкість електрода-ударника, м/с	Тривалість контакту $\Delta t_{\text{конт}}$ , мкс	Глибина входження індентора в пластину, мм	Глибина вм'ятини в пластині, мм	Ширина вм'ятини в пластині, мм
Плоска	1	74	0,023	0,016	0,53
	5	86	0,176	0,168	1,89
	10	102	0,460	0,451	3,06
Осьова	1	166	0,062	0,049	1,27
	5	128	0,285	0,266	2,56
	10	120	0,573	0,547	3,76

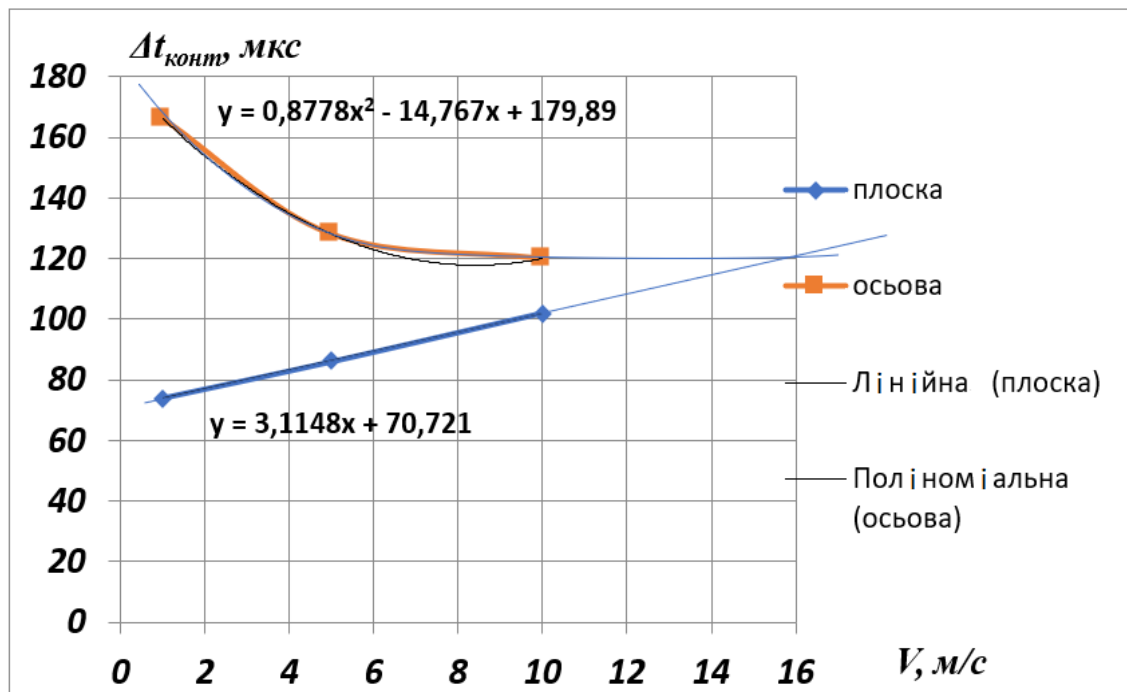


Рис. 3.2. Розрахунковий графік залежності тривалості взаємодії пластины з ударником різної форми в залежності від швидкості його руху, що змінюється в діапазоні від 1 до 10м/с



На основі отриманих залежностей можна спрогнозувати, що на швидкості ударника 14...16м/с різниця у тривалості контакту буде мінімальною, або відсутньою.

Достовірність такого прогнозу була перевірена розрахунками та було встановлено, що за умови прискорення ударника до швидкості  $V_0 = 15$  м/с тривалість контакту між ударником та пластиною в обох постановках є майже однаковою та становить 116мкс та 118мкс відповідно для плоскої та осьової симетрій.

Додатковий розрахунок процесу взаємодії ударника з пластиною на швидкості 20 м/с дозволило уточнити залежності, що описують зміну тривалості контакту між тілами та швидкості їх взаємодії (рис. 3.3)

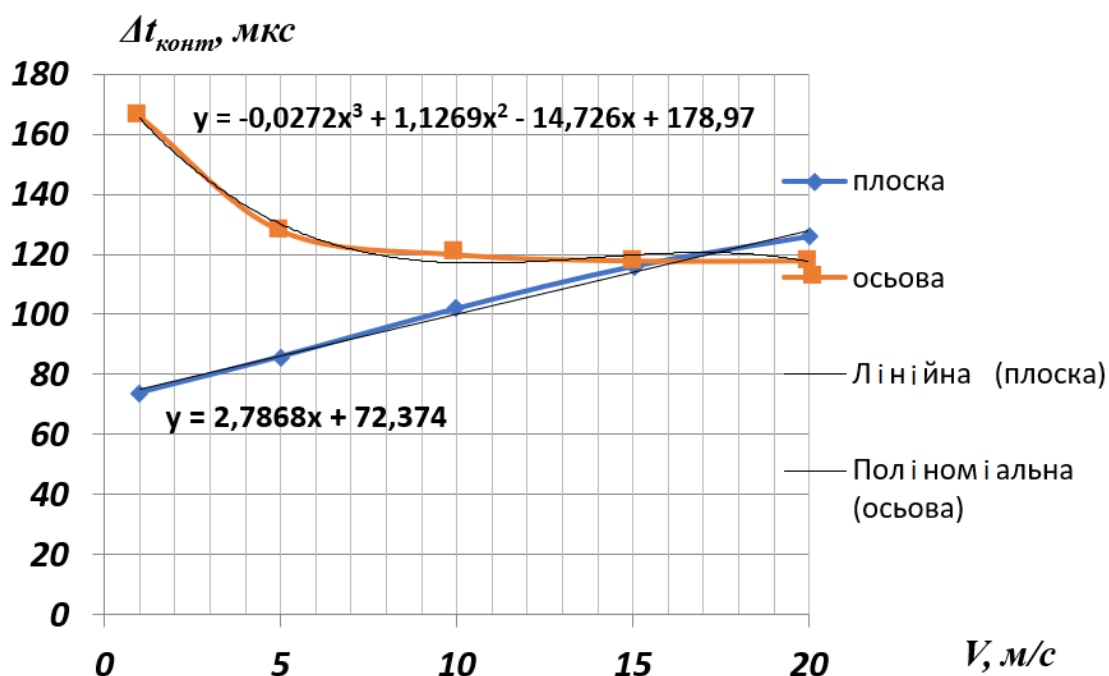


Рис. 3.3. Розрахунковий графік залежності тривалості взаємодії пластины з ударником різної форми в залежності від швидкості його руху, що змінюється в діапазоні від 1 до 20м/с

При цьому з рис. 3.3 можна побачити, що падіння значення  $\Delta t_{\text{конт}}$  відбувається тепер не за законом квадратичної параболи, а відбувається за законом кубічної параболи  $\Delta t_{\text{конт}} = -0,0272V_0^3 + 1,1269V_0^2 - 14,726V_0 + 178,97$ . Це пов'язано з тим, що з моменту, коли значення швидкості руху вісесиметричного ударника зросло до 12м/с тривалість контакту між ним та пластиною виходить на певну стабілізацію (118...122мкс). В той же час, у випадку взаємодії ударника з ударником плоскої

видовженої форми закон зміни тривалості його взаємодії з пластиною залишився лінійним з певним уточненням основних констант прямолінійної функції –  $\Delta t_{\text{конт}} = 2,7868V_0 + 72,374$ . (рис. 3.2). З метою отримання інженерних (спрощених) залежностей можна записати наступні рівняння з урахуванням тенденцій зміни значень зазначених вище коефіцієнтів:

$$\text{Плоска постановка} - \Delta t_{\text{конт}} = 3V_0 + 72;$$

$$\text{Вісесиметрична постановка} - \Delta t_{\text{конт}} = -0,03V_0^3 + V_0^2 - 15V_0 + 180.$$

Збільшення часу взаємодії тіл, що контактують, відповідно збільшує і величину деформації у місці контакту. Це позначається на розмірах вм'ятини у пластині.

Глибина входження індентора в пластину визначалася як максимальне переміщення т. А в середину пластини від її поверхні, а глибина вм'ятини відповідно визначалася як переміщення т. В від початкового положення до положення, що відповідає завершенню контакту.

В даному випадку можна визначити пружну складову розвантаження системи по лінії удару після закінчення контакту. Вона визначається як різниця глибини входження індентора та глибини залишкової вм'ятини. Вираховуючи зазначені різниці було визначено, що при використанні ударника плоскої видовженої форми величина пружного розвантаження при збільшенні швидкості з 1 м/с до 5 м/с і далі до 10 м/с призводить до збільшення з 7 мкм до 8 мкм і 9 мкм відповідно. При використанні циліндричного індентора пружна складова змінюється від 13 мкм до 19 мкм і далі 26 мкм відповідно. На основі даної характеристики можна оцінювати повноту затрати кінетичної енергії електрода-ударника на деформування та отримання їм початкової швидкості для зворотнього руху, який є необхідним, щоб виключити "прилипання" електрода під час обробки, що розглянуто в розділі 3.2. З порівняння видно, що пружна складова більша у циліндричного ударника, що повинно призводити до кращого "відлипання" електрода від поверхні пластини.

Збільшення глибини вм'ятини у вісесиметричній постановці у порівнянні з плоскою на 200% і її ширини на 140% при швидкості ударника  $V_0 = 1$  м/с, на 55% і 35% відповідно при швидкості ударника  $V_0 = 5$  м/с і на 21% і 23% при швидкості ударника  $V_0 = 10$  м/с призводить до відповідного збільшення зони пластичного

деформування та величини ефективних пластичних деформацій  $\varepsilon_{eff}^p$  по товщині пластини (рис. 3.4).

Значення  $\varepsilon_{eff}^p$  визначалися за формулою [120]:

$$\varepsilon_{eff} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2}, \quad (3.1)$$

де  $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$  – головні деформації.

Тут слід зауважити, що розміри зон пластичного деформування визначалися за умови  $\varepsilon_{eff}^p \geq 0,01$ .

З рис. 3.4 видно, що незалежно від форми ударника зі збільшенням  $V_0$  збільшується зона ефективних пластичних деформацій  $\varepsilon_{eff}^p$  в пластині. Форма цієї зони поступово змінюється зі сегмента кола на форму близьку до трапеції у якої більша основа розташована зі сторони контактної поверхні пластини, а менша – на її тильній поверхні.

Відмінністю між двома процесами є те, що розміри зони  $\varepsilon_{eff}^p$  для всього діапазону швидкостей у випадку використання ударника плоскої видовженої форми не виходять за межі габаритних розмірів самого ударника, а у випадку ударної обробки пластини вісесиметричним ударником площа зони пластичного деформування є більшою майже у двічі.

Наприклад, при  $V_0 = 1$  м/с радіус сегмента кола зони  $\varepsilon_{eff}^p$  у випадку обробки пластини плоским ударником майже у двічі менший ніж у випадку обробки вісесиметричним ударником – 0,5...0,6 мм проти 1,5...1,6 мм відповідно. При  $V_0 = 5$  м/с у плоскій постановці  $\varepsilon_{eff}^p$  поширюється вже на половину товщини пластини (2 мм) та ще зберігає форму сегмента кола радіусом 2 мм, але у вісесиметричній постановці зона пластичного деформування вже доходить до тильної поверхні пластини та має форму трапеції у якої верхня основа має довжину 8 мм, а нижня – 4 мм.

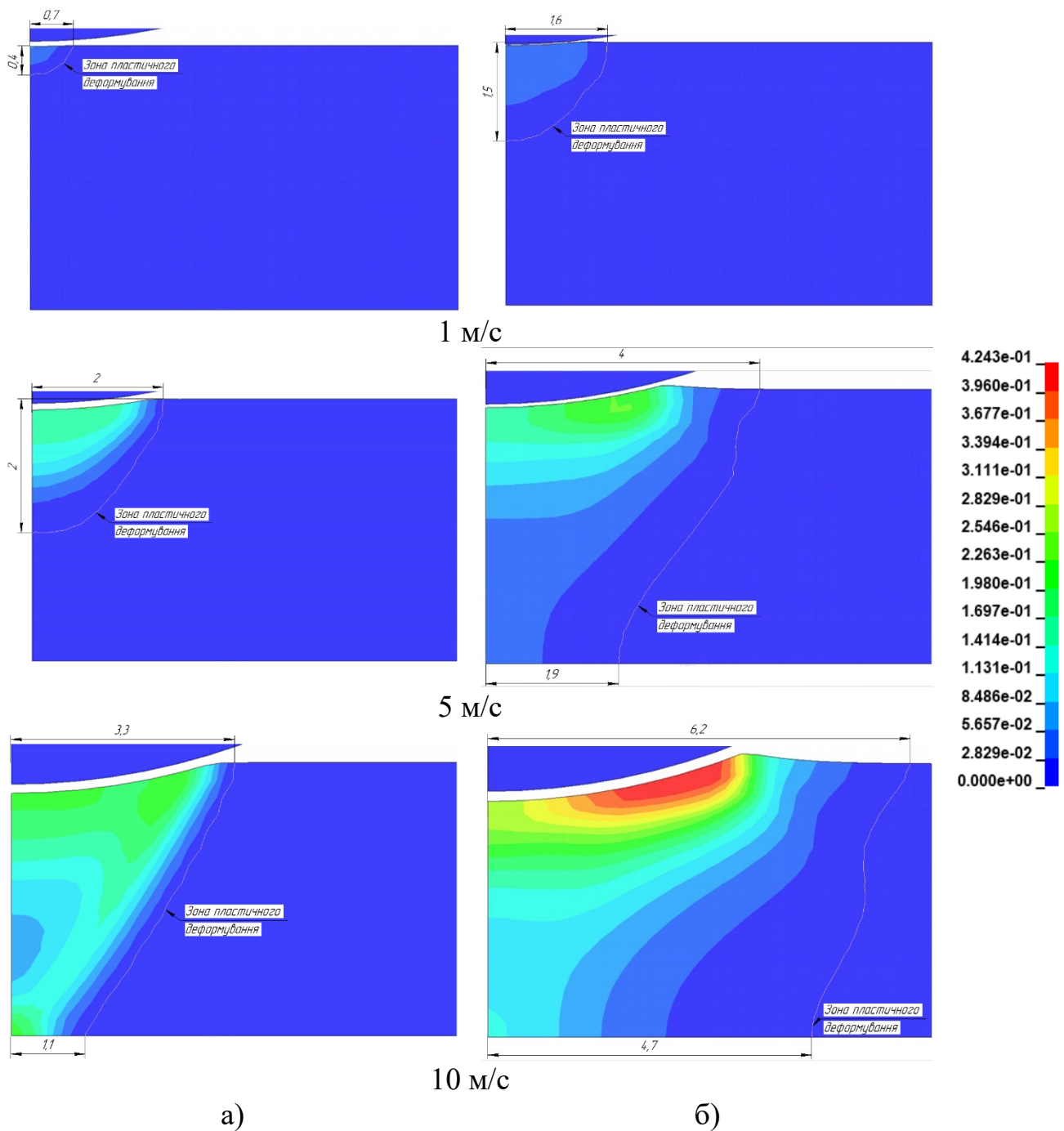


Рис. 3.4. Розрахунковий розподіл ефективних пластичних деформацій  $\varepsilon_{eff}^p$  в середині пластини у плоскій (а) та вісесиметричній (б) постановках

Зростання швидкості ударника до  $V_0 = 10$  м/с хоч і призводить до поширення зони  $\varepsilon_{eff}^p$  на всю товщину пластини в обох варіантах розрахунку, але у випадку обробки пластини плоским ударником розміри трапеції зони  $\varepsilon_{eff}^p$  все ще не встигають досягти розмірів аналогічної зони  $\varepsilon_{eff}^p$  у випадку взаємодії пластини з вісесиметричним ударником на швидкості  $V_0 = 5$  м/с і становлять 6,6 мм та 2,2 мм відповідно більша та менша основи трапеції. У випадку взаємодії пластини з

ударником вісесиметричної форми на швидкості  $V_0 = 10$  м/с розміри зони пластичності збільшуються майже у двічі. Верхня основа трапеції тепер має довжину 12,4 мм, а нижня – 9,4 мм. Такий результат вказує на певну тенденцію і дозволяє зробити висновок, що збільшення швидкості  $V_0$  призводить до того, що співвідношення основ трапеції зони  $\varepsilon_{eff}^p$  поступово зменшується з 2:1 до 1,3:1 і в подальшому форма цієї зони поступово перетвориться на прямокутну.

Також, якщо розглядати розподіл значень деформацій  $\varepsilon_{eff}^p$ , представлений на рис. 3.4а та рис.3.4б, то можна побачити, що при швидкості ударника 1 м/с найбільші  $\varepsilon_{eff}^p$  для обох постановок концентруються на лицевій поверхні пластини та їх значення не перевищують 6% з поступовим зниженням до нуля вздовж лінії удару.

При збільшенні  $V_0$  до 5 м/с у контактній поверхні також формуються практично однакові значення  $\varepsilon_{eff}^p$  незалежно від виду обраної симетрії задачі – до 17%, але для плоскої постановки ці значення формуються у лінії удару, а у випадку вісесиметричної постановки – ближче до зовнішнього контуру вм'ятини.

Аналогічна тенденція прослідковується і у випадку прискорення ударника до швидкості 10 м/с. У контактній поверхні значення  $\varepsilon_{eff}^p$  зростають – до 20...25% і також розташовані або біля лінії удару (плоска постановка), або на периферії вм'ятини (вісесиметрична постановка).

Таким чином, проаналізувавши картину представлену на рис. 3.4 можна зробити висновок, що незалежно від швидкості руху ударника на контактній поверхні пластини у плоскій постановці максимальні значення  $\varepsilon_{eff}^p$  формуються ближче до площини симетрії, а у випадку вісесиметричної задачі навпаки – пікові значення  $\varepsilon_{eff}^p$  зміщуються від лінії удару (вісі симетрії) в периферійну область вм'ятини (область опуклості лицьової поверхні пластини).

Для порівняння значення максимальних  $\varepsilon_{eff}^p$  та значення  $\varepsilon_{eff}^p$  у точках В та С (рис. 2.5) розташованих по лінії удару наведено у таблиці 3.2.

Таблиця 3.2

Значення ефективних пластичних деформацій  $\varepsilon_{eff}^p$ 

Вид симетрії	Швидкість електрода-ударника, м/с	Максимальні значення $\varepsilon_{eff}^p$	Значення $\varepsilon_{eff}^p$ на поверхнях пластини	
			Лицьова (т. В)	Тильна (т. С)
Плоска	1	0,06	0,06	0
	5	0,171	0,165	0,004
	10	0,224	0,205	0,224
Осьова	1	0,063	0,04	0
	5	0,239	0,151	0,038
	10	0,424	0,260	0,116

З таблиці 3.2 видно, що збільшення  $V_0$  призводить до зростання величини максимальних  $\varepsilon_{eff}^p$  незалежно від виду симетрії задачі. Наприклад, розв'язок задачі у плоскій постановці показує, що зростання  $V_0$  з 1 до 5 м/с призводить до збільшення максимальних  $\varepsilon_{eff}^p$  у 2,9 рази, а подальше збільшенні  $V_0$  до 10 м/с призводить до додаткового зростання максимальних  $\varepsilon_{eff}^p$  ще на 30%. У випадку розв'язку задачі у вісесиметричній постановці показники зростання максимальних  $\varepsilon_{eff}^p$  дещо більші: при зростанні  $V_0$  з 1 до 5 м/с – максимальні  $\varepsilon_{eff}^p$  збільшуються у 3,8 рази, а подальше збільшенні  $V_0$  до 10 м/с – призводить до додаткового зростання вже у 1,8 рази.

Різна швидкість зростання максимальних  $\varepsilon_{eff}^p$  в залежності від обраної постановки задачі призводить до формування різниці цих значень за фіксованого значення  $V_0$  для різних постановок. З табл. 3.2 видно, що використання електрода-ударника вісесиметричної форми у порівнянні з плоским на швидкостях його руху 5м/с призводить до збільшення максимальних  $\varepsilon_{eff}^p$  більш ніж у 1,4 рази (0,171 проти 0,239) і у майже 2 рази на швидкостях ударника 10м/с (0,224 проти 0,424)

Аналогічну тенденцію можна спостерігати для значень  $\varepsilon_{eff}^p$  в точці В, але з меншою різницею. Наприклад, на швидкостях ударника 5 м/с різниця значень  $\varepsilon_{eff}^p$  в

т. В в залежності від форми ударника практично не перевищує 10%, а на швидкості 10 м/с – вже така різниця становить 25%.

Якщо порівняти значення  $\varepsilon_{eff}^p$  у т. С, то з таблиці 3.2 видно, що на швидкостях руху ударника 5 м/с ці значення відрізняються практично на порядок в залежності від форми ударника, а на швидкостях ударника 10 м/с значення  $\varepsilon_{eff}^p$  у т. С для різних постановок вже відрізняються лише у 2 рази.

Виходячи з відмінностей деформаційної картини, представленої на рис. 3.4, представляє інтерес вплив кожної компоненти залишкових деформацій на підсумкове значення  $\varepsilon_{eff}^p$  (рис. 3.5 та рис. 3.6).

З рис. 3.5 видно, що зі збільшенням швидкості ударника для усіх розглянутих випадків також збільшується його вплив на значення  $\varepsilon_x^p$ .

У плоскій постановці при швидкостях до 5 м/с формується майже рівномірний розподіл  $\varepsilon_x^p$  по товщині пластини у плоскій постановці, де значення цієї компоненти змінюються в діапазоні від -0,01 до 0,01 та мають форму умовного прямокутника ширина якого не виходить за межі зовнішнього контуру вм'ятини. При збільшенні швидкості ударника до 10 м/с спостерігається утворення по всій товщині пластини від лінії удару до краю вм'ятини зони розтягу у формі оберненої трапеції. Максимальні значення  $\varepsilon_x^p = 0,195$  в цій зоні формуються на тильній поверхні пластини в т. С. По мірі наближення до лицьової поверхні пластини по лінії удару призводить до зменшення  $\varepsilon_x^p$  практично до нуля і на контактній лінії деформації мають значення, що не перевищують  $\varepsilon_x^p = 0,04$ .

У випадку розв'язку вісесиметричної задачі ситуація протилежна. В місці контакту створюється яскраво виражена зона деформацій розтягу з піковими значеннями близько  $\varepsilon_x^p = 0,08$ , якщо швидкість ударника 5 м/с, та  $\varepsilon_x^p = 0,149$ , якщо  $V_0 = 10$  м/с. Тепер по мірі наближення по лінії удару до тильної поверхні пластини (т. С) значення  $\varepsilon_x^p$  не зростають, як у плоскій постановці, а зменшуються і не до нуля

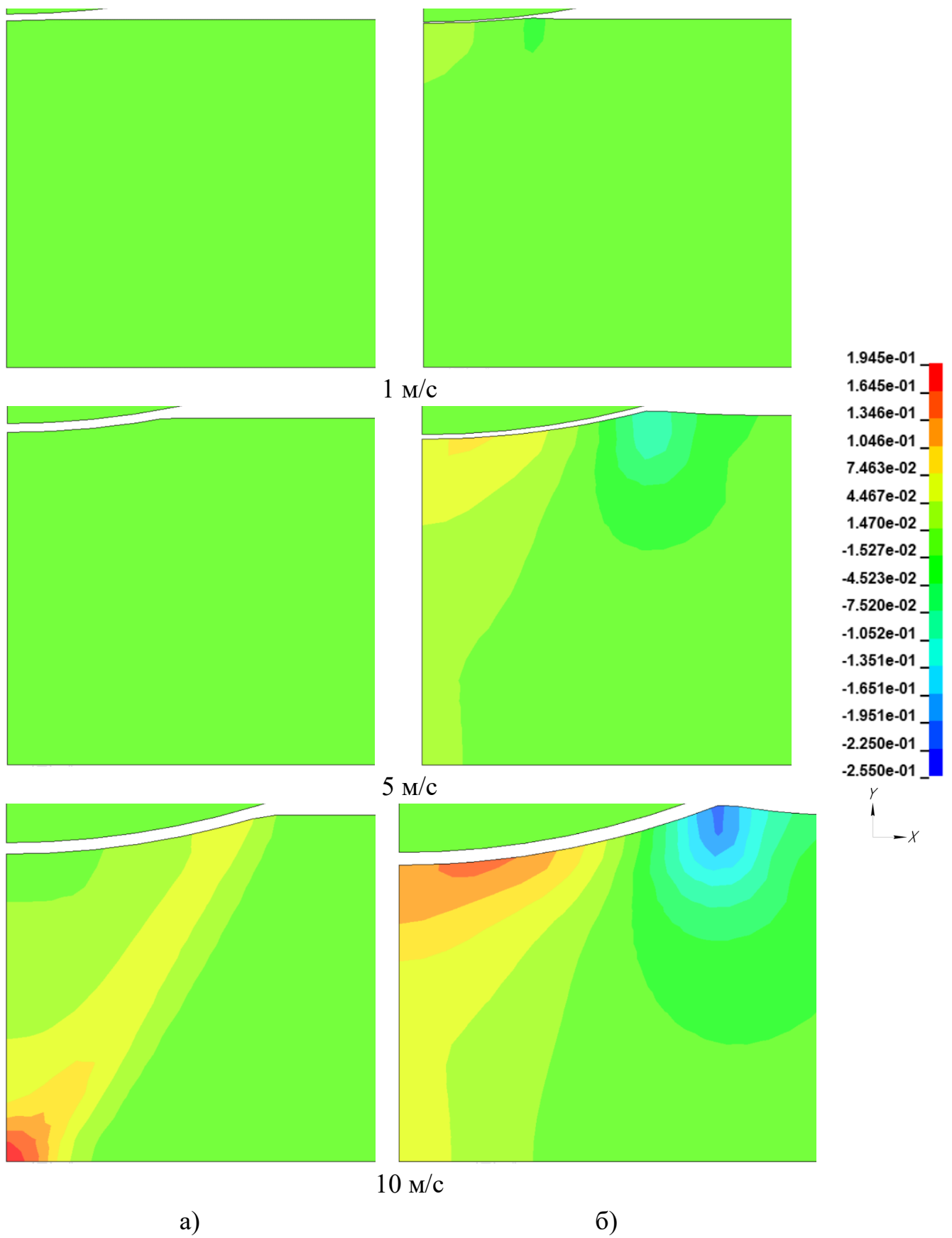


Рис. 3.5. Розрахунковий розподіл компонент пластичних деформацій  $\varepsilon_x^p$  для плоскої (а) та вісесиметричної (б) постановок при швидкостях електрода-ударника 1, 5 та 10 м/с



(як можна було очікувати), а стають деформаціями стиску зі піковим значенням  $\varepsilon_x^p = -0,054$ . При цьому в усьому діапазоні швидкостей під тиском електрода-ударника відбувається переміщення матеріалу пластини від лінії удару в радіальному напрямку. Це призводить до формування на лицевій поверхні пластини зони опуклості в якій виникають деформації стиску величиною  $\varepsilon_x^p = -0,1$  при  $V_0 = 5$  м/с. Збільшення швидкості ударника удвічі до 10 м/с призводить до зростання у цьому місці цієї величини практично удвічі  $\varepsilon_x^p = -0,215$ .

Розглядаючи розподіл компоненти пластичних деформацій  $\varepsilon_y^p$ , представлений на рис. 3.7, можна зробити висновок, що характер її розподілу по товщині пластини практично такий самий як у компоненти  $\varepsilon_x^p$ , але значення має протилежні. В тих місцях де деформації  $\varepsilon_x^p$  є деформації розтягу, деформації  $\varepsilon_y^p$  є деформаціями стиску.

Наприклад, для обох постановок задачі можна спостерігати формування у контактної поверхні пластини зони від'ємних значень  $\varepsilon_y^p$  у вигляді сегмента кола, що збільшується зі зростанням швидкості ударника  $V_0$  та який поступово перетворюється на форму трапеції з основами розташованими на поверхнях пластини.

В той же час, ефект зміни значень  $\varepsilon_y^p$  від зростання швидкості  $V_0$  більший у вісесиметричній постановці задачі, ніж у випадку її розв'язку у плоскій постановці. Наприклад, при швидкості ударника 5 м/с форма зони пластичних деформацій  $\varepsilon_y^p$  у плоскій постановці ще має вигляд сегмента кола, а у вісесиметричній ця форма вже перетворилася на обернену трапецію. При чому при збільшенні початкової швидкості електрода-ударника до 10 м/с ця трапеція поступово перетворюється на форму прямокутника. Крім того, у такій постановці створення зони екстремальних додатних значень  $\varepsilon_y^p$  при швидкості ударника 1 м/с відсутнє, але при збільшенні його швидкості до 5 та 10 м/с на контактній поверхні пластини формується яскраво виражена зона вм'ятини.

Максимальні значення  $\varepsilon_y^p$  формуються на контактній поверхні в районі т. В (лінія удару). В цьому місці для обох задач у випадку швидкості ударника 1 м/с значення  $\varepsilon_y^p$  майже однакові –  $\varepsilon_y^p = -0,04$ . Зростання  $V_0$  до 5 м/с призводить до зростання

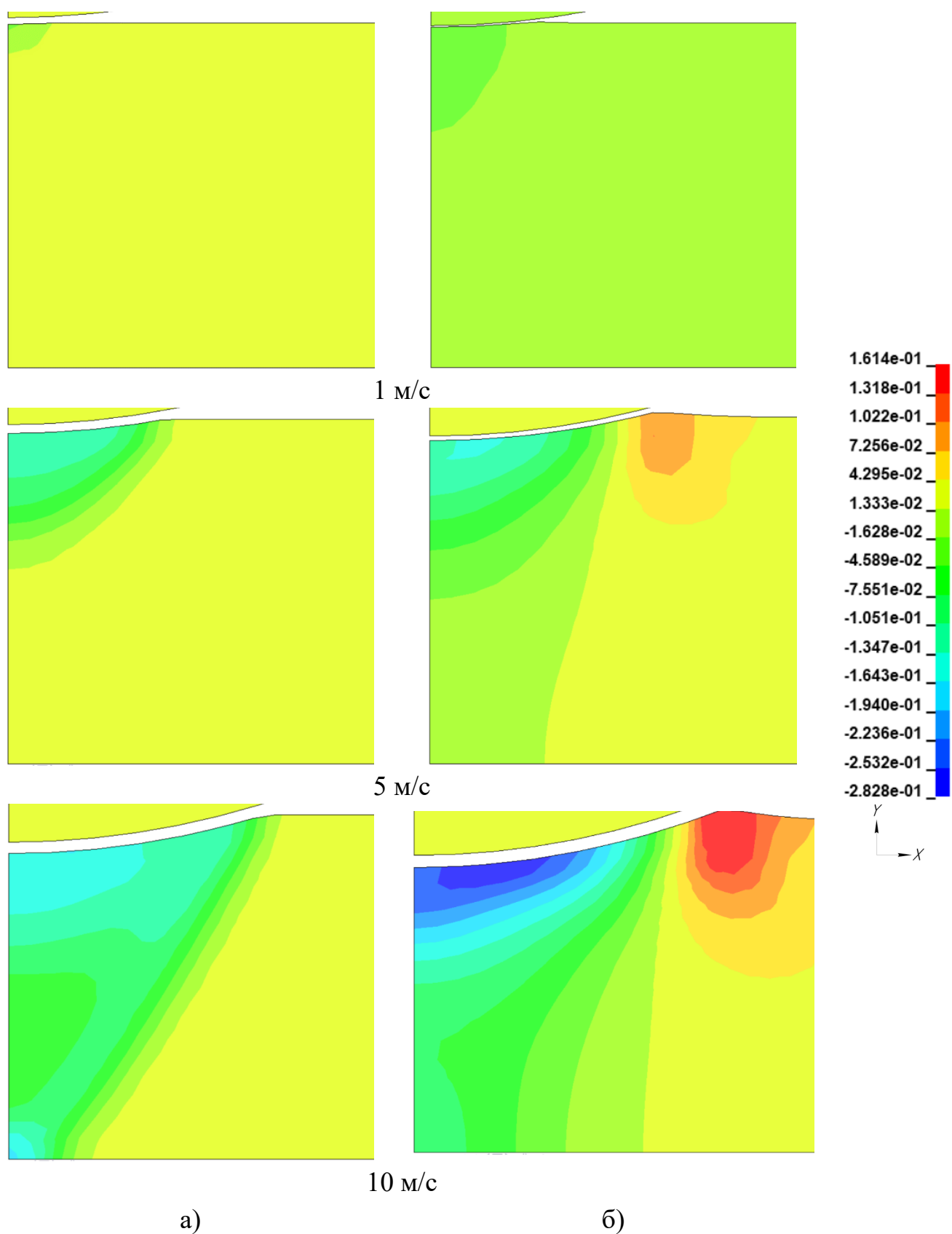


Рис. 3.6. Розрахунковий розподіл компонент пластичних деформацій  $\varepsilon_y^p$  для плоскої (а) та вісесиметричної (б) постановок при швидкостях електрода-ударника 1, 5 та 10 м/с

значення  $\varepsilon_y^p$ , але вони теж майже однакові, – у плоскій постановці  $\varepsilon_y^p = -0,14$ , а у вісесиметричній  $\varepsilon_y^p = -0,16$ . Збільшення швидкості до 10 м/с теж збільшує значення деформацій – на 30% у плоскій постановці ( $\varepsilon_y^p = -0,176$ ) і на 75% у вісесиметричній ( $\varepsilon_y^p = -0,282$ ). Тобто застосування вісесиметричного ударника на швидкості 10 м/с створює в т. В значення  $\varepsilon_y^p$  на 60% ніж використання плоского.

На тильній поверхні пластини в т. С на відміну від  $\varepsilon_x^p$  використання ударника плоскої видовженої форми, що рухається зі швидкістю 10 м/с призводить до формування зони стиску практично з таким же абсолютним значенням  $\varepsilon_y^p = -0,191$ . Застосування ударника вісесиметричної форми, дозволяє не тільки зберегти в т. С формування зони стиску для деформацій  $\varepsilon_y^p$ , як це відбувається для компоненти деформацій  $\varepsilon_x^p$ , а й збільшити їх значення практично у 2 рази до  $\varepsilon_y^p = -0,11$ . Такий результат вказує на те, що це сприятливо повинно відобразитися на ефективності регулювання рівня залишкових (початкових) напружень розтягу в пластині.

Якщо розглянути зону поверхневої опуклості пластини, то в цьому місці тепер замість зони стиску величини  $\varepsilon_x^p$  створюється зона розтягу величини  $\varepsilon_y^p$  зі значенням 0,077, якщо швидкість ударника 5 м/с, і вдвічі більші значення  $\varepsilon_y^p = 0,146$ , якщо його швидкість 10 м/с. В той же час характер розподілу цієї величини практично ідентичний характеру розподілу величини  $\varepsilon_x^p$ . Формування такого розподілу  $\varepsilon_y^p$  на фоні вище розглянути процесів є єдиним негативним фактором, що формується в пластині в результаті використання вісесиметричного ударника.

Для кращого розуміння описаних вище процесів на рис. 3.7–3.9 представлено розрахункові розподіли компонент пластичних деформацій  $\varepsilon_x^p$  та  $\varepsilon_y^p$  на яких шкала вимірювань значень компонент деформацій обиралася в межах розв'язку однієї задачі при фіксованому значенні швидкості руху ударника.

З рис. 3.7Рис. 3.7. Розрахунковий розподіл компонент пластичних деформацій  $\varepsilon_x^p$ ,  $\varepsilon_y^p$  для плоскої (а) та вісесиметричної (б) постановок при початковій швидкості електрода-індентора 1 м/с видно, що при початковій швидкості електрода-індентора 1 м/с у плоскосиметричній постановці розподіл  $\varepsilon_x^p$  не змінюється, а на розподілі  $\varepsilon_y^p$  у

місці контакту є зона від'ємних значень у формі близькій до сегмента кола з мінімумом величиною -0,05.

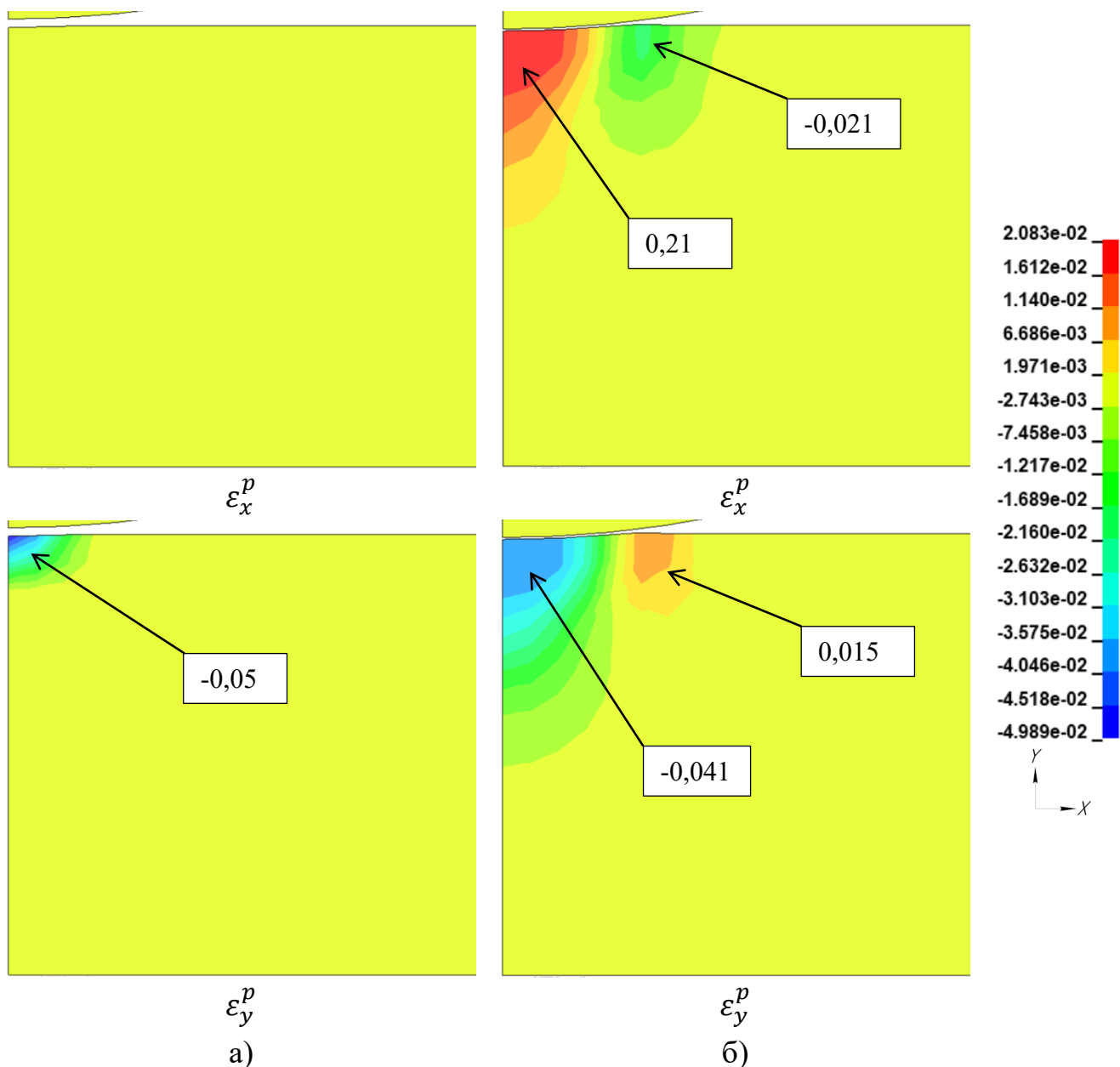


Рис. 3.7. Розрахунковий розподіл компонент пластичних деформацій  $\epsilon_x^p$ ,  $\epsilon_y^p$  для плоскої (а) та вісесиметричної (б) постановок при початковій швидкості електрода-індентора 1 м/с

При осьовій симетрії задачі спостерігається як в розподілі  $\epsilon_x^p$ , так і в розподілі  $\epsilon_y^p$  формування двох зон: одна формується на поверхні контакту до середини товщини пластини, а друга – біля поверхні на границі вм'ятини. Значення  $\epsilon_x^p$  набувають максимальних величин в першій зоні, а саме в т. В на рівні 0,02 та мінімальних в

другій зоні з величиною -0,021. Одночасно з цим,  $\varepsilon_y^p$  має відповідний зворотній розподіл з мінімумом в т. В величиною -0,041, і максимумом у другій зоні з величиною 0,015.

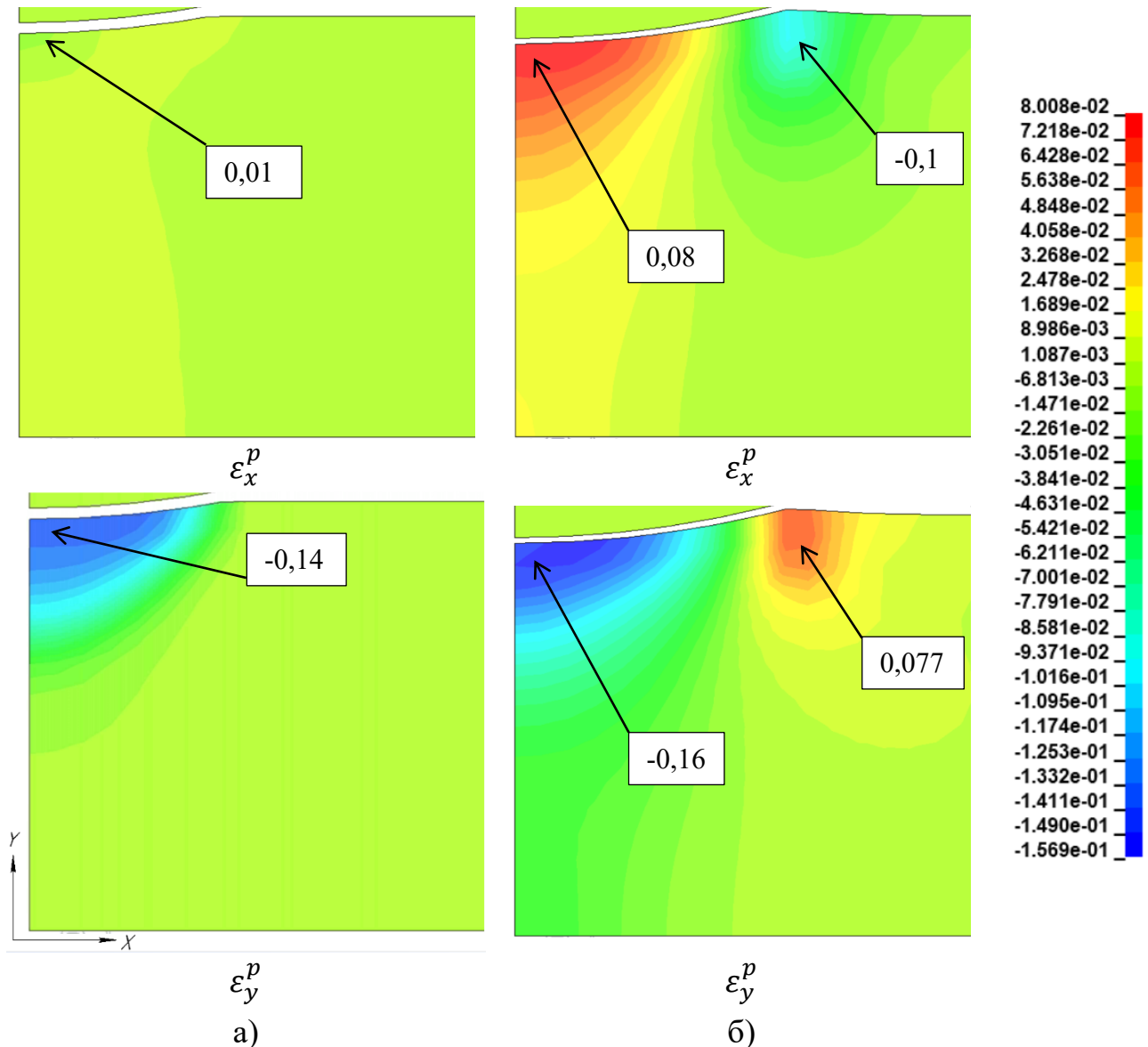


Рис. 3.8. Розрахунковий розподіл компонент пластичних деформацій  $\varepsilon_x^p$ ,  $\varepsilon_y^p$  для плоскої (а) та вісесиметричної (б) постановок при швидкості руху електрода-ударника 5 м/с

Виходячи з розподілу  $\varepsilon_x^p$  при швидкості 5 м/с у плоскосиметричній постановці, що зображено на рис. 3.8, видно, що зона пластичних деформацій створюється в основному у контактній поверхні з величиною від -0,01 до 0,01. У той же час  $\varepsilon_y^p$  має розподіл від'ємних значень на всю товщину пластини у вигляді прямокутника зі

стороною рівною ширині вм'ятини, при цьому значення стискальних деформацій збільшуються до т. В радіально. Екстремальне значення у зоні стиску рівне -0,14.

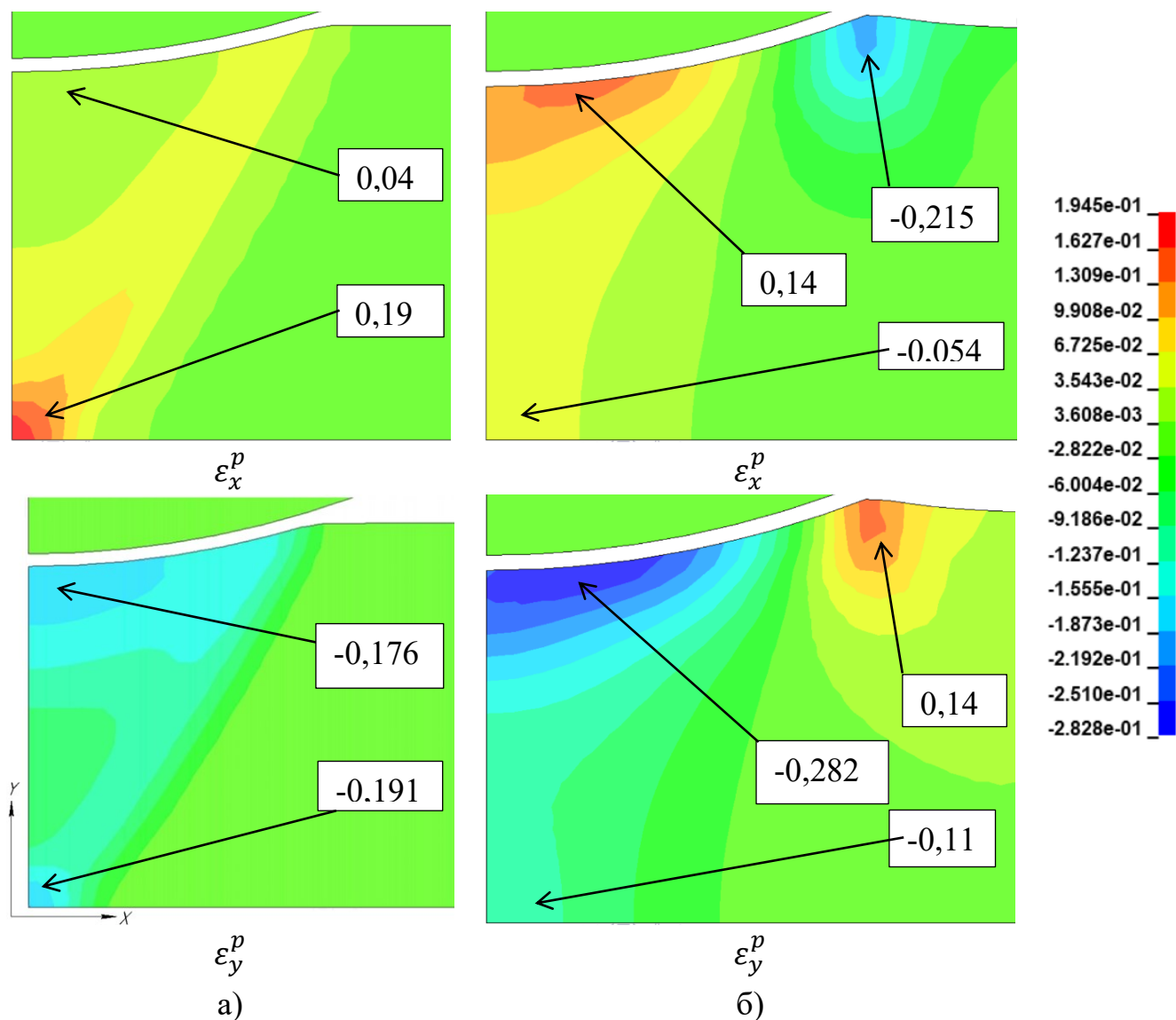


Рис. 3.9. Розрахунковий розподіл компонент пластичних деформацій  $\varepsilon_x^p$ ,  $\varepsilon_y^p$  для плоскої (а) та вісесиметричної (б) постановок при швидкості руху електрода-ударника 10м/с

Якщо розглядати вісесиметричну постановку, то спостерігається формування двох зон аналогічних до картини розподілу при швидкості 1 м/с, але у більш розвиненому стані. Коментуючи розподіл  $\varepsilon_x^p$  бачимо, що максимальні додатні значення на поверхні контакту величиною до 0,08, а мінімальні на границі вм'ятини величиною до -0,1. Причому видно границю переходу від додатніх до від'ємних значень у вигляді близької до вертикальної лінії на відстані 1,8 мм від вісі симетрії. У випадку розподілу  $\varepsilon_y^p$  маємо аналогічну картину до  $\varepsilon_x^p$ . Мінімальні значення

концентруються на контактній поверхні ближче до т. В зі значеннями до -0,16, та максимальними значеннями на границі контактної поверхні величиною до 0,077.

З рис. 3.9 видно, що при плоскій симетрії створюється розподіл  $\varepsilon_x^p$  у вигляді рівнобедреного трикутника з вершиною у т. С та основою з діаметром вм'ятини. У вершині маємо екстремальні значення близько 0,195, які зменшуються до 0,04 рухаючись вздовж бічної сторони трикутника. В середині та ззовні трикутника спостерігаються значення близькі до нуля. Якщо розглядати розподіл компоненти  $\varepsilon_y^p$ , то бачимо схожий трикутник тих самих розмірів, який складається вже з від'ємних значень. Мінімальні значення не більше -0,19 спостерігаються у т. С та на поверхні контакту біля т. В. В середині трикутника та за ним подалі від місця обробки  $\varepsilon_y^p$  збільшуються до значень близьких до нуля.

У випадку осьової симетрії задачі спостерігається створення відповідних двох зон. Величини  $\varepsilon_x^p$  у зоні розтягу набувають максимуму на поверхні вм'ятини і складають 0,15 та мінімуму (стиску) на межі вм'ятини величиною до -0,215. При цьому значення  $\varepsilon_y^p$  мають аналогічний розподіл з мінімумом на контактній поверхні величиною -0,28 та максимумом на кромці вм'ятини величиною до 0,146.

Проаналізувавши розподіли компонент  $\varepsilon_x^p$  та  $\varepsilon_y^p$  при вісесиметричній задачі можна побачити дуже схожу картину розподілу зі зворотніми знаками у характерних зонах, що говорить про перехід стиску в одному напрямі в розтяг в іншому, що у свою чергу підтверджує правильність роботи математичної моделі і умов симетрії задачі.

Формування в середині пластини після взаємодії з ударником зон деформацій стиску свідчить про те, що в цих зонах також виникають напруження стиску. Взаємодія таких напружень з початковими напруженнями розтягу, що сформувалися в пластині ще до ударної обробки, наприклад після зварювання, відкриває можливість ефективного регулювання їхнього рівня.

З метою оцінки ефективності такої регуляції було проведено аналіз розподілу значень компонент напруженого стану по товщині пластини, які стали причиною формування вище зазначеної деформаційної картини. Для цього було побудовано

відповідні розрахункові картини розподілу компонент напружень –  $\sigma_x$  та  $\sigma_y$  (рис. 3.10 та рис. 3.11).

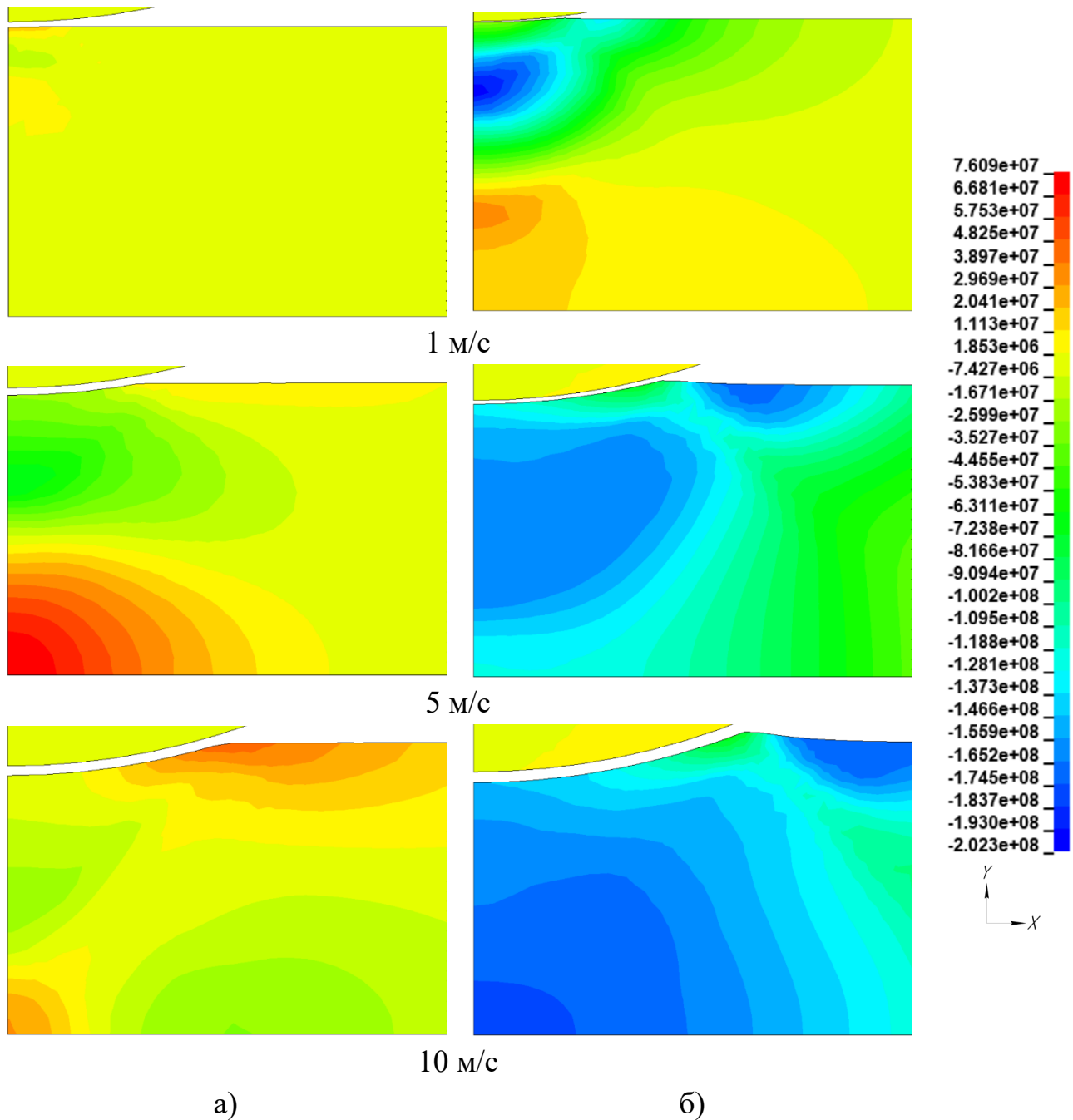


Рис. 3.10. Розподіл значень компонент залишкових напружень  $\sigma_x$  (Па) для плоскої (а) та вісесиметричної (б) постановок при швидкостях електрода-ударника 1, 5 та 10 м/с

З рис. 3.10 видно, що в залежності від форми електрода-ударника (умови симетрії, що використовувалася в математичній моделі) напружений стан, що формується в пластині після ударної взаємодії з ним, має суттєві відмінності.



Якщо розглядати обробку пластини ударником плоскої видовженої форми, то розподіл в ній компоненти напружень  $\sigma_x$  (спрямованої перпендикулярно лінії удару) (рис. 3.10а) формується у вигляді однієї характерної зони розтягу зі значенням компоненти напруження до  $\sigma_x = 16$  МПа у випадку прискорення ударника до швидкості руху 1 м/с. Якщо підняти швидкість ударника до 5 м/с, то в пластині буде формуватися дві характерні зони. Перша – бажана зона стиску у лицьовій поверхні пластини, але з відносно невеликими значеннями  $\sigma_x = -25$  МПа. Друга – небажана з точки зору ефективності регулювання початкових напружень розтягу – зона у тильній поверхні пластини з досить високими значеннями напружень розтягу до  $\sigma_x = 76$  МПа (становить майже половину значення границі текучості матеріалу АМг6). А у разі застосування ударника зі швидкістю 10 м/с, то по товщині пластини буде формуватися три характерні зони. Перші дві – бажані зони стиску по середині товщини пластини по лінії удару та у її тильній поверхні з відносно невеликими значеннями  $\sigma_x = -22$  МПа та  $\sigma_x = -26$  МПа відповідно. Третя – небажана з точки зору ефективності регулювання початкових напружень розтягу – зона у лицьовій поверхні пластини з досить високими значеннями напружень розтягу до  $\sigma_x = 48$  МПа (становить майже третину значення границі текучості матеріалу АМг6).

У випадку обробки пластини ударником вісесиметричної форми (рис. 3.8б), то процес формування в ній характерних зон розподілу напруження  $\sigma_x$  протилежний. У випадку прискорення ударника до швидкості 1 м/с в пластині буде формуватися дві характерні зони. Перша – бажана зона стиску у лицьовій поверхні пластини з напруженнями  $\sigma_x = -200$  МПа. Друга – небажана з точки зору ефективності регулювання початкових напружень розтягу – зона у центральній частині пластини зі значеннями напружень розтягу до  $\sigma_x = 40$  МПа. Зростання швидкості ударника до 5 м/с і більше формує по товщині пластини лише одну характерну зону – зону напружень стиску з двома екстремумами. Так, при  $V_0 = 5$  м/с в цій зоні значення екстремумів напружень стиску зменшуються, але достатньо високі та майже однакові, і дорівнюють близько  $\sigma_x = -160$  МПа (це практично значення границі текучості матеріалу АМг6). При  $V_0 = 10$  м/с значення екстремумів напружень стиску

в цій зоні теж достатньо високі, але відрізняються майже у два рази:  $\sigma_x = -83$  МПа та  $\sigma_x = -175$  МПа.

З точки зору регулювання компоненти початкового напруження розтягу  $\sigma_x$  обробка пластини ударником такої форми буде найбільш ефективною оскільки взаємодія з початковими напруженнями розтягу може призвести не тільки до суттєвого їх зниження практично до нульових значень, а й сформувати в пластині певну зону з від'ємними значеннями цього напруження, тобто зони стиску [105].

Проаналізувавши картину розподілу значень іншої компоненти напруженого стану  $\sigma_y$  (спрямованої вздовж лінії удару), що незалежно від швидкості плоского ударника (рис.3.11а) можна побачити, що по товщині пластини формується практично прямокутна форма, але небажана зона – зона напружень розтягу з високим градієнтом значень в середині в обох напрямках ( $x$  та  $y$ ).

У разі застосування ударника на швидкості 1 м/с спостерігається незначний вплив під вм'ятиною з коливанням значень в діапазоні від -35 МПа до +35 МПа.

По лінії удару значення  $\sigma_y$  зростає від лицьової поверхні з  $\sigma_y = 0,1$  МПа (т. В) до максимального значення на тильній поверхні пластини:  $\sigma_y = 80$  МПа, якщо  $V_0 = 5$  м/с і до  $\sigma_y = 60$  МПа, якщо  $V_0 = 10$  м/с

По мірі відходу від лінії удару в радіальному напрямку (напрямок  $x$ ) на тильній поверхні пластини значення  $\sigma_y$  не просто зменшуються, а змінюють свій знак і на відстані 2,5 мм досягаються свого локального мінімуму  $\sigma_y = -36$  МПа при  $V_0 = 5$  м/с і на відстані від 2,75 до 3мм досягаються свого локального мінімуму  $\sigma_y = -26$  МПа при  $V_0 = 10$  м/с.

В той же час, на лицьовій поверхні пластини ці напруження зменшившись до величини 0,1 МПа практично не змінюються. Крім того, з рис. 3.11а можна побачити, що розмір цієї зони у радіальному напрямку (напрямок  $x$ ) не виходить за межі зовнішнього контуру вм'ятини пластини. Не зважаючи на це, формування високих значень розтягу цієї компоненти напружень робить регулювання початкових напружень розтягу пластини таким ударником не просто неефективним, а навіть небезпечним.

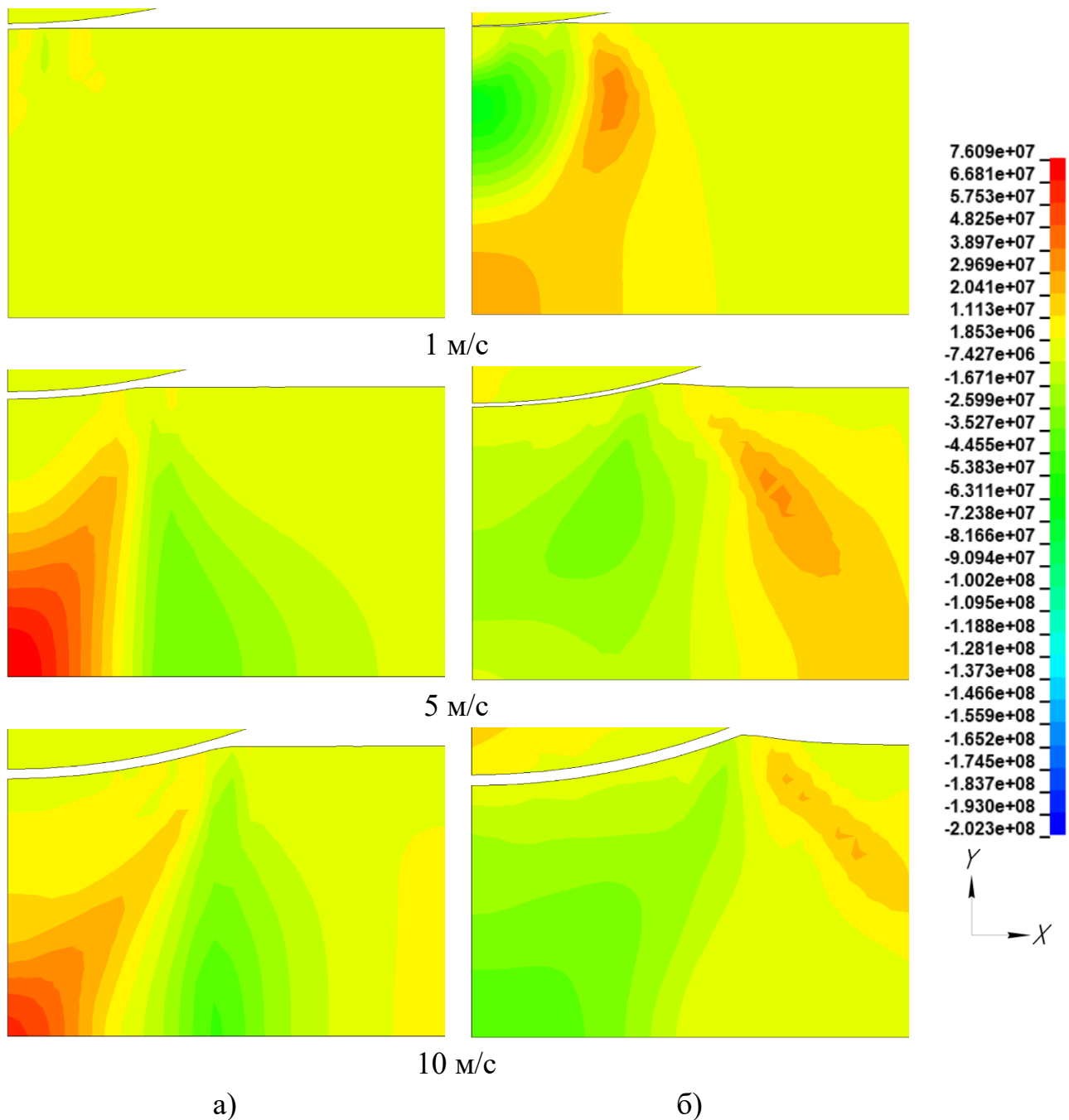


Рис. 3.11. Розподіл значень компонент залишкових напружень  $\sigma_y$  (Па) для плоскої (а) та вісесиметричної (б) постановок при швидкостях електрода-ударника 1, 5 та 10 м/с

У випадку обробки пластини вісесиметричним ударником (рис. 3.11б) – все навпаки. В цьому випадку по товщині пластини напруження  $\sigma_y$  формуються виключно як напруження стиску. Їх розподіл є практично рівномірним. При швидкості ударника  $V_0 = 1$  м/с формується дві зони: під вм’ятиною стиску на глибині 1,5 мм з мінімумом -78 МПа та зона розтягу за вм’ятиною на відстані 1,5 мм з

екстремумом 52 МПа, яка продовжується до т. В, де напруження становлять +24 МПа. При швидкості ударника  $V_0 = 5$  м/с різниця між максимальним та мінімальним значеннями по лінії удару не перевищує 20 МПа. При швидкості ударника  $V_0 = 10$  м/с максимальне значення  $\sigma_y$  формується по лінії удару в т. С на рівні  $\sigma_y = -40$  МПа.

Для кращого розуміння описаних вище процесів на рис. 3.12–3.14 представлено розрахункові розподіли компонент нормальних напружень  $\sigma_x$  та  $\sigma_y$  на яких шкала вимірювань значень цих компонент обиралася в межах розв'язку однієї задачі при фіксованому значенні швидкості руху ударника.

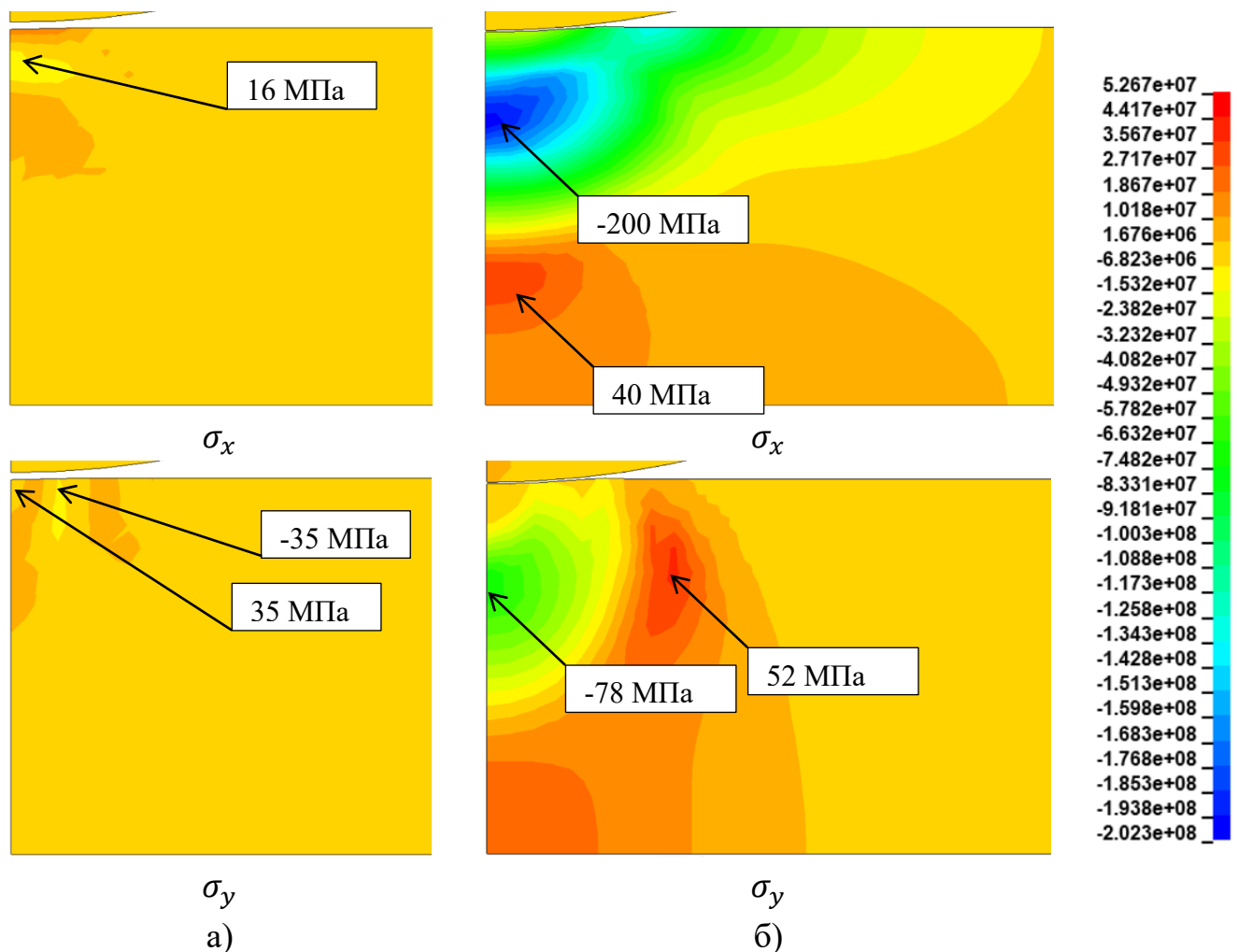


Рис. 3.12. Розподіл значень компонент залишкових напружень  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  (Па) для плоскої (а) та вісесиметричної (б) постановок при швидкості руху електрода-ударника 1м/с

З рис. 3.12 видно, що у порівнянні з осьовою симетрією плоска майже не змінює початковий напружений стан, де значення напружень в зоні обробки знаходяться в

межах в межах від -35 до 35 МПа. При цьому, обробка циліндричним ударником дозволяє робити поверхневу обробку на глибину 2 мм, що потенційно дозволяє за дві обробки точково відрегулювати напружений стан в точці пластини змінивши напруження  $\sigma_x$  на величину від -60 МПа на грані зони до -200 МПа в її епіцентрі. У той же час відбувається аналогічний ефект в тому ж місці з компонентою  $\sigma_y$ , але вже зміна значень напружень в межах -10...-60 МПа.

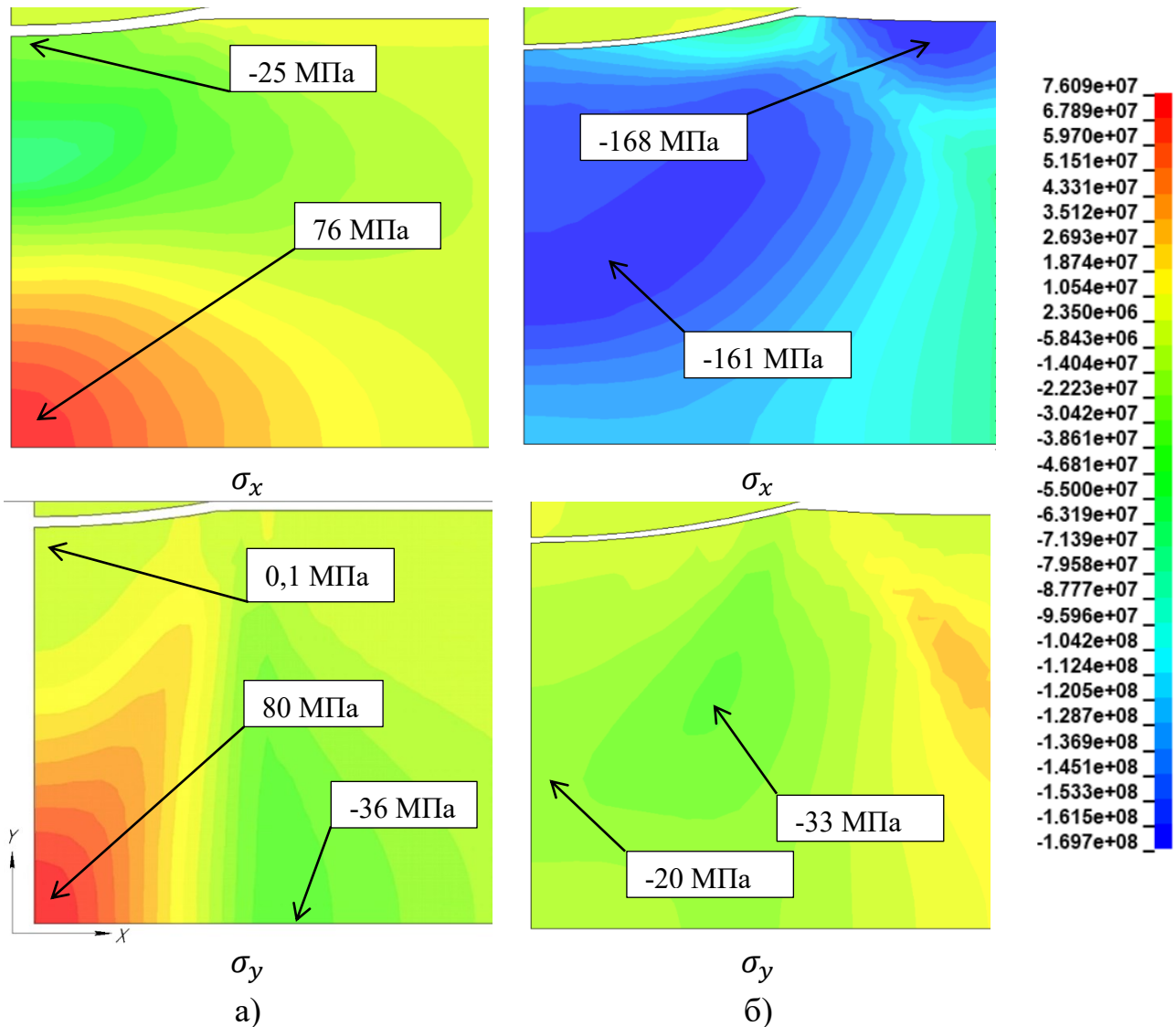


Рис. 3.13. Розподіл значень компонент залишкових напружень  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  (Па) для плоскої (а) та вісесиметричної (б) постановок при швидкості руху електрода-ударника 5м/с

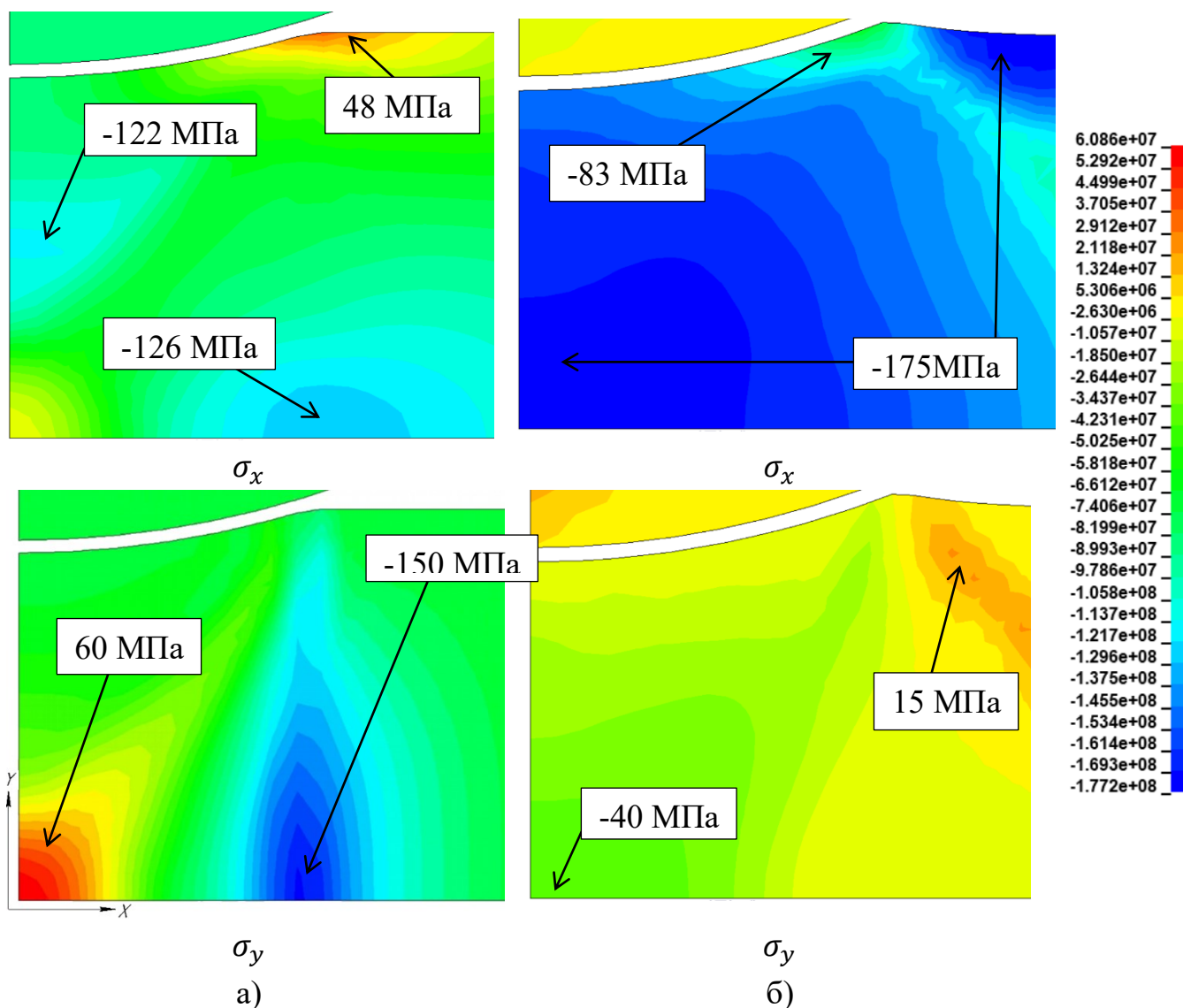


Рис. 3.14. Розподіл значень компонент залишкових напружень  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  (Па) для плоскої (а) та вісесиметричної (б) постановок при швидкості руху електрода-ударника 10м/с

Розглядаючи результати розрахунку розподілу компонент залишкових напружень після обробки зі швидкістю 10 м/с (рис. 3.14) у плоскій постановці маємо відносно рівномірний розподіл стискальних напружень  $\sigma_x$  та  $\sigma_y$  з їх величиною до - 60 МПа по більшій частині товщини пластини. Для розподілу  $\sigma_x$  присутні чотири точки з особливостями: це точка на краю вм'ятини, де  $\sigma_x = 48$  МПа; точка, яка розташована на середині площини симетрії, у якій  $\sigma_x = -122$  МПа; т. С, де  $\sigma_x = -2$  МПа; та точка на тильній поверхні, яка дзеркально розташована до границі вм'ятини, де  $\sigma_x = -126$  МПа. У той же час для  $\sigma_y$  характерні дві зони: зона розтягу

в околі т. С з максимумом  $\sigma_y = 60$  МПа та зона стиску у формі трикутника, де напруження досягають мінімальних значень  $\sigma_y = -150$  МПа.

На відміну від цього при осьовій симетрії створюються стискальні напруження від  $\sigma_x = -170$  МПа у т. С та на лицевій поверхні за вм'ятиною до  $\sigma_x = -70$  МПа на поверхні вм'ятини ближче до її краю. Розподіл іншої компоненти показує розподіл стискальних напружень по товщині пластини на ширину вм'ятини в межах від  $\sigma_y = -50 \dots -20$  МПа, з половою розтягу величиною до  $\sigma_y = 22$  МПа.

Розрахунковий розподіл значень компонент залишкового напруженого стану  $\sigma_x$  та  $\sigma_y$  по товщині пластини по лінії удару представлено в таблиці 3.3 та таблиці 3.4.

Таблиця 3.3

Розрахункові значення компонент залишкового напруженого стану  $\sigma_x$  по товщині пластини (від т. В до т. С) в МПа

Форма електрода-ударника	$V_0$ , м/с	Координата точки по товщині пластини (по лінії удару), мм				
		0 (т.В)	1	2	3	4 (т.С)
Плоска видовжена	1	15	4	1	0	0
	5	-25	-56	-23	46	76
	10	-6	-7	-16	13	32
Циліндрична	1	-29	-201	-16	21	13
	5	-131	-155	-161	-164	-127
	10	-147	-163	-166	-177	-180

З метою оцінки потенційної можливості регулювання залишкових напружень розтягу, що формуються в пластині, шляхом її ударної обробки електродом-ударником в таблиці 3.3 та таблиці 3.4 від'ємні значення компонент напружень  $\sigma_x$  та  $\sigma_y$  (напруження стиску), що формуються після ударної взаємодії тіл, помічені кольором. Таким чином, представлені дані в таблиці 3.3 та таблиці 3.4 підтверджують попередньо сформульований висновок про те, що ефективне регулювання початкових значень компонент напружень розтягу як  $\sigma_x$  так і  $\sigma_y$ , що виникають в пластини наприклад після зварювання, слід проводити електродом-ударником вісесиметричної

(циліндричної) форми, що взаємодіє з нею на швидкості 5...10 м/с. Причому така регуляція буде більш ефективною з компонентною напружень  $\sigma_x$  ніж з компонентною  $\sigma_y$ .

Таблиця 3.4

Розрахункові значення компоненти залишкового напруженого стану  $\sigma_y$  по товщині пластини (від т. В до т. С) в МПа

Форма електрода-ударника	$V_0$ , м/с	Координата точки по товщині пластини (по лінії удару), мм				
		0 (т.В)	1	2	3	4 (т.С)
Плоска видовжена	1	-7	2	0,5	0	0
	5	0,1	0,01	17	53	80
	10	0,1	5	12	40	60
Циліндрична	1	-5	-79	-24	21	21
	5	-0,08	-9	-15	-20	-5
	10	-3	-20	-25	-36	40

### Висновки з розділу 3.1

Як результат виконання даної задачі дослідження:

1. Встановлено, що при збільшенні швидкості взаємодії ударника з пластиною виготовленої з АМг6 товщиною 4 мм з 1 м/с до 10 м/с призводить до:

- скорочення тривалості контакту двох тіл майже на 30%, якщо він має циліндричну (вісесиметричну) форму, та призводить до збільшення тривалості контакту двох тіл майже на 40%, якщо він має плоску видовжену форму;
- формування по товщині пластини від взаємодії з ударником циліндричної форми майже у двічі більші розміри зони ефективних пластичних деформацій  $\varepsilon_{eff}^p$  ніж у випадку взаємодії з ударником у формі призми, яка на менших значеннях швидкості руху ударника має форму перевернутої трапеції (більша основа трапеції розташована зі сторони контактної поверхні пластини, а менша – зі сторони тильної



поверхні) з поступовим перетворенням на форму прямокутника при більших значеннях швидкості руху ударника, причому, для всього діапазону швидкостей ударника розміри зони ефективних пластичних деформацій  $\varepsilon_{eff}^p$  у випадку використання ударника плоскої видовженої форми не виходять за межі габаритних розмірів самого ударника;

- формування максимальних значень деформацій  $\varepsilon_{eff}^p$  на контактній поверхні пластини після її взаємодії з ударником у формі призми – в зоні лінії удару (центр вм'ятини); у випадку використання ударника циліндричної форми пікові значення  $\varepsilon_{eff}^p$  зміщуються в периферійну область вм'ятини (область опуклості лицьової поверхні пластини).

2. Обробка зварного з'єднання ударником циліндричної форми буде найбільш ефективною оскільки його взаємодія з початковими напруженнями розтягу  $\sigma_x$  може призвести не тільки до суттєвого їх зниження практично до нульових значень, а й сформувати в пластині певну зону з від'ємними значеннями цього напруження, тобто зони стиску.

3. Обробка зварного з'єднання ударником у формі чотирикутної призми призводить до формування високих значень розтягу компоненти напружень  $\sigma_y$ , що робить коригування початкових напружень розтягу пластини таким ударником не ефективним.

### **3.2 Вплив мідної підкладки-посередника, встановленої між модельним зварним з'єднанням та електродом-ударником на НДС з'єднання після застосування ударної складової електродинамічної обробки**

Динамічна складова електродинамічної обробки являє собою ударну обробку поверхні деталі або з'єднання мідним ударником, що рухається з певним значенням швидкості, та після їх взаємодії формує необхідні пластичні деформації і, як наслідок, необхідні зміни в напружено-деформованому стані. В той же час, використовуючи такі точкові удари крім зміни НДС також зменшується робочий поперечний переріз з'єднання, наприклад, зварного шва двох листів, що у свою чергу негативно впливає на міцність з'єднання. Для зменшення впливу цього супутнього ефекту динамічної обробки використовується тонкостінні підкладки-посередники (підкладки-посередники), що забирають на себе частину кінетичної енергії ударника і, як наслідок, захищають поверхні деталей (з'єднань), що оброблюється. Також такі підкладки-посередники захищають від прилипання електрода-індентора до поверхні тіла, що оброблюється, та покращують вплив електричної складової ЕДО на регуляцію напружень.

Таким чином, метою даного розділу роботи є оцінка впливу використання мідної підкладки- посередника на напружено-деформований стан пластини, виготовленої з алюмінієвого сплаву АМг6, що динамічно обробляється прискореним ударником. Також оцінюється вплив швидкості руху електрода-індентора на НДС пластини при використанні підкладки-посередника товщиною 1 мм, що було опубліковано автором у [132].

Розрахункова схема процесу ударної взаємодії з підкладкою-посередником представлена на рис. 3.15.

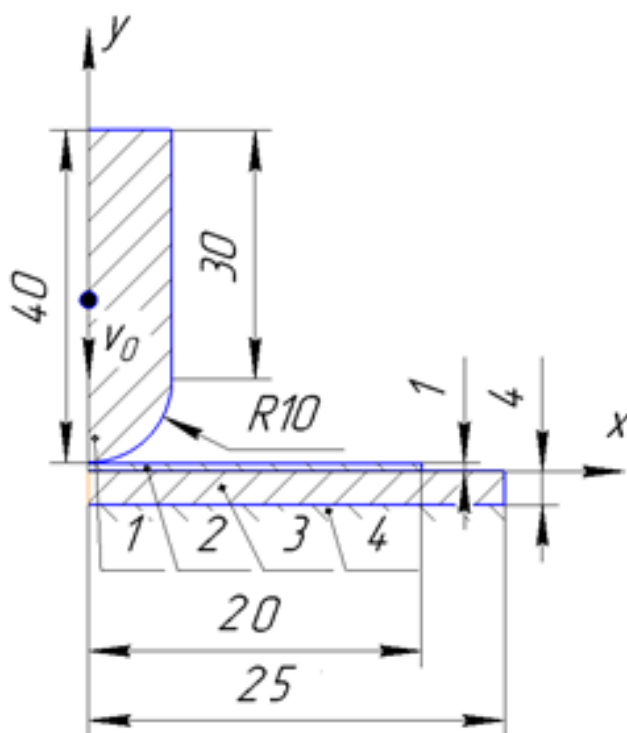


Рис. 3.15. Розрахункова схема процесу ударної взаємодії пластини, що динамічно обробляється, та ударника з використанням підкладки-посередника: 1 – ударник, 2 – підкладка-посередник, 3 – пластина, 4 – робочий стіл

Механічні характеристики матеріалів ударника (мідь), що рухається зі швидкостями 1, 5 та 10 м/с, пластини (АМг6) та підкладки-посередника (мідь) наведено в розділі 2.3.

На основі геометричної моделі, представленої на рис. 3.15, та з урахуванням значень механічних характеристик матеріалів (таблиця 2.2) була побудована скінченно-елементна сітка (СЕС) з плоских елементів SOLID 162 в кількості 3200, 640 та 10496 елементів у пластині, підкладці-посереднику та ударнику відповідно.

За результатами проведених математичних розрахунків було отримано значення геометричних розмірів вм'ятини на лицьовій поверхні пластині за наявності між ударником 1 (рис. 3.15) та пластиною 3 підкладки-посередника 2 (таблиця 3.5), розподіли значень ефективних пластичних деформацій (рис. 3.16 та таблиця 3.7), та компонент напружень (рис. 3.17 – 3.19 та таблиці 3.8 – 3.10) по товщині пластини 3.

Таблиця 3.5

Розрахункові параметри взаємодії електрода-індентора з пластиною у місці контакту

Підкладка-посередник	Швидкість електрода-ударника, м/с	Тривалість контакту електрода-індентора, мкс	Максимальне вертикальне переміщення на поверхні пластини, мм	Глибина вм'ятини в пластині, мм	Ширина вм'ятини в пластині, мм
Присутня	1	150	0,018	0,011	0,5
	5	120	0,210	0,190	2,7
	10	114	0,471	0,447	4
Відсутня	1	166	0,062	0,049	1,27
	5	128	0,285	0,266	2,56
	10	120	0,573	0,547	3,76

Розглядаючи таблицю 3.5 спостерігається стійка динаміка зменшення часу взаємодії електрода-ударника з поверхнею зі збільшенням початкової швидкості руху. При цьому показники тривалості взаємодії менші при використанні підкладки-посередника, і різниця збільшується від 6 до 16 мкс при зменшенні початкової швидкості електрода-індентора. Це пояснюється різними пружно-пластичними характеристиками пластини та пакету, який складається з підкладки-посередника та пластини.

Щодо переміщень у напрямку руху електрода-ударника, то зі збільшенням початкової швидкості обробки збільшуються і вм'ятини і максимальне переміщення у вертикальному напрямі. При цьому використання підкладки-посередника товщиною 1 мм дозволяє зменшити максимальне вертикальне переміщення в глибину пластини від 70 %, для початкової швидкості 1 м/с, до 17% у випадку 10 м/с, за рахунок поглинання частини кінетичної енергії електрода-ударника, яка скрадає від 42% до 25% в залежності від початкової швидкості від 1 м/с до 10 м/с відповідно (таблиця 3.6). При цьому модельна пластина не отримує від 65,4% до 30,5% від початкової енергії ударника на деформування модельної пластини. Таким чином в перспективі можна технологічно регулювати енергетичні параметри деформування пластини за рахунок зміни товщини підкладки. Якщо розглядати максимальне

залишкове вертикальне переміщення поверхні пластини, то використання підкладки-посередника допомагає захистити поперечний переріз пластини від зменшення і як наслідок від утворення концентраторів напружень. В кількісному вигляді глибина вм'ятини зменшується від 18% до 77% при зменшенні швидкості обробки від 10 м/с до 1 м/с відповідно.

Таблиця 3.6

Розрахункові енергетичні параметри взаємодії електрода-індентора з пластиною

Підкладка-посередник	Енергія пластичного деформування відносно початкової кінетичної енергії ударника, %	
	Пластини	Підкладки
Присутня	9,6	42
	48,8	32
	62,6	25
Відсутня	75,0	-
	88,8	-
	93,1	-

Порівнюючи ширину вм'ятини в пластині з таблицею 3.5 та рис. 3.16 можна побачити, що використання підкладки-посередника зменшує ширину вм'ятини при швидкості обробки до 5 м/с. У той же час збільшення початкової швидкості електрода-ударника від 5 м/с включно на радіус вм'ятини на поверхні, що оброблялася, практично не впливає. При цьому слід звернути увагу, що використання підкладки-посередника призводить до зменшення ефекту перетікання матеріалу за межі вм'ятини з незначним потовщенням перерізу пластини, на відміну від обробки без мідної підкладки. Таке потовщення спостерігається при початковій швидкості 10 м/с та має висоту 0,04 мм, що відповідає висоті потовщення в 0,06 мм при обробці зі швидкістю 5 м/с без використання підкладки. При цьому слід розглянути розподіл значень ефективних пластичних деформацій по товщині пластини, які на пряму зв'язані зі зміною геометричних параметрів пластини та зображені на рис. 3.16.

Якщо розглядати розподіл значень ефективних пластичних деформацій по товщині пластини, то з рис. 3.16 спостерігається логічна динаміка збільшення

пластичних деформацій зі збільшенням початкової швидкості ударника, а значить і кінетичної енергії, яка переходить у енергію пластичного деформування. При цьому спостерігаються схожі форми розподілу ефективних пластичних деформацій, які нагадують трапецію. При цьому, якщо не використовувати підкладку-посередник, то найбільші значення цих деформації утворюються у поверхні контакту ударника та пластини та розподілені від середини радіуса вм'ятини до її зовнішнього краю. Використання підкладки дозволяє зменшити ефективні пластичні деформації у місці контакту майже на порядок, та змістити максимальні показники ефективних пластичних деформацій з поверхні у верхню половину товщини пластини.

Якщо порівнювати вплив підкладки-посередника на розміри та форму зони пластичних деформацій, що формуються по товщині пластини, то доцільно ввести критерій за яким оцінюються мінімальні значення таких деформацій. Для цього в роботі було прийнято, що зоною пластичних деформацій буде вважатися зона в якій значення пластичних деформацій перевищуються величину у 1%. Тоді, застосування цього критерію показує, що ширина зони ефективних пластичних деформацій у випадку використання підкладки у горизонтальному напрямку при швидкості: на лицевій поверхні зменшується на 6% та не змінюються, а на тильній поверхні збільшується від 17% до 21% при швидкостях 10 та 5 м/с відповідно. При цьому за початкової швидкості 1 м/с з використанням підкладки-посередника зона пластичних деформації не утворюється взагалі. Тому застосування підкладки-посередника змінює зовнішній вигляд зони деформацій з форми перевернутої трапеції на форму у вигляді прямокутника при 10м/с, форму бокала при 5 м/с. Максимальні значення ефективних пластичних деформацій та на поверхнях по лінії удару наведені у таблиці 3.7.

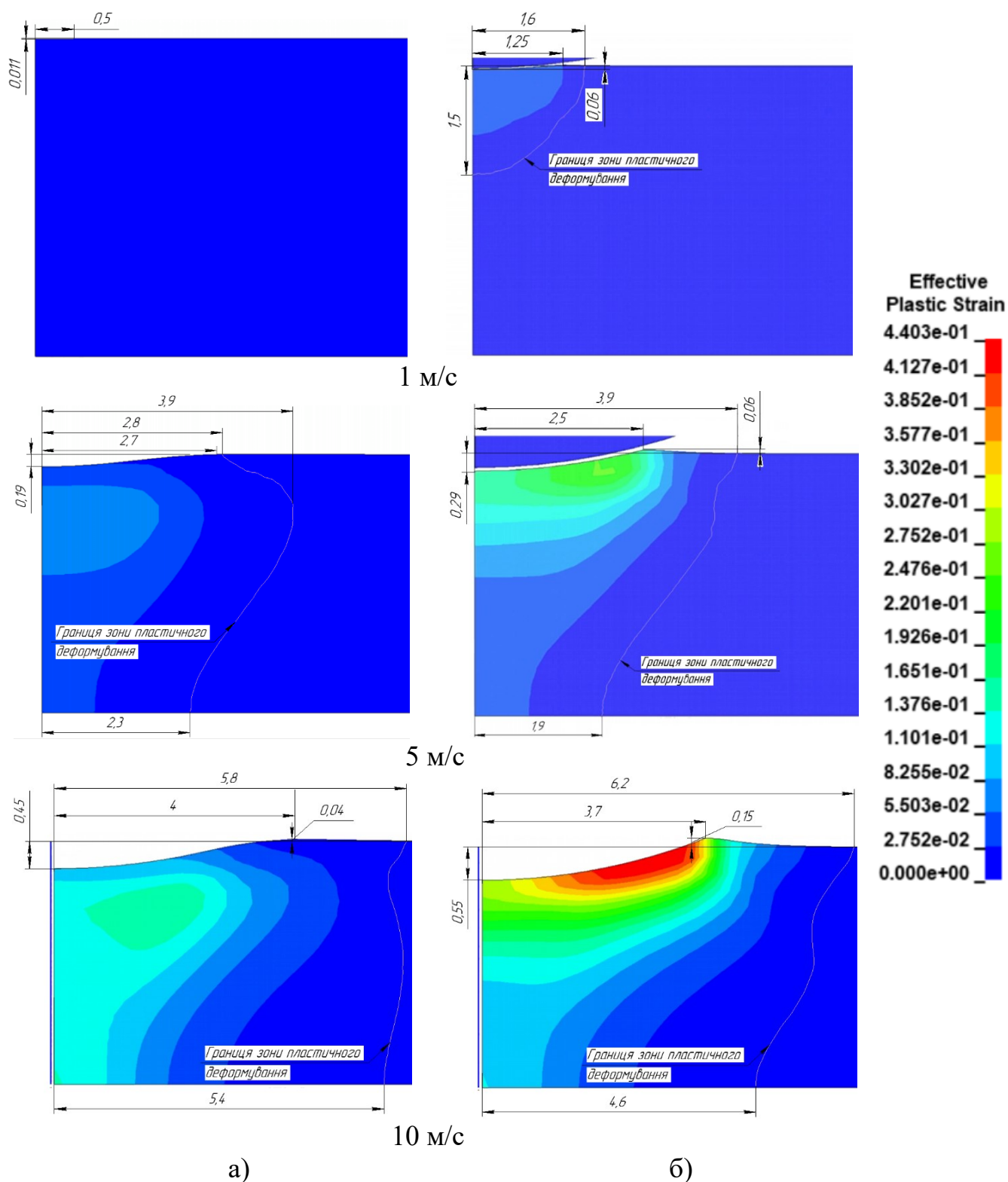


Рис. 3.16. Розподіл значень ефективних пластичних деформацій по товщині пластин після динамічної обробки за наявності (а) та відсутності (б) підкладки-посередника

Таблиця 3.7

Значення ефективних пластичних деформацій  $\varepsilon_{eff}^p$ 

Підкладка-посередник	Швидкість електрода-ударника, м/с	Максимальні значення $\varepsilon_{eff}^p$	Значення $\varepsilon_{eff}^p$ на поверхнях пластини	
			Лицьова (т. В)	Тильна (т. С)
Присутня	1	0,010	0,001	0
	5	0,084	0,036	0,034
	10	0,165	0,139	0,100
Відсутня	1	0,063	0,04	0
	5	0,239	0,151	0,038
	10	0,424	0,260	0,116

З таблиці 3.7 видно, що використання підкладки-посередника кількісно зменшує деформації по всіх показниках, при чому співвідношення максимальних значень приблизно зберігається. При збільшенні швидкості з 1 до 5 м/с, а потім до 10 м/с максимальні значення зростають у 8 разів, а потім у 2 рази відповідно. Якщо розглядати значення  $\varepsilon_{eff}^p$  на поверхнях пластин та збільшення швидкості від 1 м/с до 5 м/с, то при використанні підкладки-посередника  $\varepsilon_{eff}^p$  у т.В та т.С збільшується у 35 разів.

Такий самий коефіцієнт пропорційності спостерігається при переході від 1 м/с до 5 м/с при обробці пластини без підкладки у т.С. При збільшенні швидкості від 5 до 10 м/с спостерігається збереження коефіцієнту пропорційності у т.С.

Розглядаючи розподіл ефективних пластичних деформацій слід звернути увагу на розподіл значень компонент відповідних напружень в пластині після динамічної обробки (рис. 3.17).



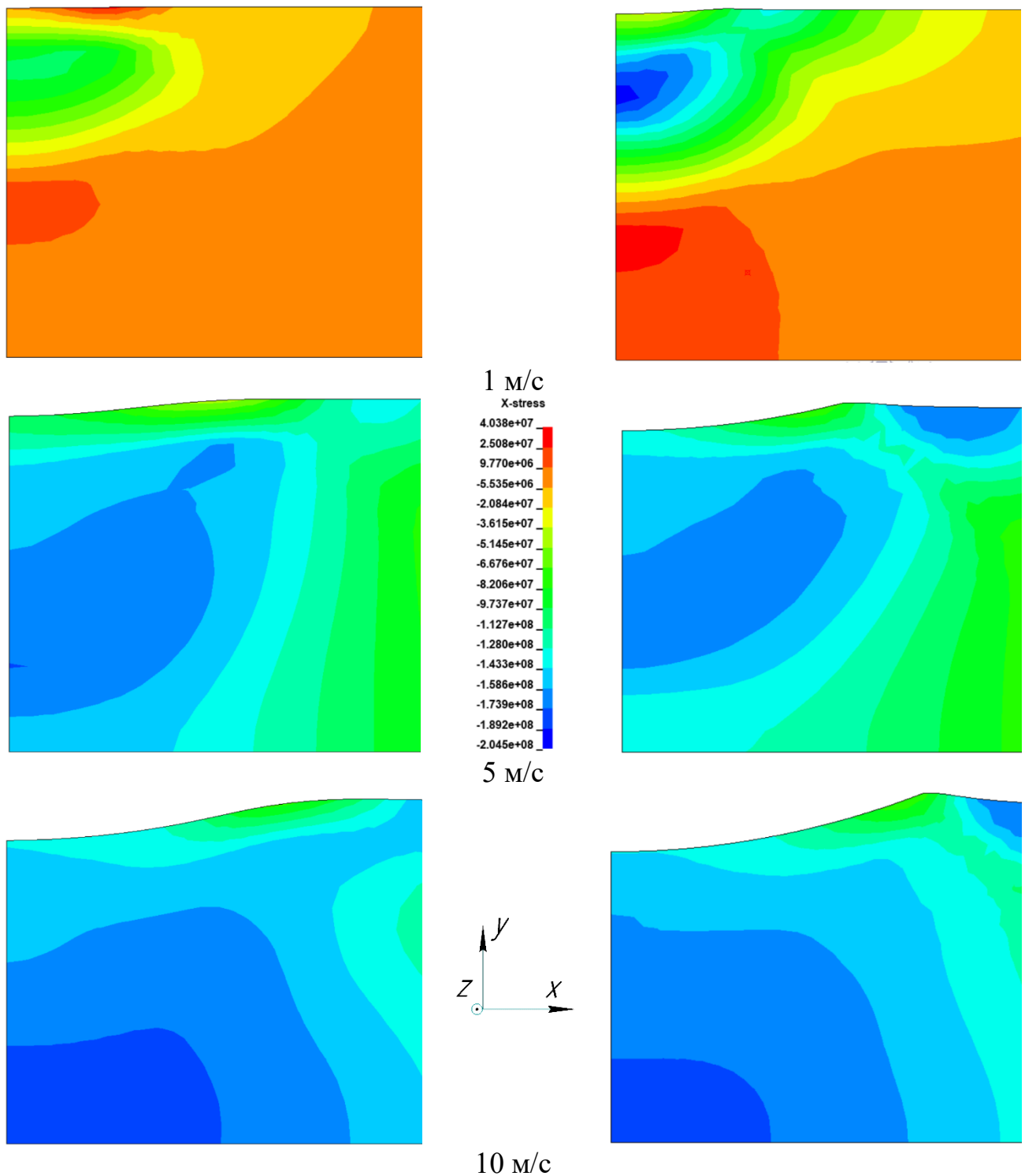


Рис. 3.17. Розподіл компонент залишкових напружень  $\sigma_x$  (Па) у пластині після ударної обробки з (а) та без (б) використання підкладки-посередника

З рис. 3.17 спостерігається певна еволюція розподілу  $\sigma_x$  зі зміною початкової швидкості електрода-ударника з та без підкладки-посередника. При цьому формуються однакові характерні зони для випадку а та випадку б. Так для 1 м/с в обох випадках створюється дві зони. Перша зона – зона стиску яка формується на верхній

половині товщини пластини з мінімумом на вісі симетрії на глибині  $\frac{1}{4}$  товщини пластини від лицевої поверхні. Значення цих мінімумів  $-200$  МПа для задачі без посередника та  $-95$  МПа з використанням. Друга зона формується в тильній половині пластини з напруженнями розтягу з максимумом на вісі симетрії ближчими до середини пластини. При цьому обробка з підкладкою-посередником має поверхневий вплив і на тильній стороні пластини напружений стан практично не змінюється.

В той же час, збільшуючи швидкість обробки до  $5$  м/с спостерігається суцільне створення стискальних напружень по всій товщині пластини в місці обробки з максимумом не більше  $-80$  МПа. Для даного випадку характерні дві зони концентрації напружень стиску: зона, яка від середини товщини пластини у напрямку до границі вм'ятини, та зона за вм'ятиною на лицевій поверхні. При використанні підкладки зменшуються друга зона зі зменшенням напружень стиску від  $-170$  МПа до  $-140$  МПа, та збільшується перша зона по товщині пластини та поширюється на тильній поверхні пластини.

Якщо ж порівнювати обробку зі швидкістю  $10$  м/с, то напруження стиску збільшуються по всій товщині пластини в місці обробки з мінімальним значенням напружень стиску  $-100$  МПа. В цьому випадку розподіл схожий на розподіл при швидкості  $5$  м/с з переходом зони стиску з середини пластини на її тильну поверхню. Зі збереженням усіх особливостей попередньої ситуації. В обох випадках максимальні напруження стиску досягають  $-200$  МПа.

Аналізуючи перехід від  $1$  до  $5$  та згодом до  $10$  м/с спостерігається спочатку формування незначних напружень розтягу та зони напружень стиску, потім формування великої зони стиску та її переростання у суцільну зону значних напружень стиску відповідно.

Аналізуючи розподіл значень вертикальної компоненти напружень  $\sigma_y$  (рис. 3.18) по товщині пластини можна констатувати, що для обох схем навантаження вони також мають спільні риси.

Так з рис. 3.18 при швидкості обробки  $1$  м/с спостерігається зменшення напружень розтягу у зоні від т. С до межі вм'ятини на лицевій поверхні з  $40$  МПа до

20 МПа. Також спостерігається зменшення напружень стиску на глибині  $\frac{1}{4}$  товщини пластини по вісі симетрії з -70 МПа до 5 МПа розтягу.

У той же час при збільшенні початкової швидкості електрода-індентора до 5 м/с спостерігається незначне зменшення напружень розтягу з 35 МПа до 15 МПа у зоні, яка формується від межі вм'ятини на лицевій поверхні і продовжується до тильної під деяким кутом. При цьому зона стиску з величиною -40 МПа при використанні підкладки зміщується до точки С.

У випадку використання 10 м/с при використанні посередника зона розтягу зміщується від межі вм'ятини на поверхні в товщину пластини зі зменшенням напружень з 20 МПа до 5 МПа. При цьому значення напружень стиску в зоні околу т. С збільшуються від -35 МПа до -50 МПа.

Розглядаючи розподіли в динаміці зміни початкової швидкості обробки спостерігається при використанні підкладки поступове збільшення напружень стиску від 0 до -50 МПа.

Виходячи з вісесиметричної постановки задачі створюється можливість окрім вже розглянутих розподілів компонент напружень  $\sigma_x$  та  $\sigma_y$ , проаналізувати розподіл компоненти  $\sigma_z$  напружень (рис. 3.19), напрям якої перпендикулярний до площини ХУ.

Аналізуючи розподіл компоненти  $\sigma_z$  напружень спостерігається формування концентричних зон стиску та розтягу з центром на вісі симетрії на  $\frac{1}{4}$  товщини пластини. Напруження стиску в центрі зменшуються з використанням посередника з -200 МПа до -120 МПа, при цьому напруження розтягу у концентричній зоні зменшуються з -50 МПа до -30 МПа.

В той же час, при збільшенні початкової швидкості до 5 м/с формується зона стиску з напруженнями до -180 МПа по всій товщині пластини під вм'ятиною. При використанні підкладки формується зона напружень розтягу на поверхні за межами вм'ятини, де напруження розтягу досягають 85 МПа. Така ж сама ситуація спостерігається при швидкості 10 м/с, але з деякою еволюцією зони стиску, яка поширюється вже за межі контура вм'ятини. При цьому зона розтягу при використанні посередника залишається. Тобто збільшення швидкості від 5 до 10 м/с фактично не вплинуло на напружений стан в точці обробки та навколо неї. При цьому

перехід від 1 м/с до 5 м/с збільшує зону стиску тим самим рухаючи за межі місця обробки напруження розтягу.

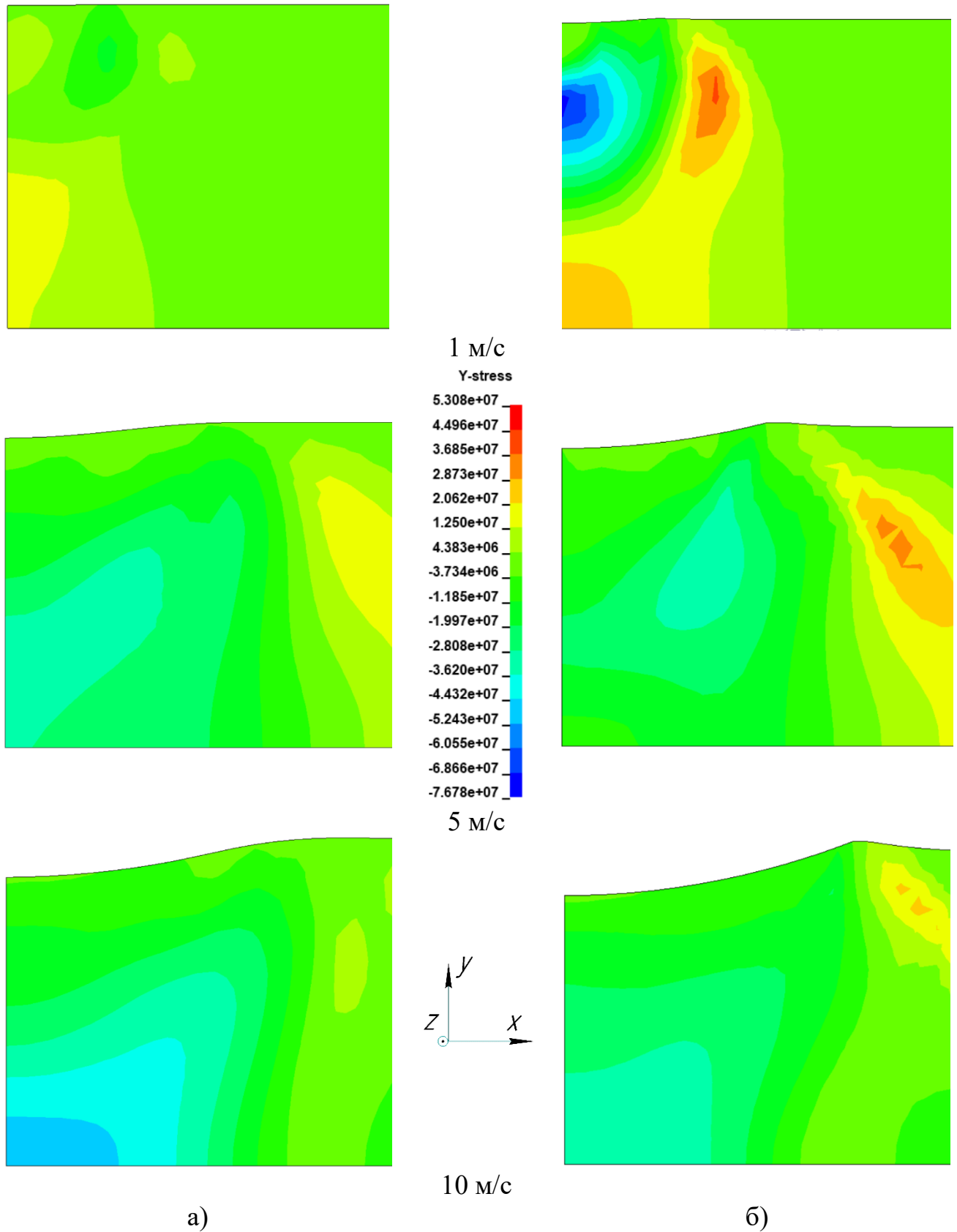


Рис. 3.18. Розподіл компонент залишкових напружень  $\sigma_y$  у пластині після ударної обробки з (а) та без (б) використання підкладки-посередника (Па)

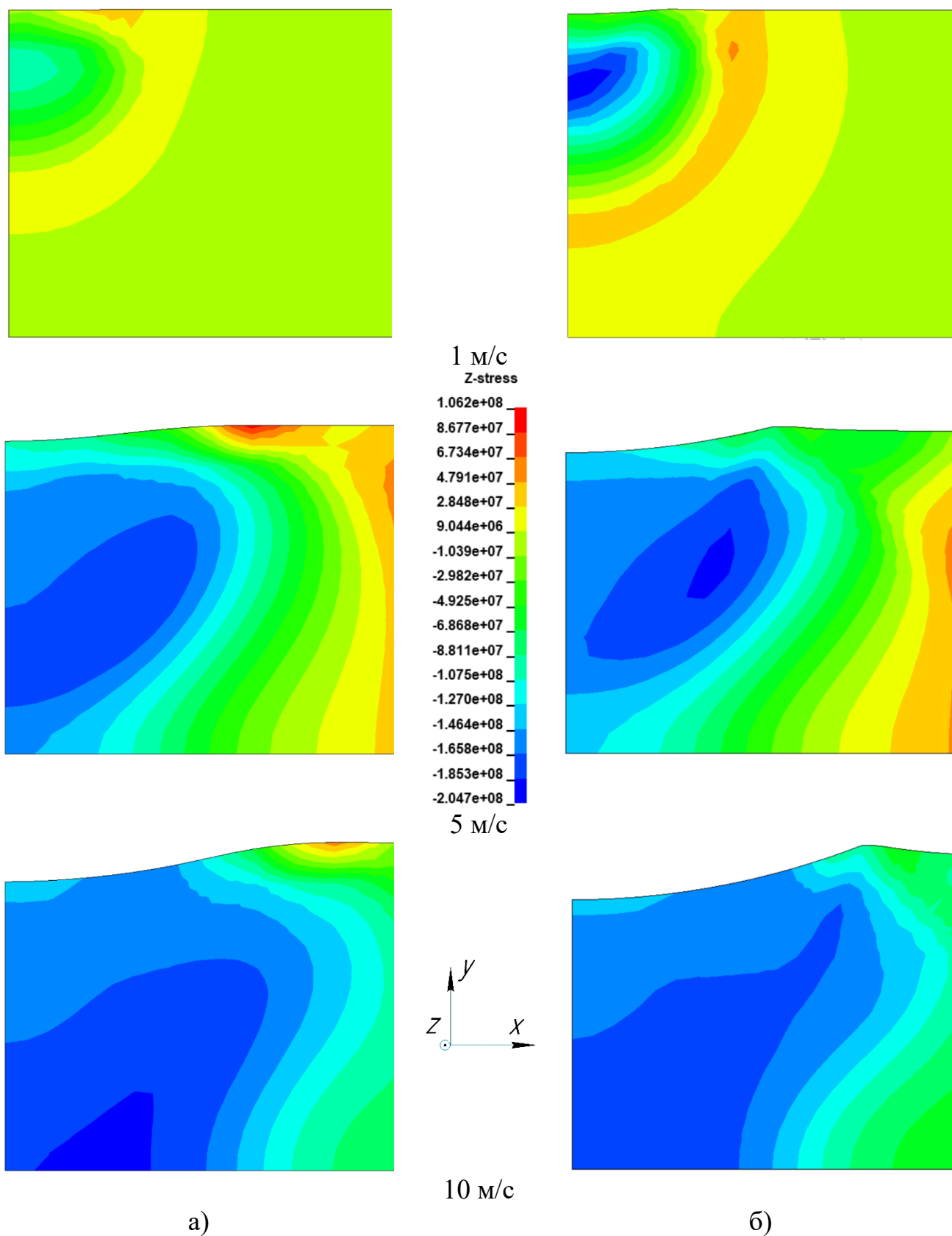


Рис. 3.19. Розподіл компонент залишкових напружень  $\sigma_z$  у пластині після ударної обробки з (а) та без (б) використання підкладки-посередника (Па)

Основні відмінності розподілу напружень по вісі симетрії в розглянутих задачах зведені до таблиць 3.8 – 3.10.

Таблиця 3.8

Розрахункові значення компонент залишкового напруженого стану  $\sigma_x$  по товщині пластини (від т. В до т. С) в МПа

Підкладка-посередник	$V_0$ , м/с	Координата точки по товщині пластини (по лінії удару), мм				
		0 (т.В)	1	2	3	4 (т.С)
Присутня	1	-3	-97	-1	7	3
	5	-105	-156	-161	-176	-150
	10	-140	-155	-161	-177	-186
Відсутня	1	-29	-201	-16	21	13
	5	-133	-155	-161	-164	-127
	10	-147	-163	-166	-177	-180

Розглядаючи таблицю 3.8 спостерігається суттєве зниження напружень  $\sigma_x$  по модулю у наведених точках у декілька разів при швидкості 1 м/с. При збільшенні швидкості підкладка-посередник зменшує вплив на зниження напружень і при швидкості 10 м/с вплив практично зникає.

Якщо розглядати компоненту  $\sigma_y$  за таблицею 3.9, то присутність підкладки посередника не має суттєвого впливу на розподіл, і як коливалися значення по лінії симетрії в межах  $\pm 45$  МПа, так і залишилися.

Таблиця 3.9

Розрахункові значення компоненти залишкового напруженого стану  $\sigma_y$  по товщині пластини (від т. В до т. С) в МПа

Підкладка-посередник	$V_0$ , м/с	Координата точки по товщині пластини (по лінії удару), мм				
		0 (т.В)	1	2	3	4 (т.С)
Присутня	1	1	7	8	16	13
	5	-10	-10	-21	-34	-30
	10	-2	-13	-23	-36	-46
Відсутня	1	-5	-79	-24	21	21
	5	-0,08	-9	-15	-20	-5
	10	-3	-20	-25	-36	40

Розрахункові значення компоненти залишкового напруженого стану  $\sigma_z$  по товщині пластини (від т. В до т. С) в МПа

Підкладка-посередник	$V_0$ , м/с	Координата точки по товщині пластини (по лінії удару), мм				
		0 (т.В)	1	2	3	4 (т.С)
Присутня	1	-3	-97	-1	7	3
	5	-105	-156	-161	-176	-150
	10	-140	-155	-161	-177	-186
Відсутня	1	-29	-201	-16	21	13
	5	-133	-160	-164	-153	-128
	10	-147	-163	-166	-177	-180

З таблиці 3.10 спостерігається ідентичність значень  $\sigma_z$  до  $\sigma_x$  (табл. 3.8) через вісесиметричну постановку задачі.

### Висновки з розділу 3.2

На основі розробленого методу встановлено, що наявність мідної підкладки-посередника товщиною 1мм між електродом-ударником та модельним зварним з'єднанням з АМгб товщиною 4 мм в процесі їх ударної взаємодії:

1. Збільшує частку кінетичної енергії ударника, що переходить у потенціальну енергію формозміни з'єднання з 10% до 60% і відповідно зменшує цю частку, що переходить у енергію підкладки з 40% до 25%, при збільшенні швидкості ударника з 1 м/с до 10м/с.

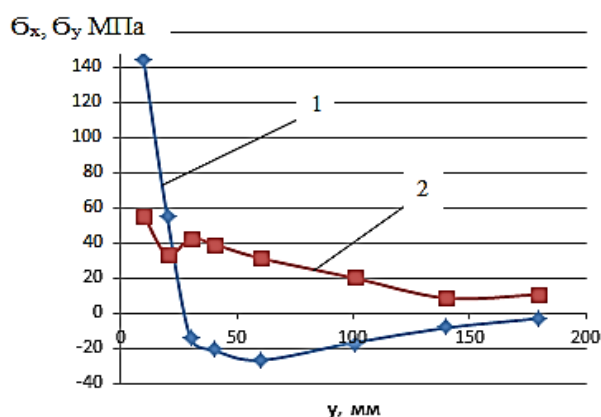
2. Скорочує тривалість контакту між тілами на 5...6%;

3. Зменшує величину максимальних ефективних пластичних деформацій  $\varepsilon_{eff}^p$  на лицьовій поверхні з'єднання до 60...65% та глибину вм'ятини в з'єднанні до 20...30%, якщо швидкість ударника 5...10м/с, що відображається на зменшенні величини опуклості лицьової поверхні з'єднання більш ніж у 3 рази.

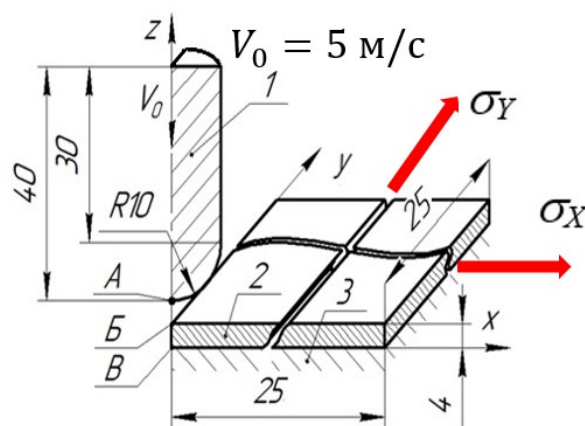
4. Практично не впливає на характер розподілу значень компонент напружень та деформації по товщині з'єднання в діапазоні швидкостей ударника 5...10м/с. Зміна абсолютних значень компонент нормальних напружень не перевищує 10%.

### 3.3 Вплив величини початкового розтягу модельного зварного з'єднання на його НДС після застосування ударної складової електродинамічної обробки

Розглянувши у розділі 3.1 задачу впливу форми та швидкості електрода-ударника на НДС модельного стикового зварного з'єднання пластини з АМгб товщиною 4 мм та розглянуту у розділі 3.2 задачу впливу використання підкладки-посередника постає питання щодо оцінки ефективності використання динамічної складової ЕДО у випадку існування початкового напруженого стану у модельній пластині, що оброблюється. Для розв'язання цієї задачі перед обробкою пластини динамічною складовою ЕДО в ній слід створити початкові напруження. На основі експериментальних досліджень проведених Пащиним М.О. у [113] методом спекл-інтерферометрії було встановлено, що залишкові напруження у пластині зі стиковим зварним з'єднанням товщиною 4 мм досягають рівня границі текучості цього матеріалу. При цьому визначалися залишкові нормальні складові напружень на поверхні зразків, розподіл яких наведено на рис.3.20а.



а)



б)

Рис. 3.20. а) Розподіл компонент  $\sigma_x$  і  $\sigma_y$  залишкових напружень в зварній пластині зі сплаву АМгб розмірами 400х500х4 мм в поперечному перерізі на відстані 200 мм від початку шва після одиночного впливу ЕДО, де 1 – крива  $\sigma_x$ , 2 – крива  $\sigma_y$ ; б) Розрахункова схема процесу динамічного навантаження пластин під час ЕДО динамічною складовою: 1 – електрод-індентор; 2 – пластина, що обробляється; 3 – робочий стіл (точки по лінії удару на поверхні: А – електрода-індентора, Б – пластини (лицьовій), В – пластини (тильній))



Відповідно до цього зручно розглянути та порівняти між собою обробку модельних пластин з різною величиною одновісного початкового напруженого стану та з двовісним початковим напруженим станом. При цьому, на першому етапі розв'язку задачі розглянемо створення рівномірного розподілу початкових напружень по товщині модельної пластини.

Під час розв'язку описаної вище задачі доцільно використовувати програмний комплекс ANSYS Workbench в якому реалізована можливість створення у тривимірних математичних моделях тіл, що досліджуються, величини попереднього навантаження (ЗН) перед їх динамічною обробкою. В той же час, використання цього програмного продукту передбачає розділення процедури моделювання на два етапи. Перший етап – створення попереднього навантаження в модельній пластині за допомогою модуля ANSYS Workbench/Static Structural. Другий етап – передача створеного НДС пластини до модуля ANSYS Workbench/Explicit Dynamics, у якому проводиться безпосередньо чисельний розрахунок її динамічного навантаження електродом-ударником. На основі даної особливості проаналізуємо зміну напруженого стану пластини з початковим розтягом, величина якого рівна величині границі текучості матеріалу, так як ЕДО має найбільшу ефективність в таких умовах [113], та на певних проміжних величинах напружень. На основі тривимірної математичної моделі описаної у розділі 2 (рис. 2.3 та рис. 2.4) сформуємо еквівалентну розрахункову модель ударної складової ЕДО при швидкості ударника 5 м/с, що зображена на рис. 3.20б. Відповідно до неї початкові напруження будуть задаватися пружним розтягом пластини вздовж вісей  $X$  та  $Y$ , а ударна обробка проводиться у вертикальному напрямку – вздовж вертикальної вісі  $Z$  (рис. 3.20б). Механічні характеристики модельної пластини наведено у таблиці 2.2. Властивості матеріалу мідного електрода-індентора вважаються незмінними відповідно до попередньо розглянутих задач.

Для оцінки впливу рівня початкового навантаження розглянемо моделювання ударної складової ЕДО модельної пластини з початковими напруженнями розтягу вздовж вісі  $X$  величиною 150, 100 та 50 МПа та ненапруженою пластиною. При цьому слід звернути увагу, що ЗН у зварних швах мають не одну компоненту напружень

(рис. 1.2) і в реальній конструкції бажано оцінювати можливості регулювання обох компонент НДС. Тому, опираючись на дослідження ЗН зварного з'єднання пластини з АМг6 проведені в [113] (рис. 3.20) також розглянемо вплив початкових напружень (ПН), які створюють плоский напружений стан з ПН  $\sigma_x=150\text{МПа}$  та  $\sigma_y=50\text{МПа}$  (рис. 3.20б) у порівнянні з іншими постановками.

З проведених чисельних розрахунків отримано дані щодо поверхневих деформацій пластини та тривалості взаємодії з нею ударника, які наведені у таблиці 3.11.

Таблиця 3.11

Розрахункові параметри взаємодії електрода-індентора з пластиною у місці контакту

Початкове напруження, МПа	Тривалість контакту, мкс	Глибина входження індентора в пластину $\Delta z_{max}$ , мм	Глибина вм'ятини в пластині $\Delta z_k$ , мм	Радіус вм'ятини в пластині, мм
0	128	0,285	0,266	2,53
50	130	0,297	0,276	2,53
100	134	0,313	0,293	2,53
150	138	0,333	0,315	2,53
150+50	139	0,337	0,319	2,53

З таблиці 3.11 видно, що ПН має вплив на усі наведені у таблиці параметри окрім радіуса вм'ятини, який є постійним для усіх наведених постановок. Також розглядаючи загальну динаміку можна побачити, що збільшення ПН призводить до збільшення тривалості контакту, величини заглиблення ударника та залишкової вм'ятини у пластині. При цьому спостерігається збільшення тривалості контакту на 2 мкс при ПН величиною 50 МПа, і при наступному зростанні ПН величиною 4 мкс. При розгляді деформаційних параметрів спостерігається близька до лінійної залежність глибин  $\Delta z_k$  та  $\Delta z_{max}$  від ПН. В той же час, дані лінійні залежності близькі до паралельних ліній (рис. 3.21).

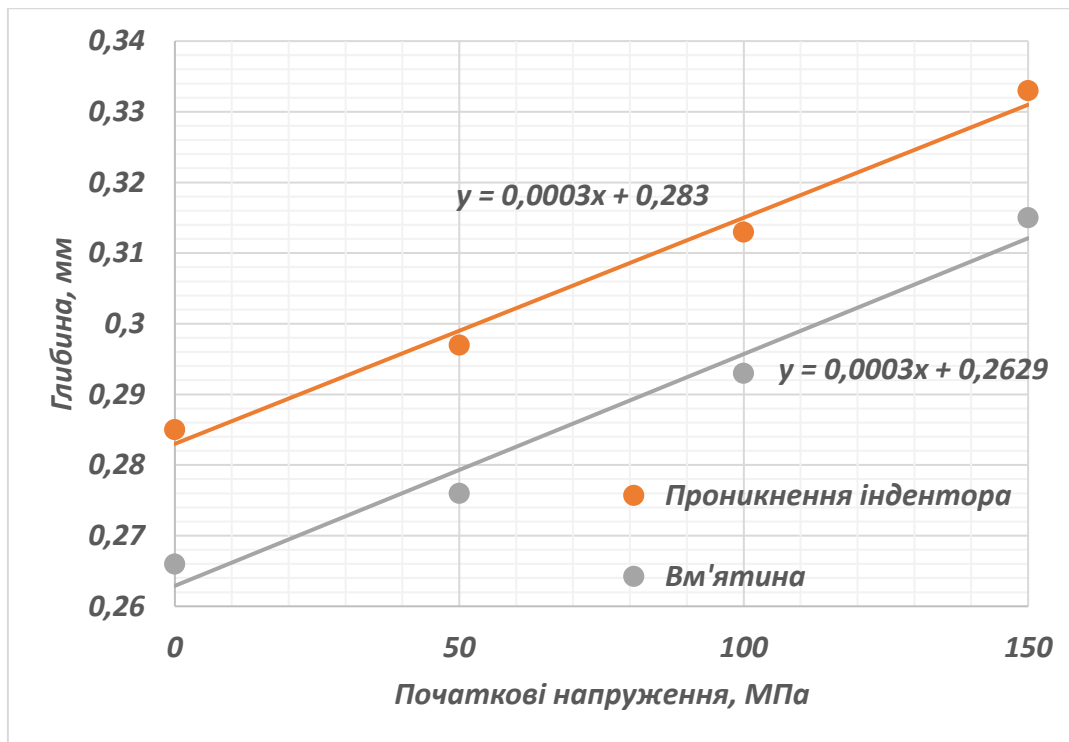
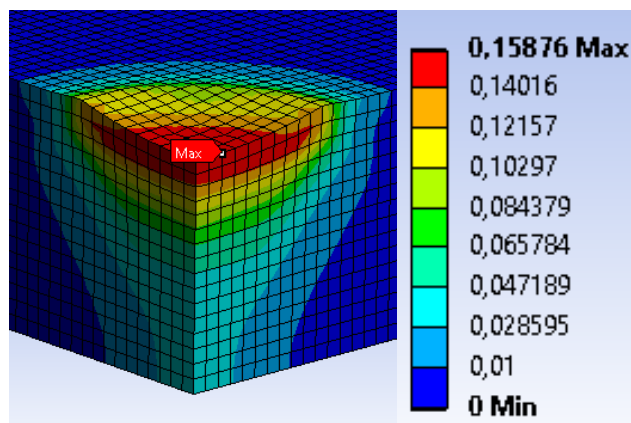


Рис. 3.21. Залежність глибин входження індентора та вм'ятини в залежності від початкового напруження

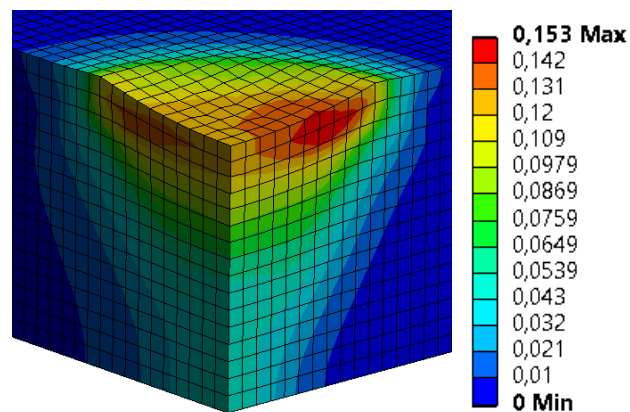
Залежність глибин входження індентора та вм'ятини в залежності від початкового напруження, що дає змогу зробити висновок про близьку до постійної пружну складову математичної моделі. Окремо порівнюючи плоский напружений стан відмічається збільшення усіх показників, окрім радіуса вм'ятини, одновісного напруженого стану з ПН величиною 150 МПа. При чому слід звернути увагу, що обидва параметри глибини збільшилися на 1,2% відносно відповідних параметрів при одновісному навантаженні величиною 150 МПа.

Так як поверхневі деформації є лише складовою пластичних деформацій, розглянемо розподіл ефективних пластичних деформацій ( $\varepsilon_{eff}^p$ ) в товщі пластини в околі обробки для повноти картини.

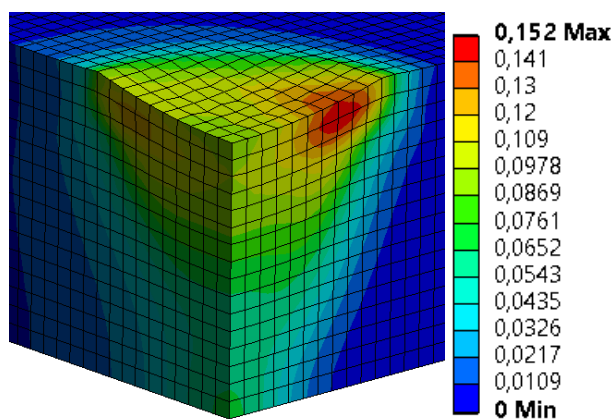
З наведених розподілів видно, що форма розподілу близька до форми усіченого конусу, при цьому спостерігається зміщення максимальних значень  $\varepsilon_{eff}^p$  від центра вм'ятини в напрямку вісі  $X$ , з поступовим зменшенням  $\varepsilon_{eff}^p$  в т. Б (рис. 2.3) та їх околі, та локалізації  $\varepsilon_{eff}^p$  ближче до границі вм'ятини.



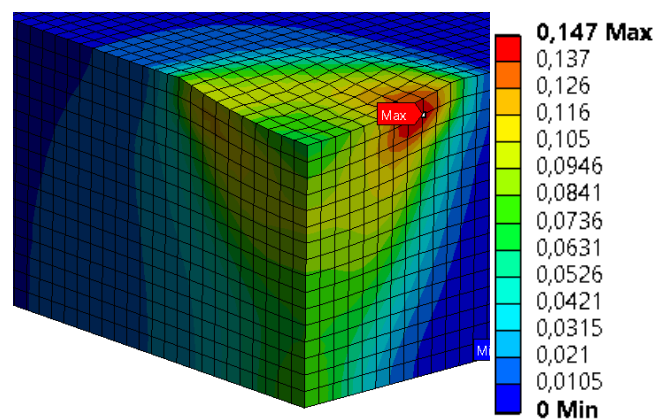
а)



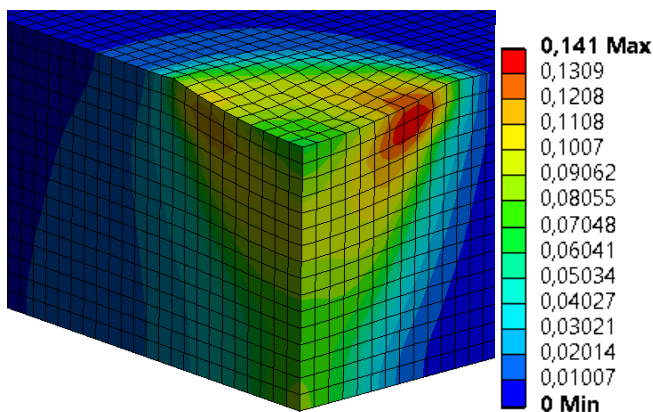
б)



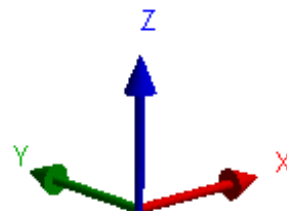
в)



г)



д)



е)

Рис. 3.22. Розподіл  $\varepsilon_{eff}^p$  в пластині в перерізах  $XZ$  та  $YZ$  а) без ПН, з одновісним ПН  $\sigma_x$  величиною б) 50 МПа, в) 100 МПа, г) 150 МПа, та плоскими ПН з  $\sigma_x$  і  $\sigma_y$  величиною 150 МПа та 50 МПа відповідно згідно е) вісей координат

При цьому слід звернути увагу на збільшення зони  $1\% \leq \varepsilon_{eff}^p \leq 2\%$  в площині  $YZ$ . При чому слід звернути увагу на зменшення максимальних  $\varepsilon_{eff}^p$  зі збільшенням ПН, значення яких наведено у таблиці 3.12.

Максимальні значення  $\varepsilon_{eff}^p$ , та значення  $\varepsilon_{eff}^p$  в контрольних точках

Початкове напруження, МПа	Максимальні $\varepsilon_{eff}^p$ , %	$\varepsilon_{eff}^p$ в т. Б, %	$\varepsilon_{eff}^p$ в т. В, %
0	15,9	15,6	3,93
50	15,3	12,7	5,01
100	15,2	9,17	6,81
150	14,7	6,83	8,34
150+50	14,1	6,75	8,31

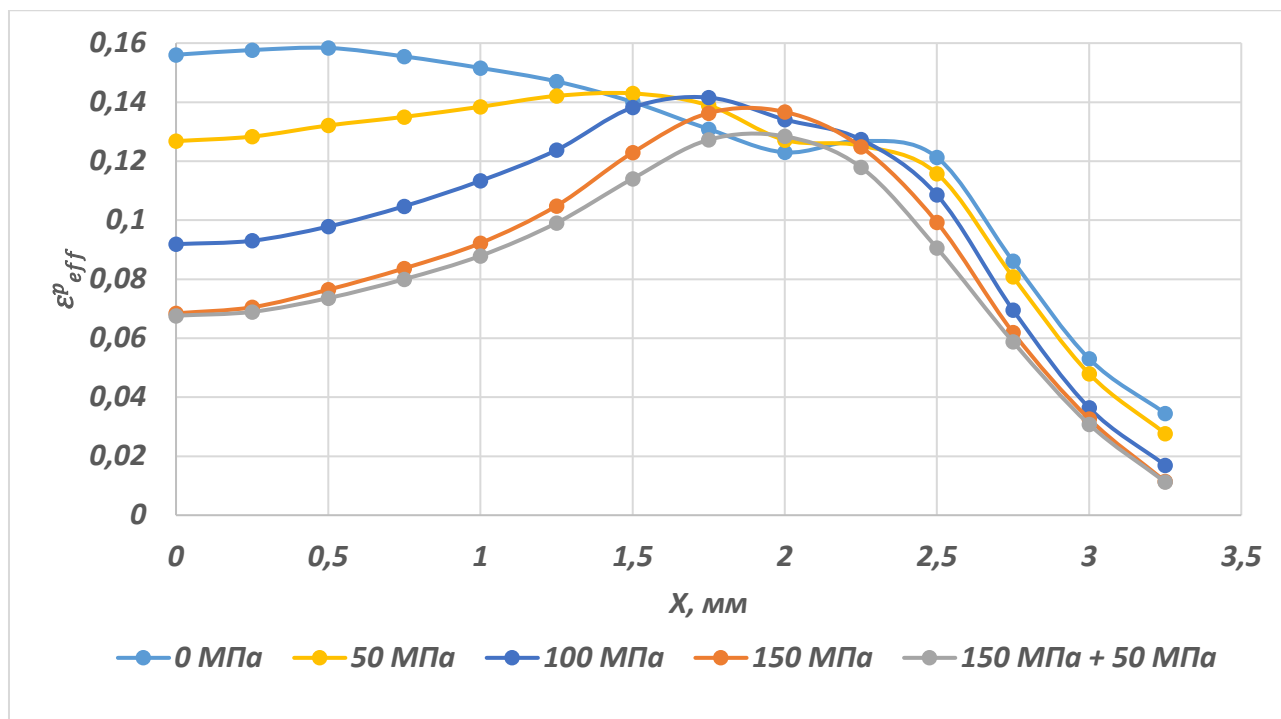
З таблиці видно, що збільшення початкового навантаження пластини не тільки зменшує максимальні  $\varepsilon_{eff}^p$ , а й зменшує  $\varepsilon_{eff}^p$  в т. Б, що видно на рис. 3.22, в той же час в т. В спостерігається зворотня динаміка. Зміна поверхневих  $\varepsilon_{eff}^p$  в околі вм'ятини вздовж вісі  $X$  та  $Y$  відображена на графіках рис. 3.23а та рис. 3.23б відповідно.

З графіків наглядно видно, що збільшення ПН призводить до зменшення пластичних деформацій на поверхні, причому найбільша різниця між результатами відповідає радіусу 2 мм. При цьому додавання другої складової ПН практично не змінює ситуацію.

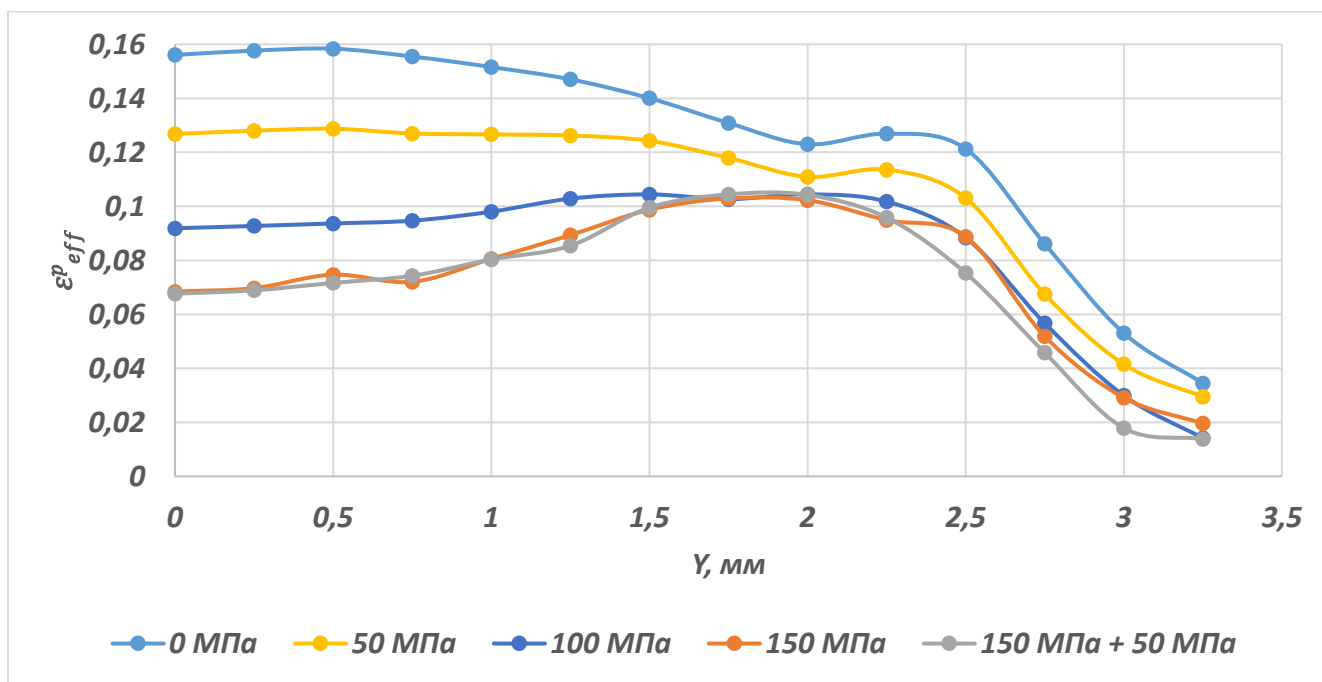
Також слід звернути увагу на лінійну залежність зміни пластичних деформацій на тильній та лицьовій стороні пластини по лінії удару від ПН представлену на рис. 3.24.

Розглянемо розподіл компонент напружень, як наслідок залишкових деформацій, для оцінки впливу ПН на їх регулювання. Розподіл залишкових напружень  $\sigma_x$  після обробки для початкових напружень 0, 50 та 100 МПа наведено на рис. 3.25, а для задач "150 МПа" та "150+50 МПа" на рис. 3.26.

З картин розподілів ЗН після обробки спостерігається однакова форма розподілу залишкових напружень в товщі пластини, що нагадує розподіл напружень, який був описаний в двовимірній постановці. В усіх випадках в зоні обробки створюються напруження стиску по всій товщині пластини в радіусі вм'ятини. Якщо розглядати лицеву поверхню на відстані 3,5 мм вздовж вісі  $X$  в усіх постановках формується локальна зона стиску з величиною напружень стиску не менше 150 МПа.



а)



б)

Рис. 3.23. Розподіл  $\varepsilon_{eff}^p$  на поверхні вздовж вісей а)  $X$  та б)  $Y$

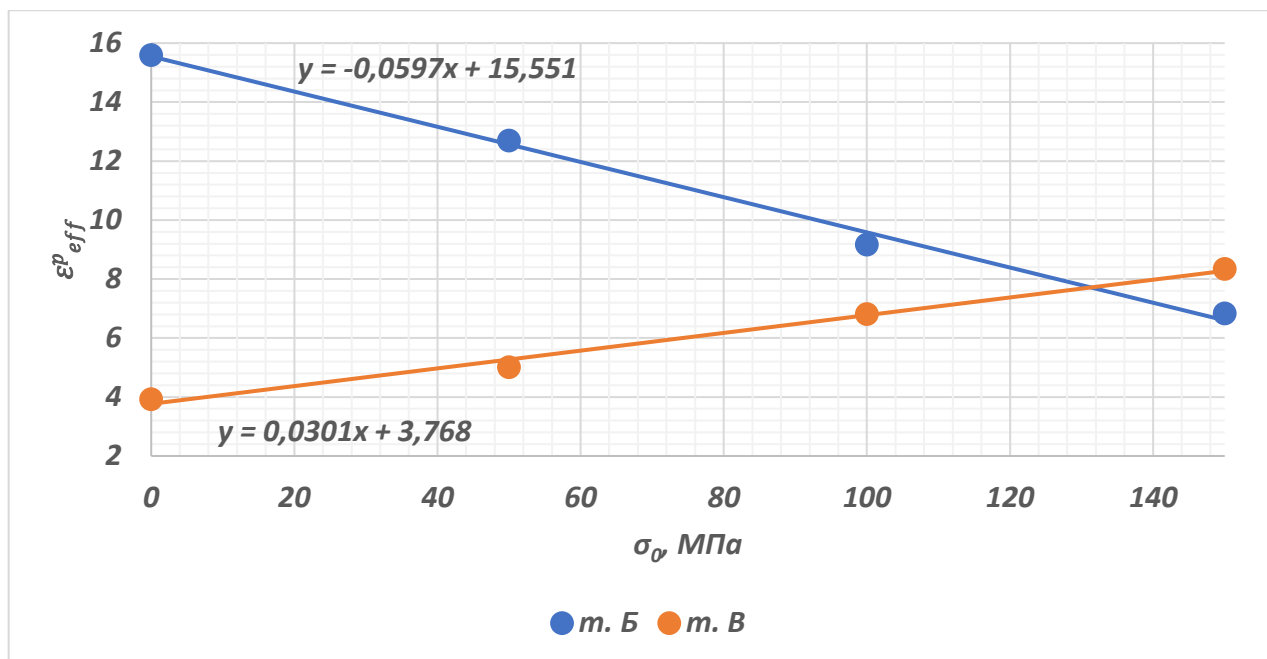
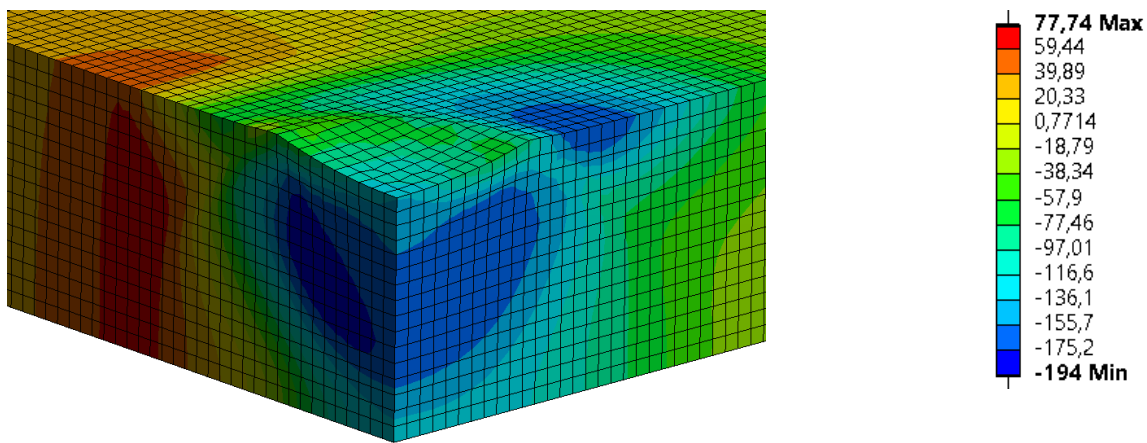


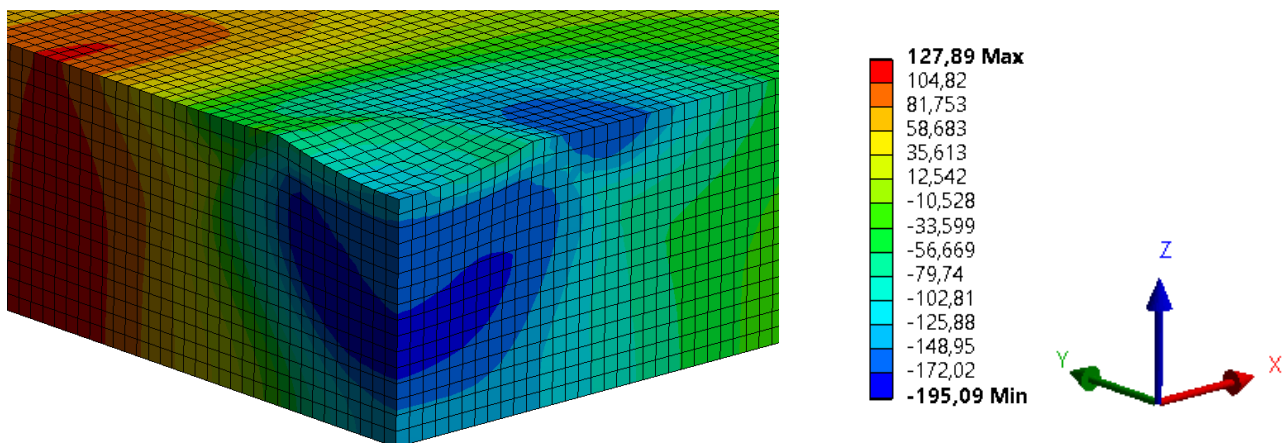
Рис. 3.24. Залежність  $\varepsilon_{eff}^p$  від ПН в точках Б та В

Також слід звернути увагу, що при русі від лінії удару вздовж площини  $YZ$  напруження зростають швидше ніж на площині  $XZ$ . Для оцінки впливу ПН наведемо графіки (рис. 3.27 та рис. 3.28) розподілу  $\sigma_x$  вздовж вісі  $X$  та  $Y$  на поверхнях пластини та вздовж середньої лінії. Аналізуючи зміну  $\sigma_x$  в площині  $XZ$  можна побачити, що на відстані 5 мм від лінії удару ПН практично не змінюють результат обробки, в той же час спостерігаються розсіювання значень напружень за 5 мм, при чому зі зростанням ПН зростає величина результуючих напружень. Також слід звернути увагу, що в площині  $XZ$  в радіусі 7 мм створюються виключно напруження стиску, при цьому в радіусі 5 мм вони не перевищують 50 МПа. Розглядаючи кожен графік окремо можна відмітити такі особливості, як утворення перегину графіку на лицевій поверхні (край вм'ятини) з екстремумом величиною біля -50 МПа на відстані 2,5 мм від лінії удару; та можливість опису розподілів на середній лінії та на тильній поверхні на основі ламаної, яка складається з трьох прямолінійних відрізків, а на лицевій поверхні за допомогою чотирьох відрізків.

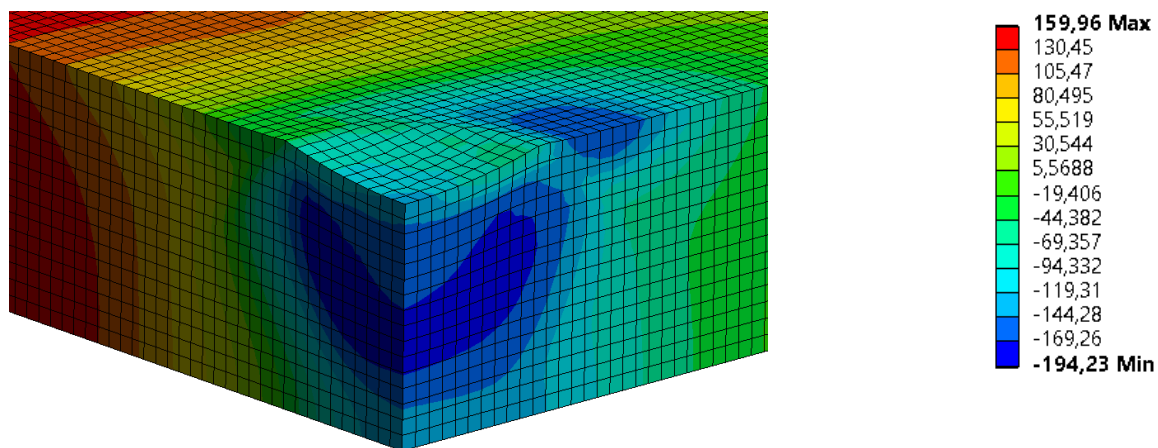
При розгляді площини  $YZ$  спостерігається картина з суттєвими відмінностями від попередньої, окрім напружень по лінії удару, які співпадають та мають величину від -150 МПа до -100 МПа.



a)



б)

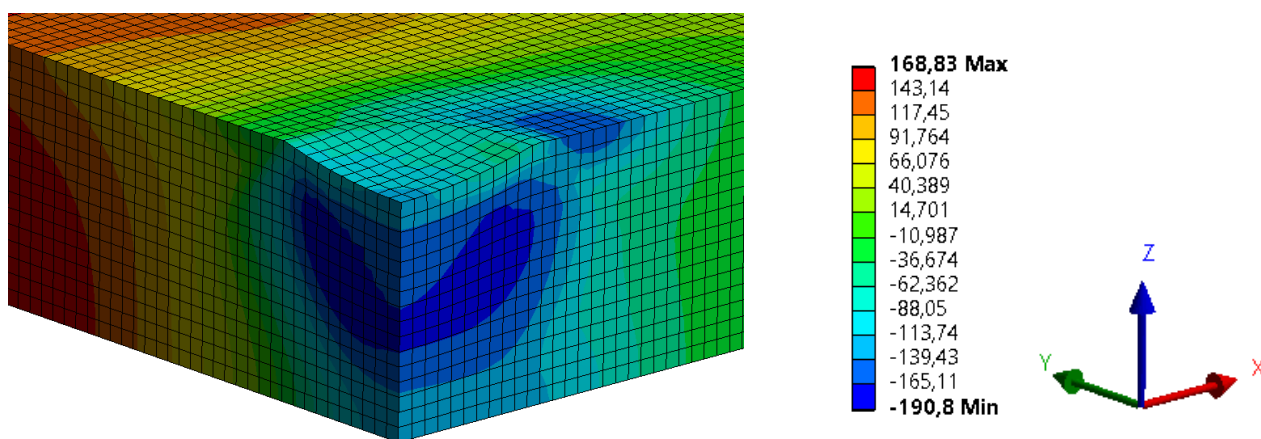


в)

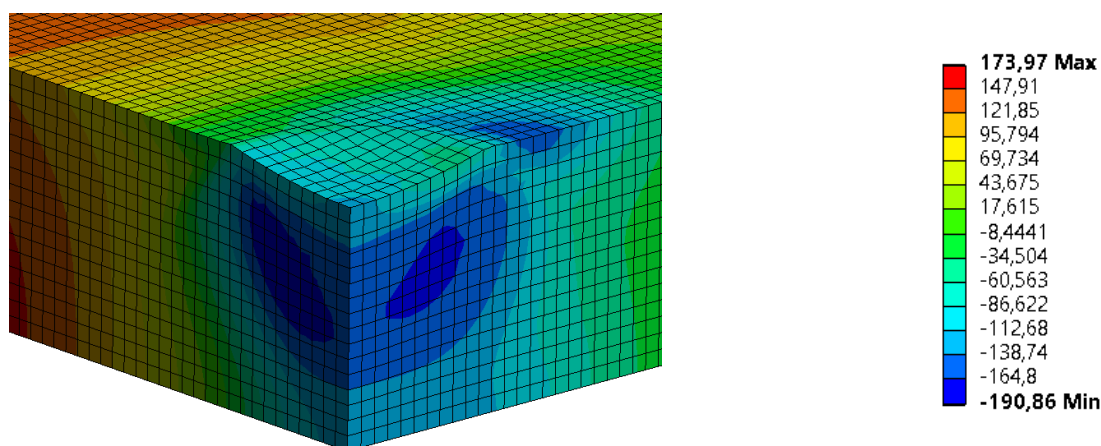
Рис. 3.25. Розподіл компоненти  $\sigma_x$  після обробки пластини:

а) без ПН, з ПН розтягу вздовж вісі  $X$  величиною, б) 50 МПа, в) 100 МПа





а)



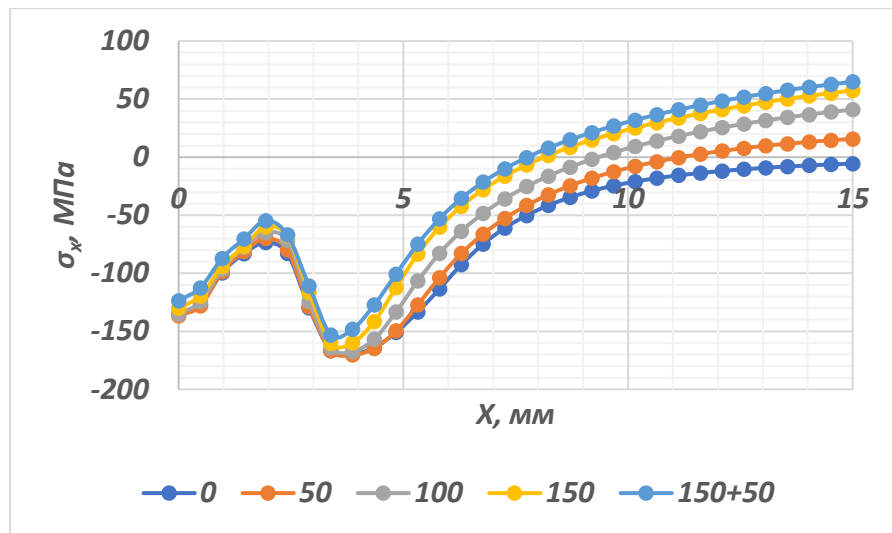
б)

Рис. 3.26. Розподіл компоненти  $\sigma_x$  після обробки пластини з ПН розтягу:

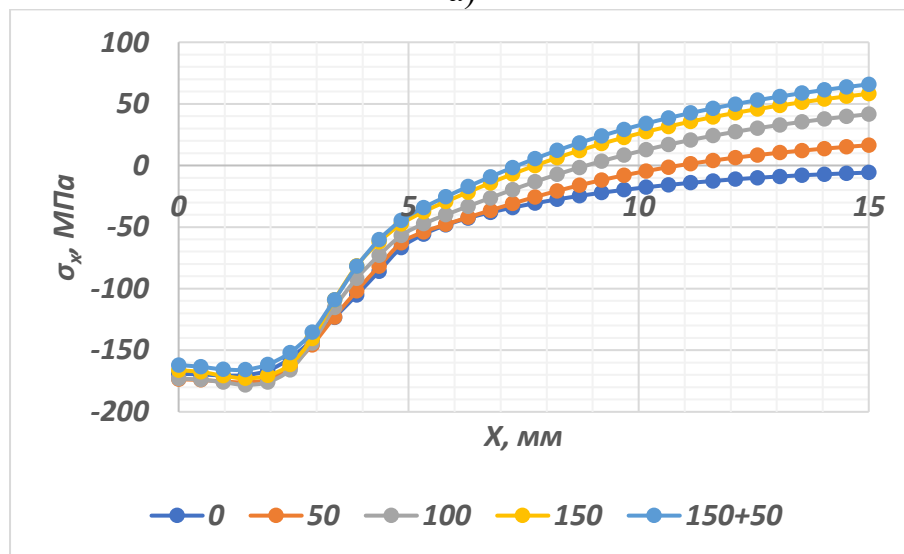
а) вздовж вісі  $X$  величиною 150 МПа,

б) з ПН розтягу вздовж вісі  $X$  величиною 150 МПа та вздовж вісі  $Y$  – 50 МПа

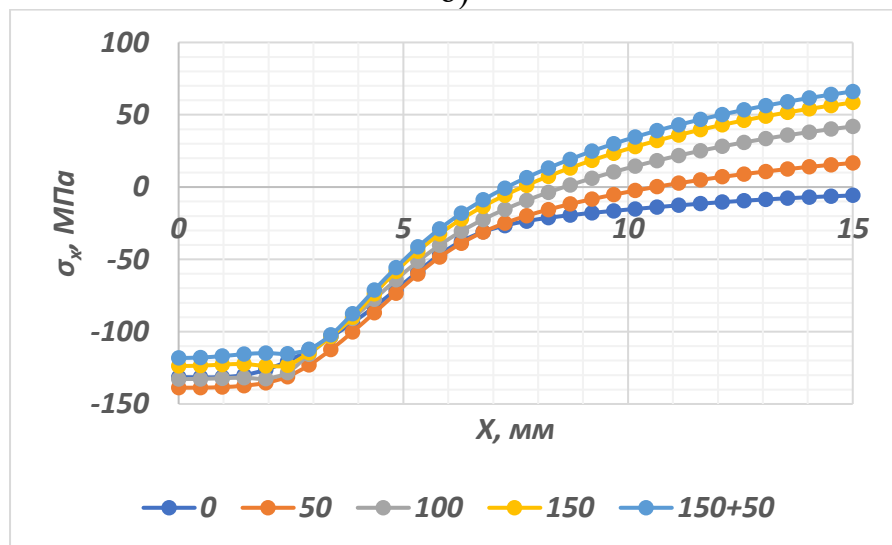
Слід звернути увагу, що на відстані 10 мм розподіли компоненти  $\sigma_x$  набувають значення близькі до ПН, що підтверджує, що одиночна ЕДО зварного шва має вплив в радіусі 10 мм, що підтверджується експериментальними даними (перетин кривої 1 та 2 на рис. 1.12, рис. 1.14). При цьому, напруження стиску в усіх постановках створюються в радіусі 2,5 мм, що знову ж таки близько до радіусу вм'ятини. На основі попередніх двох спостережень можна сказати, що для ефективної обробки необхідно використовувати ЕДО з кроком в діапазоні від 5 мм до 7 мм. Також спостерігається те, що вплив 50 МПа у якості перетворення одновісного навантаження в плоске не створює суттєвої різниці на результуючу компоненту  $\sigma_x$  після обробки і впливом другої компоненти в наступних дослідженнях  $\sigma_x$  можна нехтувати.



а)

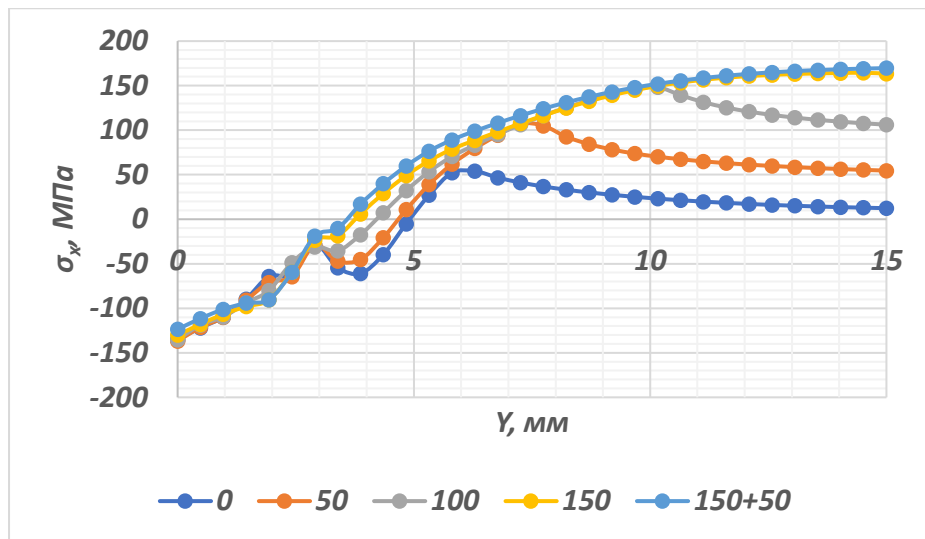


б)

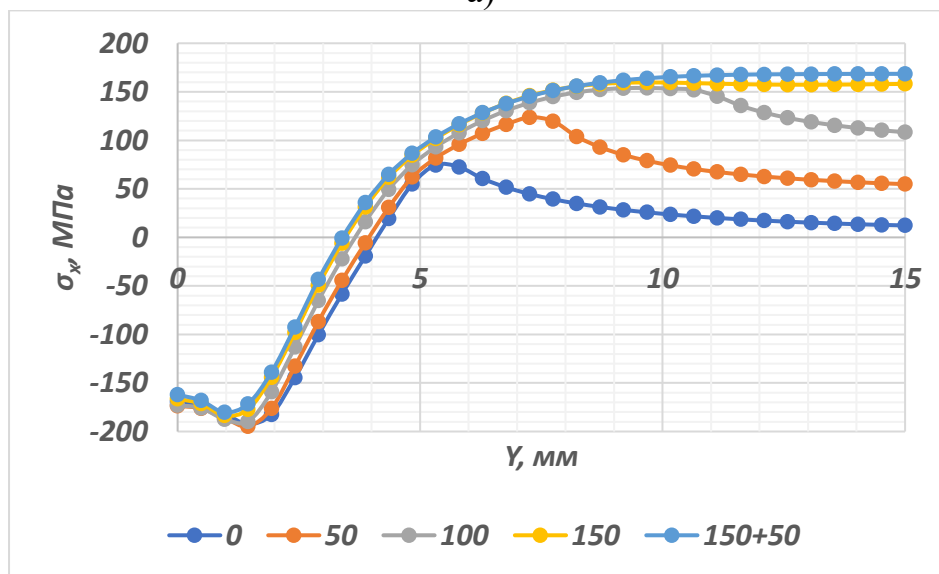


в)

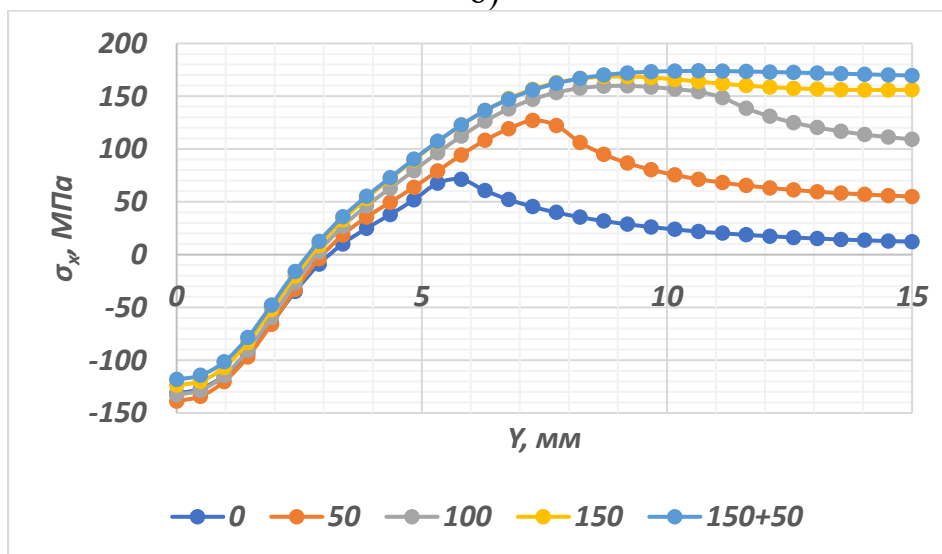
Рис. 3.27. Розподіл компоненти  $\sigma_x$  ЗН в результаті обробки вздовж вісі  $X$  у площині  $XZ$  на: а) лицевій поверхні, б) середній лінії, в) тильній поверхні



а)



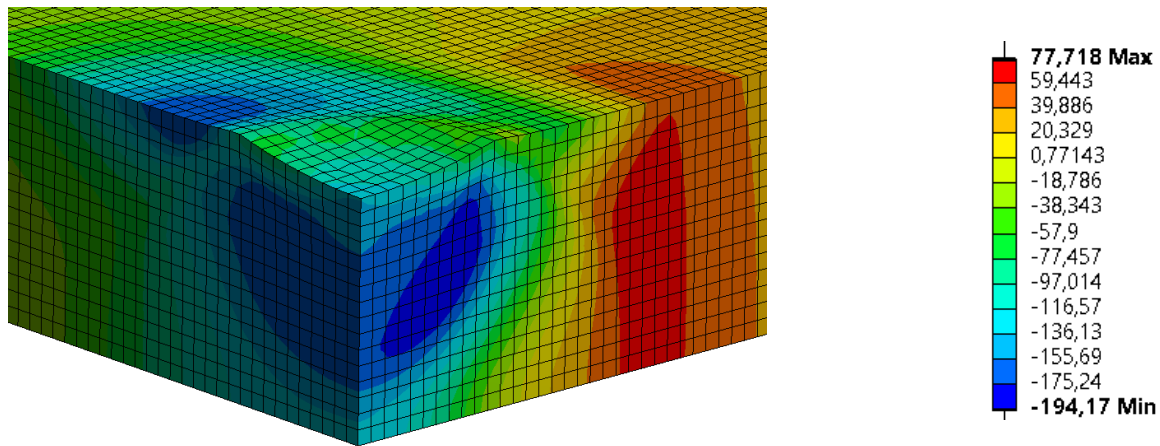
б)



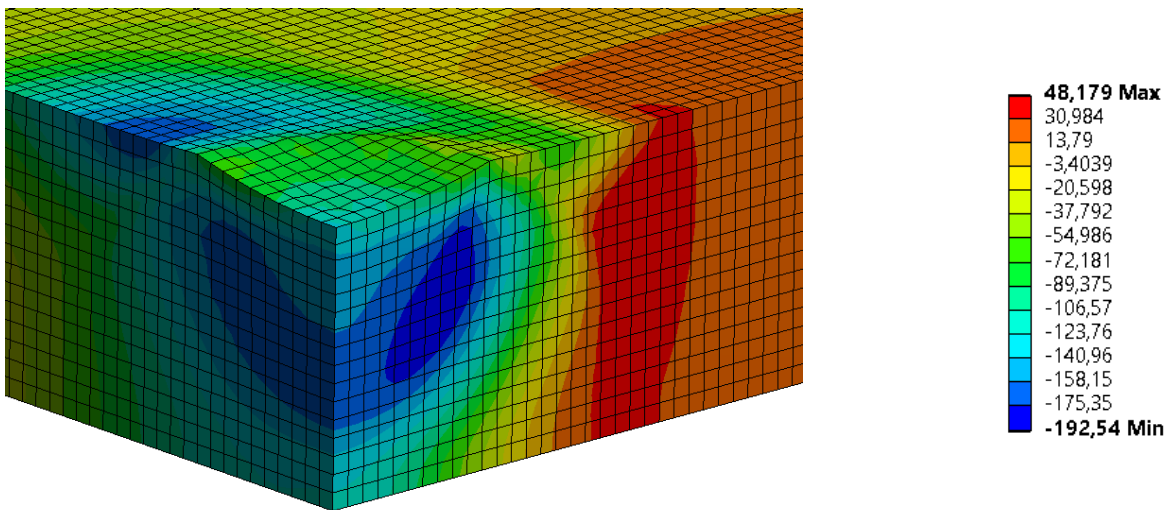
в)

Рис. 3.28. Розподіл компоненти  $\sigma_x$  ЗН в результаті обробки вздовж вісі  $Y$  у площині  $YZ$  на: а) лицевій поверхні, б) середній лінії, в) тильній поверхні

Для більш повної оцінки величини залишкових напружень, що формуються після обробки, наведемо загальну картину (рис. 3.29 та рис. 3.30) розподілу компоненти  $\sigma_y$ . Видно, що загальний вигляд розподілу схожий на дзеркальне відображення розподілу  $\sigma_x$ , але з меншими напруженнями розтягу за межами радіуса вм'ятини (2,5 мм). Слід звернути увагу на створення зони стиску під вм'ятиною з максимальними напруженнями стиску величиною близько -190 МПа. При цьому також створюється зона стиску за вм'ятиною на поверхні пластини в напрямку вісі  $Y$ .



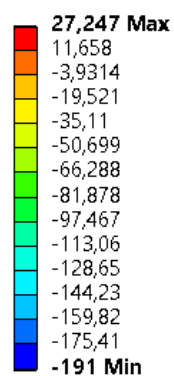
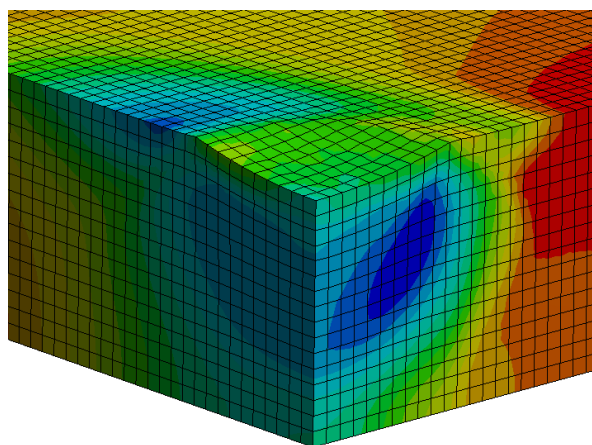
а)



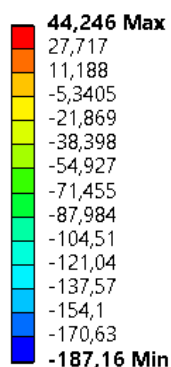
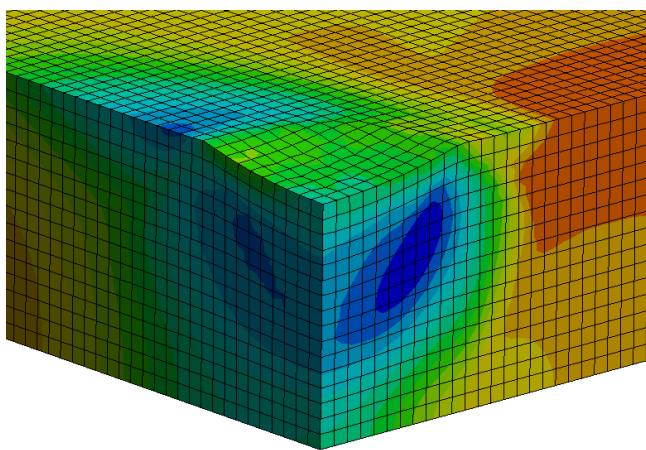
б)

Рис. 3.29. Розподіл компоненти  $\sigma_y$  після обробки пластини:

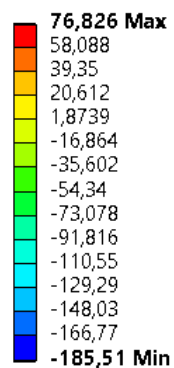
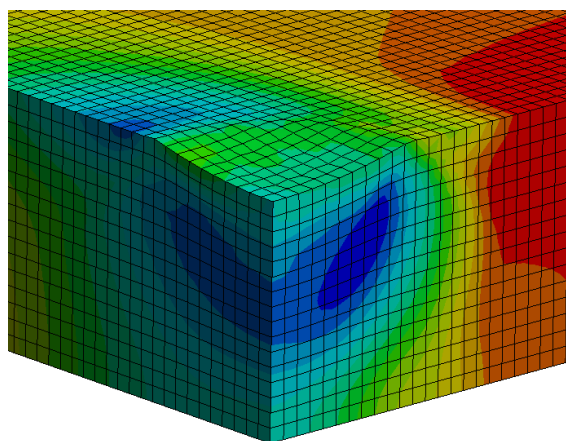
а) без ПН, б) з ПН розтягу вздовж вісі  $X$  величиною 50 МПа



a)



б)



в)

Рис. 3.30. Розподіл компоненти  $\sigma_y$  після обробки пластини з ПН розтягу  
 а) вздовж вісі  $X$  величиною 100 МПа, б) вздовж вісі  $X$  величиною 150 МПа, в) з ПН розтягу вздовж вісі  $X$  величиною 150 МПа та вздовж вісі  $Y$  величиною 50 МПа

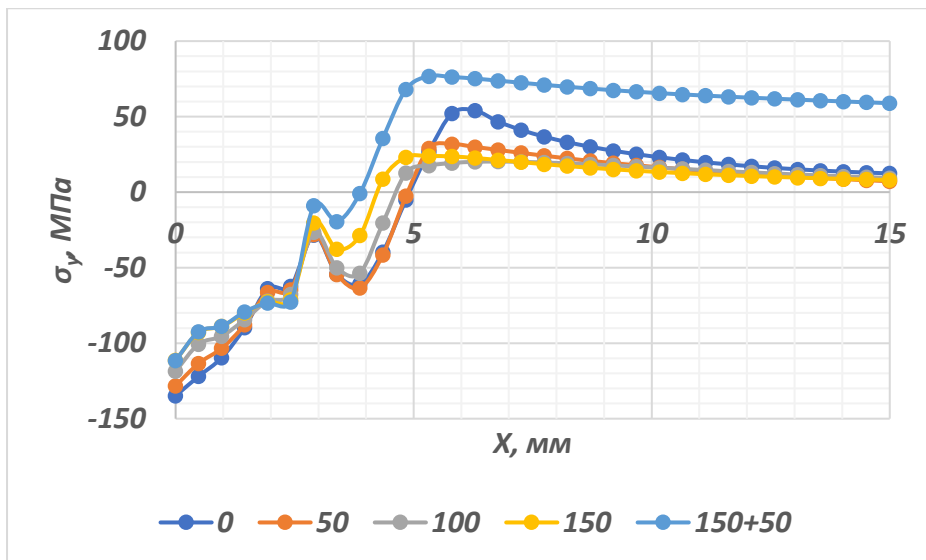
Для більш детального порівняння розподілів компонент  $\sigma_y$  по товщині пластини наведемо графіки розподілів компоненти  $\sigma_y$  результуючих напружень в площинах  $XZ$  та  $XY$  на лицевій поверхні, середній лінії та тильній поверхні (рис. 3.31 та рис. 3.32).

З графіків рис. 3.31 видно, що розподіл результуючих напружень має близькі значення окрім навколо точки на відстані 5 мм від лінії удару, де постановки з відсутніми ПН, або малими ПН (50 МПа) мають певний екстремум величиною близько 50 МПа. Якщо розглядати плосконапружену постановку, то спостерігається вирівнювання напружень на рівні початкових (50 МПа), аналогічно до розподілу  $\sigma_x$ , що також вірно і для одновісних постановок, які на відстані 10 мм від лінії удару вже мають величину близько 10 МПа та прямують до нуля. Також слід звернути увагу, що дані розподіли можна описати за допомогою ламаної лінії, яка складається з двох відрізків.

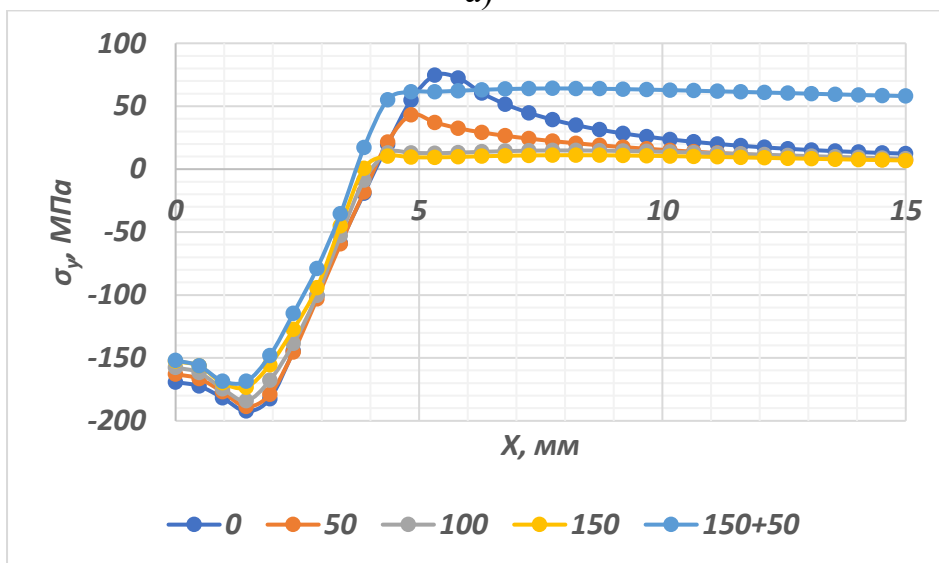
При розгляді розподілу на площині  $YZ$  (рис. 3.32) спостерігаються однотипні розподіли  $\sigma_y$ , які нагадують розподіл компоненти  $\sigma_x$  ЗН вздовж вісі  $X$  у площині  $XZ$  в результаті обробки (рис. 3.27) з усіма його особливостями описаними вище. Видно, що при збільшенні в радіусі 5 мм результуючі напруження змінюються при зміні ПН в межах 20 МПа. Також спостерігається відхилення одновісного розподілу з ПН величиною 150 МПа від плоского початкового напруженого стану на відстані 10 мм від лінії удару, зі збільшенням різниці до 30 МПа на відстані 15 мм.

Таким чином, для вирішення наступних задач дисертаційного дослідження, наприклад задачі моделювання обробки модельної зварної пластини при підвищених температурах і налаштування обладнання при відпрацюванні відповідної технології з подальшим проведенням експериментів на основі проведених розрахунків було:

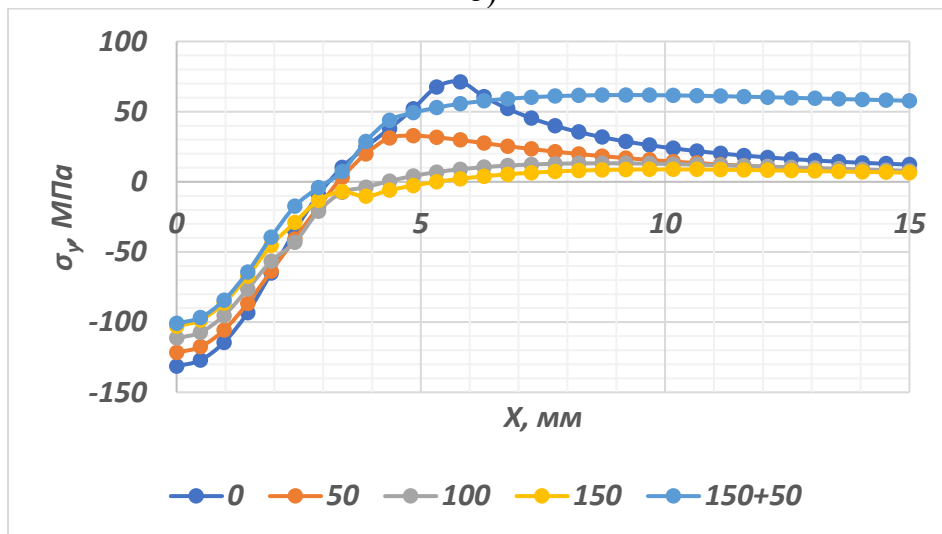
- підтверджено, що крок з яким необхідно робити точкову обробку зварного шва повинен знаходитись в межах від 5 до 7 мм;
- показано, що немає необхідності враховувати компоненту  $\sigma_y$  в початкових напруженнях величиною не більше третини від  $\sigma_x$ , при дослідженні останніх;
- продемонстровано гарантоване зниження рівня напружень усіх компонент в радіусі в'ятини по всій товщині пластини.



а)

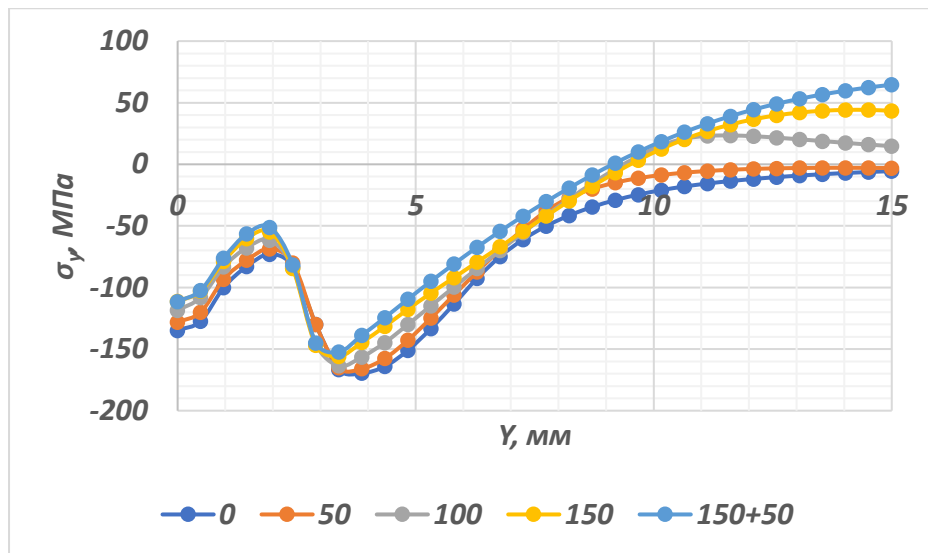


б)

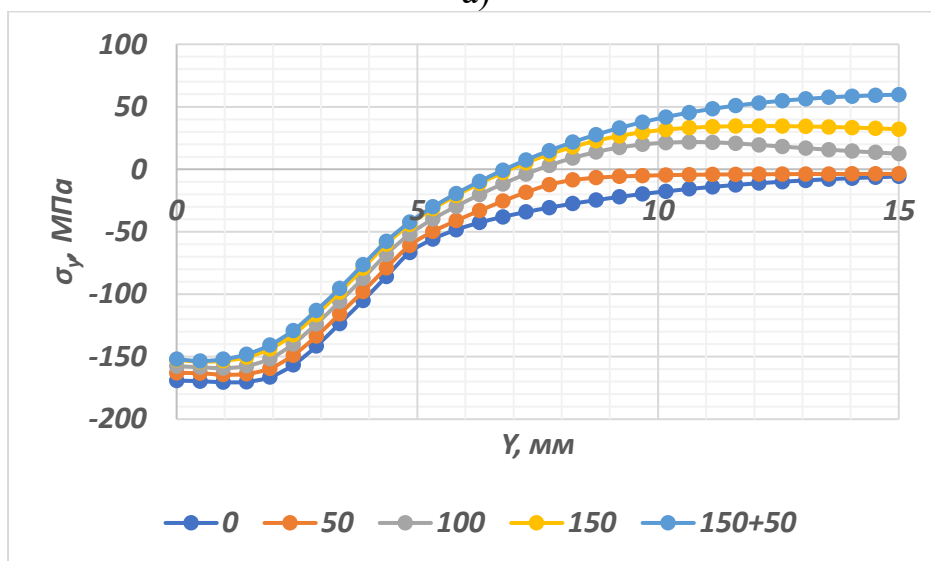


в)

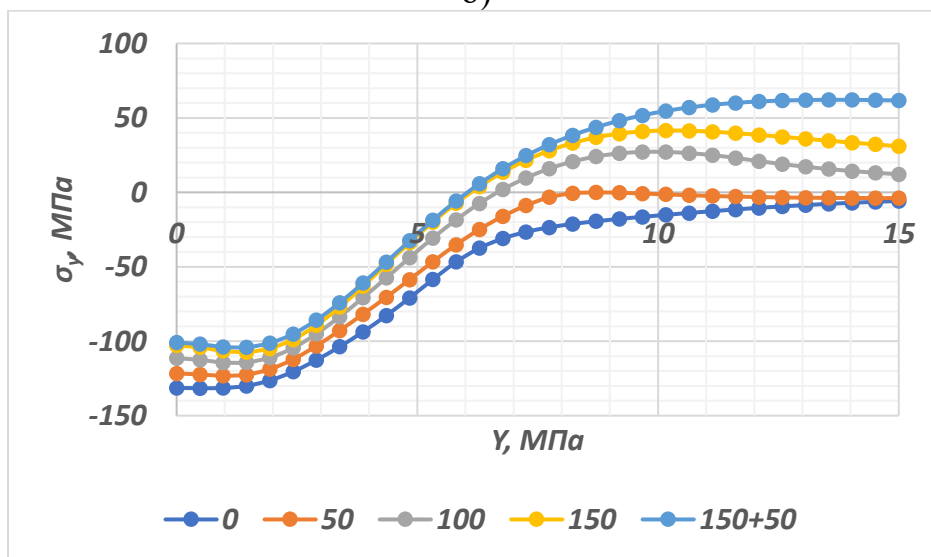
Рис. 3.31. Розподіл компоненти  $\sigma_y$  ЗН в результаті обробки вздовж вісі  $X$  у площині  $XZ$  на а) лицевій поверхні, б) середній лінії, в) тильній поверхні



а)



б)



в)

Рис. 3.32. Розподіл компоненти  $\sigma_y$  ЗН в результаті обробки вздовж вісі  $Y$  у площині  $YZ$  на а) лицевій поверхні, б) середній лінії, в) тильній поверхні



### Висновки з розділу 3.3

На основі розробленого методу встановлено, що збільшення величини початкових напружень розтягу модельного зварного з'єднання  $\sigma_x$  до 150МПа в процесі його ударної взаємодії з електродом ударником на швидкості 5м/с призводить до:

1. пропорційного збільшення тривалості взаємодії між тілами до 10%, пропорційного збільшення глибини вм'ятини в з'єднанні до 20%, при цьому радіус вм'ятини в з'єднанні залишається не змінним.
2. формування зони максимальних значень пластичних деформацій  $\varepsilon_{eff}^p$  на контактній поверхні модельного зварного з'єднання в районі лінії удару, яка поступово переміщується в напрямку дії початкових напружень розтягу  $\sigma_x$  з одночасним зменшенням значення в екстремумі на 10%.
3. пропорційного зменшення значень ефективних пластичних деформацій по лінії удару на лицьовій поверхні модельного зварного з'єднання (т.Б) на 60% та пропорційного збільшення їх у 2 рази на тильній поверхні (т.В).
4. збереження характеру розподілу обох компонент нормальних напружень НДС ( $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$ ) по товщині модельного зварного з'єднання, але формується зона радіусом до 5мм відносно лінії удару (тобто не виходить за габаритні розміри циліндричного ударника) у який абсолютні значення напружень стиску зменшуються до 30%.

Додавання до компоненти початкового розтягу модельного зварного з'єднання  $\sigma_x$ , що дорівнює 150МПа, іншої компоненти НДС  $\sigma_y$  зі значенням 50МПа практично не змінює радіус та глибину вм'ятини в з'єднанні, а абсолютні значення напружень стиску та ефективних пластичних деформацій в зоні основного впливу ударної обробки на початковий НДС з'єднання додатково зменшується не більше ніж на 5%.

### 3.4 Вплив температури модельного зварного з'єднання на його НДС після застосування ударної складової електродинамічної обробки

На сьогодні актуальною є розробка заходів, що направлені на підвищення ефективності процесу ЕДО, одним із яких може бути підігрів зони обробки. На основі попередніх досліджень було встановлено, що підігрів розтягнутих тонких стрижнів із низьковуглецевої сталі сприяє підвищенню ефективності їх електроімпульсної обробки, як засобу зниження рівня залишкових напружень [113]. Але внесок ударної складової в ЕДО при підвищенні температури в місці обробки описаний не був. При цьому можна використовувати математичне моделювання процесу ЕДО, яке дозволяє оцінювати еволюцію напружено-деформованих станів металів, сплавів та зварних з'єднань в результаті ЕДО.

Враховуючи, що у розробленому методі визначення напружено-деформованого стану зварних конструкцій при застосуванні динамічної складової електродинамічної обробки, описаному у розділі 2, не передбачено системою рівнянь розв'язання термосилової задачі, то оцінку термічного впливу на пластину під час її електродинамічної обробки проводилося шляхом введення до математичної моделі процесу різних значень модуля пружності  $E$ , границі текучості  $\sigma_T$  матеріалу модельної пластини та величини її початкового натягу в залежності від величини температури до якої її нагрівають.

З експерименту було встановлено, що значення описаних вище параметрів моделі мають наступну залежність від температури зварного з'єднання з АМгб (таблиця 3.13) [133].

Таблиця 3.13

Значення параметрів математичної моделі зварного з'єднання від температури

Параметр	T=20°C	T=150°C	T=300°C
Модуль пружності, ГПа	71	60	55
Коефіцієнт Пуассона	0,34	0,34	0,34
Границя текучості, МПа	150	100	50
Початкове напруження, МПа	150	100	50

Вибір значень  $T$  зумовлено моделюванням застосування ЕДО сумісно із процесом зварювання, де задані величини  $T$  відповідають розташуванню електрода-індентора вздовж лінії шва на відстані  $L$  за джерелом зварювального нагріву (рис. 1.16а). Моделювання напруженого стану виконували також для значень  $E$  і  $\sigma_T$  при  $T = 20^\circ\text{C}$  з метою порівняння ефективності ЕДО після та в процесі зварювання, тобто при  $T = 150$  і  $300^\circ\text{C}$ . При цьому ЗН моделювали завданням поздовжньої (вздовж вісі  $x$  на рис. 2.3, рис. 2.4) компоненти напружень розтягування  $\sigma_x$ , значення яких приймали рівними  $\sigma_T$  сплаву АМgб при  $T = 20, 150$  і  $300^\circ\text{C}$ . Таким чином, на основі математичної моделі проводилося моделювання процесу ударної взаємодії пружно розтягнутої пластини з ударником, що рухається зі швидкістю 5м/с у вертикальному напрямку - вздовж вісі  $Z$  (рис. 2.3) з метою визначення розподілу компонент НДС по товщині пластини. При цьому температура та механічні характеристики мідного електрода-індентора вважаються незмінними відповідно до попередньої моделі.

На основі даних з таблиці 3.13 було проведено чисельні розрахунки трьох постановок задач, які еквівалентні ЕДО в умовах підвищених температур, матеріали яких були опубліковані у [134] – [138]. В результаті було отримано такі контактні характеристики взаємодії ударника з пластиною, як тривалість контакту, та параметри поверхневого деформування, які наведені в таблиці 3.14.

Таблиця 3.14

Розрахункові параметри взаємодії електрода-індентора з пластиною у місці контакту при підвищених температурах

Температура, $^\circ\text{C}$	Тривалість контакту, мкс	Глибина входження індентора в пластину $\Delta z_{max}$ , мм	Глибина вм'ятини в пластині $\Delta z_k$ , мм	Радіус вм'ятини в пластині, мм
20	138	0,333	0,315	2,53
150	155	0,380	0,358	2,80
300	200	0,513	0,501	3,46

З таблиці видно, що підвищення температури суттєво збільшує тривалість деформаційного процесу та самі деформації, на відміну від початкового напруженого

стану, що обумовлюється зниженням модуля пружності та границі текучості, які змінюються разом з температурою. При чому збільшення температури з 20°C до 150°C, та наступного збільшення до 300°C призводить до збільшення тривалості обміну енергією на 12% та 45% відносно кімнатної температури відповідно. При цьому глибина проникання індентора збільшується на 14% та 40% відповідно. Якщо розглядати параметри залишкової вм'ятини, то при температурі 150°C глибина збільшується на 13%, а радіус на 11%, при подальшому підвищенні до 300°C параметри збільшуються до 45% та 26% відповідно. З наведених показників видно, що підвищення температури та зміна механічних показників матеріалу пластини призводить до нелінійних змін параметрів контактного деформування.

При цьому слід розглянути більш детально деформаційну картину у вигляді розподілу  $\varepsilon_{eff}^p$  в товщі пластини (рис. 3.33).

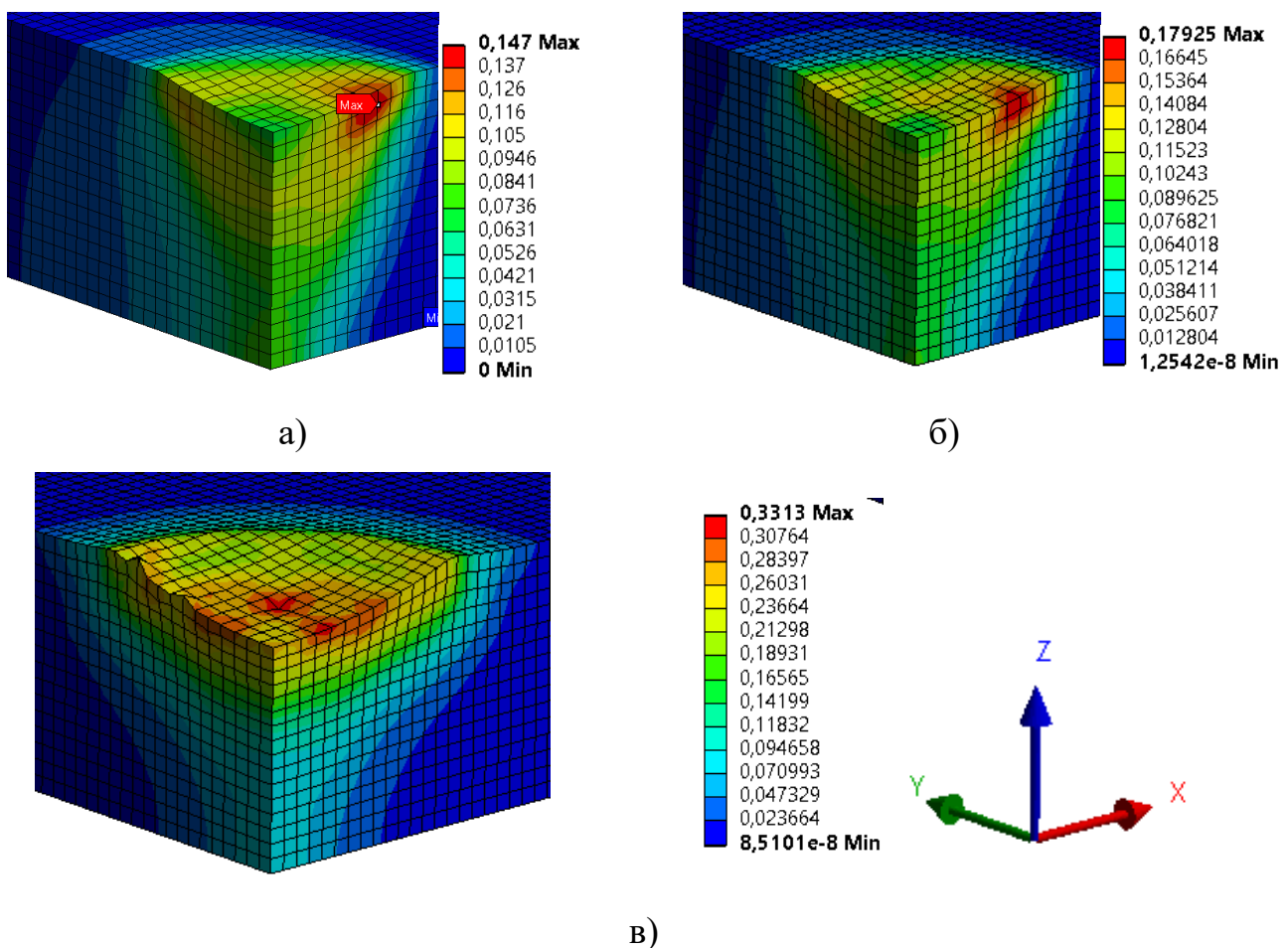
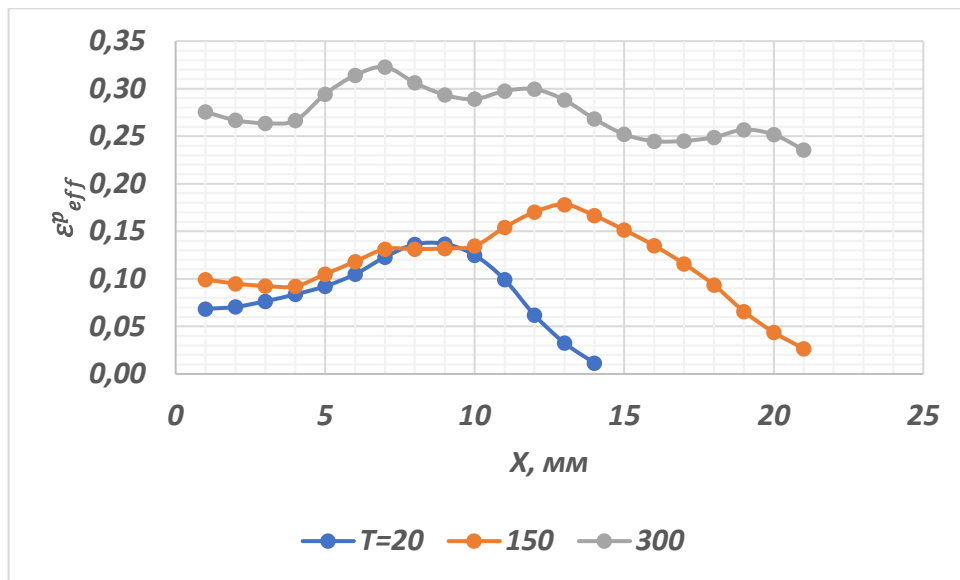


Рис. 3.33. Розподіл  $\varepsilon_{eff}^p$  в пластині в перерізах  $XZ$  та  $YZ$  з одновісним ПН  $\sigma_x$  величиною  $\sigma_T$  при температурах а) 20°C, б) 150°C, в) 300°C

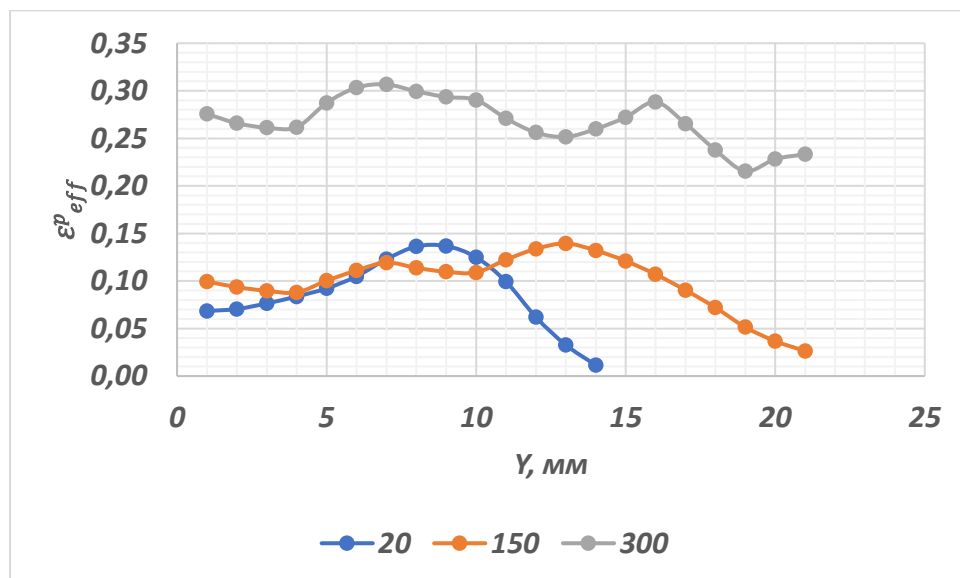
На рис. 3.33 спостерігаються деформації, що призводять до збільшення  $\varepsilon_{eff}^p$  практично в два рази при зростанні температури з 20°C до 300°C. При цьому видно, що форма розподілу  $\varepsilon_{eff}^p$  створюється при нагріванні до 150°C схожа картина розподілу  $\varepsilon_{eff}^p$  при температурі 20°C (форма усіченого конуса), а при підвищенні температури до 300°C форма більше нагадує конус з порівняно більшою основою та меншою вершиною від раніше наведених. Також слід звернути увагу, що зона найбільших  $\varepsilon_{eff}^p$  при температурі до 150°C формується у внутрішній частині поверхні вм'ятини вздовж вісі прикладання ПН, але при збільшенні температури до 300°C максимальні  $\varepsilon_{eff}^p$  концентруються на середині радіуса вм'ятини по усьому колу. Також слід звернути увагу на зменшення зони поширення  $\varepsilon_{eff}^p$  ближче до тильної поверхні пластини при температурі 300°C, що свідчить про втрачання енергії ударника на деформуванні поверхневих шарів пластини і меншим впливом на тильну половину пластини.

Для наочності наведемо графіки розподілу значень  $\varepsilon_{eff}^p$  на лицевій поверхні пластини вздовж вісей  $X$  та  $Y$ , що зображені на рис. 3.34 а та б відповідно.

З графіків підтверджується те, що підвищення температури до 150°C має не значний вплив, яким можна нехтувати, на відміну від розподілу  $\varepsilon_{eff}^p$  при температурі 300°C, при якому  $\varepsilon_{eff}^p$  на 0,2 більші в усіх точках пластини в околі вм'ятини. Це говорить про те, що використання ЕДО при температурі 300°C призводить до великих поверхневих деформацій, що в наступній експлуатації зварного з'єднання може призвести локального зменшення товщини пластини до 3,5мм, що призведе до зменшення несучої здатності зварних конструкцій враховуючи ще те, що така обробка проводиться з кроком до 10мм. Але у разі покращення регуляції ЗН до необхідного для експлуатації рівня така особливість може бути безпечною з точки зору міцності. Для цього слід навести розподіли компонент напружень  $\sigma_x$  та  $\sigma_y$ , що представлені на рис. 3.35 та рис. 3.38 відповідно.



а)



б)

Рис. 3.34. Розподіл  $\varepsilon_{eff}^p$  на поверхні вздовж вісей а)  $X$  та б)  $Y$

З розподілу  $\sigma_x$  видно, що за формою розподілу результуючих напружень створюються дві традиційні характерні зони стиску: одна – під вм'ятиною, друга на лицевій поверхні пластини за вм'ятиною. При цьому, слід порівнювати дані розподіли у співвідношенні до границі текучості. В такому випадку максимальні напруження стиску, які утворюються в усіх постановках відповідають 127% від границі текучості при відповідній температурі.

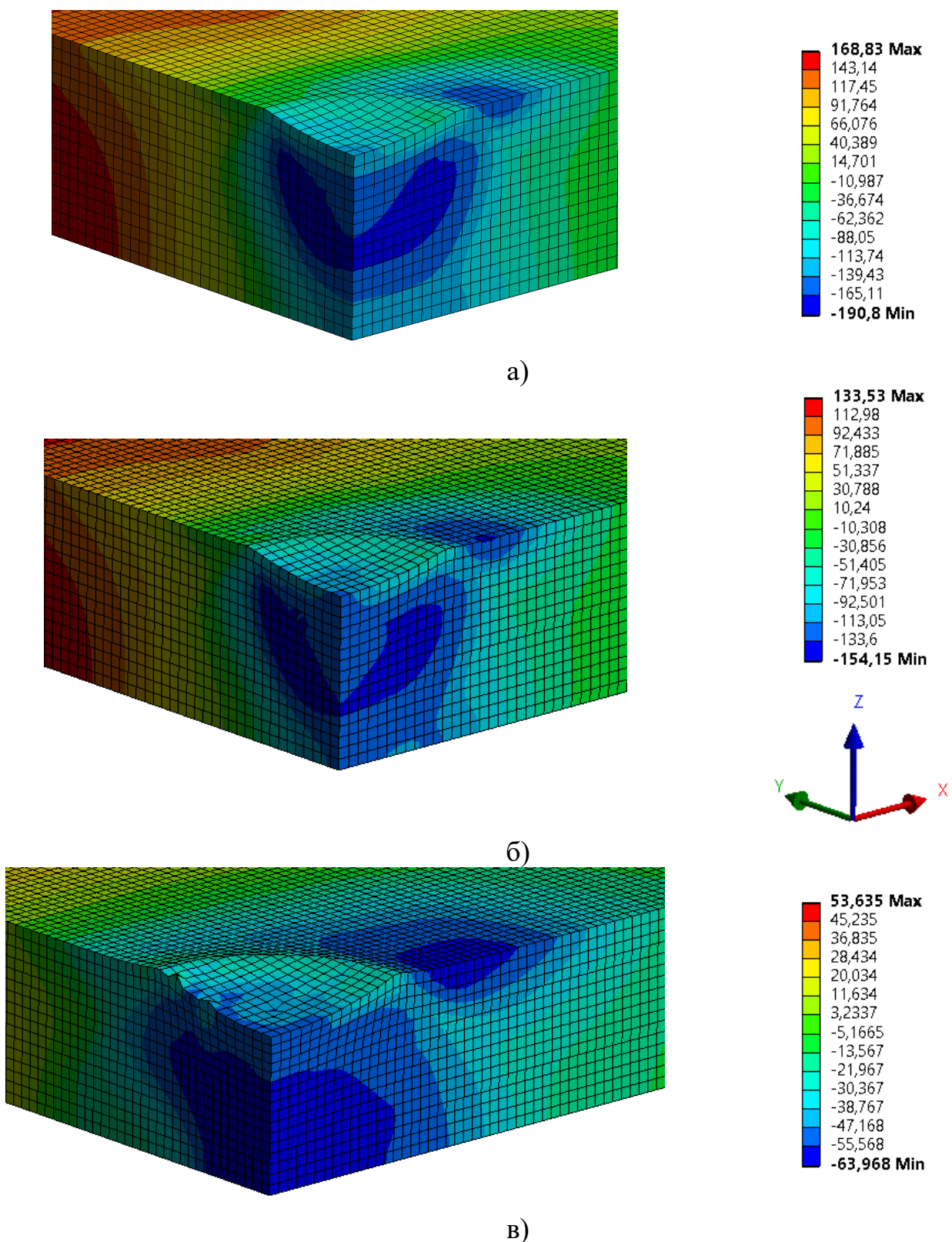


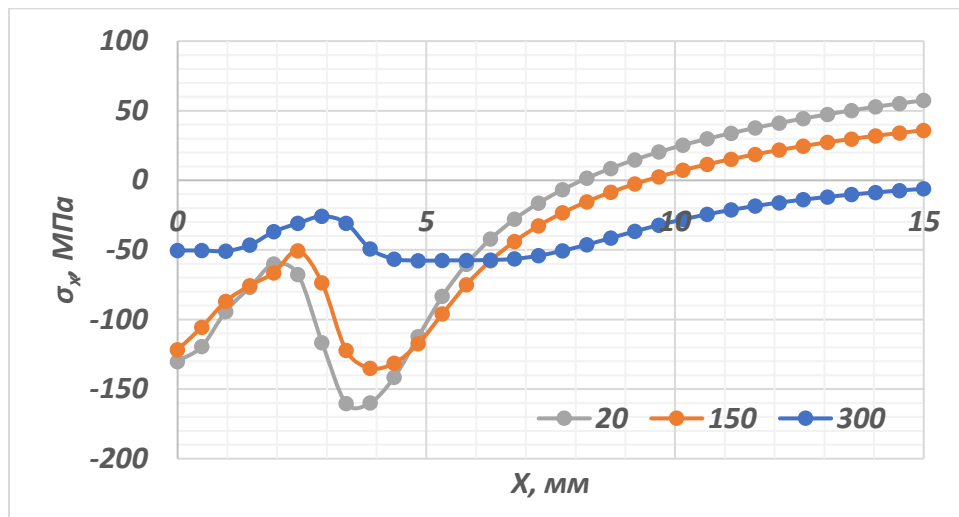
Рис. 3.35. Розподіл компоненти  $\sigma_x$  після обробки пластини з ПН розтягу при температурі: а) 20°C, б) 150°C, в) 300°C

В той же час, напруження розтягу створюються на відстані як мінімум двох радіусів вм'ятини, що не викликає суттєвого інтересу, але для повноти порівняльної картини зазначимо, що для температури 20°C максимальні напруження відповідають

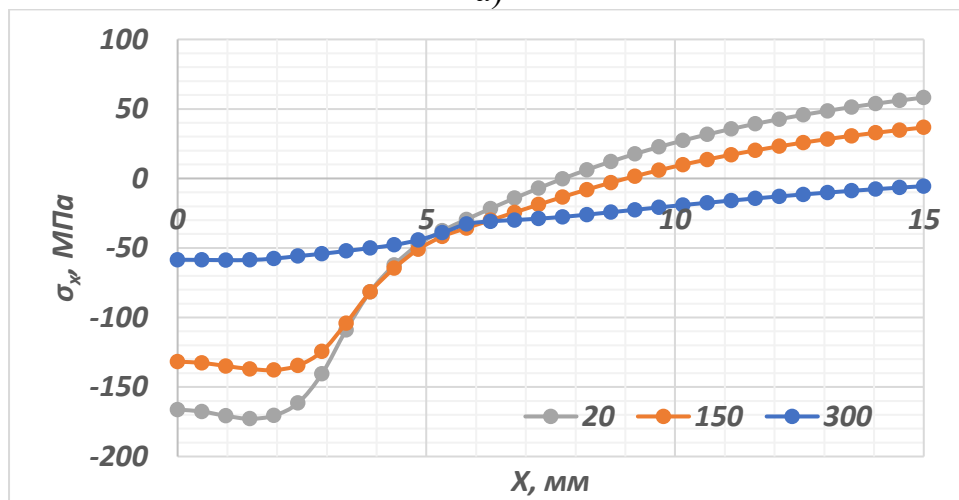
112,5% границі міцності, при 150°C – 111%, а при 300°C – 107%. Це дає змогу порівнювати форму розподілу напружень в умовно однаковій кольоровій шкалі значень у співвідношенні до границі текучості.

В такому випадку видно, що форма розподілу напружень стиску при температурах 20°C та 150°C мають більш менш однакові габарити та відносні величини напружень. В той же час розподіл  $\sigma_x$  при температурі 300°C має більш гіперболізований вигляд в обох характерних зонах стиску. При цьому напруження розтягу з'являються на відстані більше за 1,5 довжини радіуса вм'ятини на відміну від постановок з меншою температурою, що розглядаються. Розглянемо розподіл напружень у площинах  $XZ$  (рис. 3.36) та  $YZ$  (рис. 3.37) на лицевій поверхні, вздовж середньої лінії та на тильній поверхні. З графіків видно, що в межах 15 мм від лінії удару спостерігається подібний розподіл компоненти  $\sigma_x$  напружень на усіх ділянках окремо кожна при кімнатній температурі та при 150°C. В той же час при температурі 300°C спостерігається практично однотипний розподіл компоненти  $\sigma_x$  напружень на усіх зображених графіках не залежно від місця дослідження, де спостерігається близький до лінійного розподіл напружень від -50 МПа на лінії контакту до нуля на площині  $XZ$  та до 50 МПа на площині  $YZ$ . Якщо описувати розподіл при температурах нижче 300°C, то на лінії контакту створюються напруження стиску близькі до границі текучості, які на відстані 8 мм на площині  $XZ$  та 4 мм на площині  $YZ$  набувають нульові значення з наступним зростанням до 50 МПа на площині  $XZ$  та значення границі текучості на площині  $YZ$ . Розподіл компоненти  $\sigma_y$  має схожу форму і зображений на рис. 3.38.

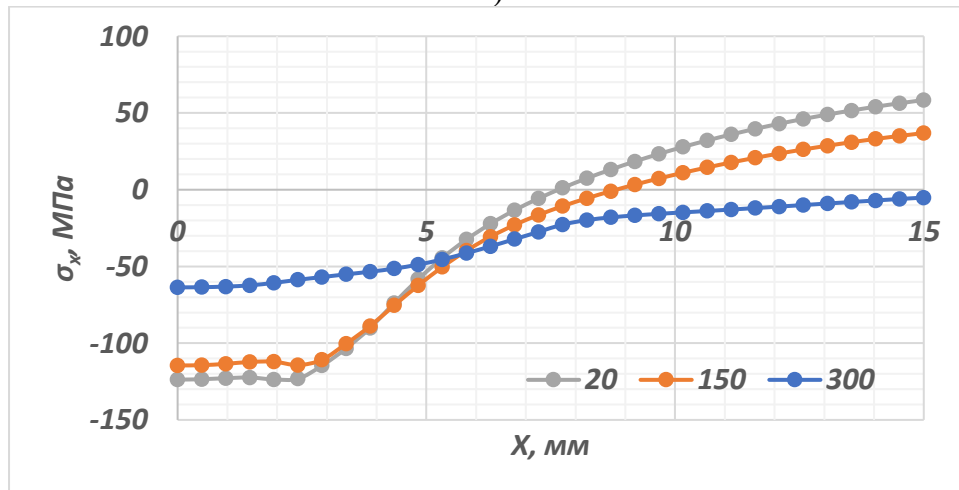




а)



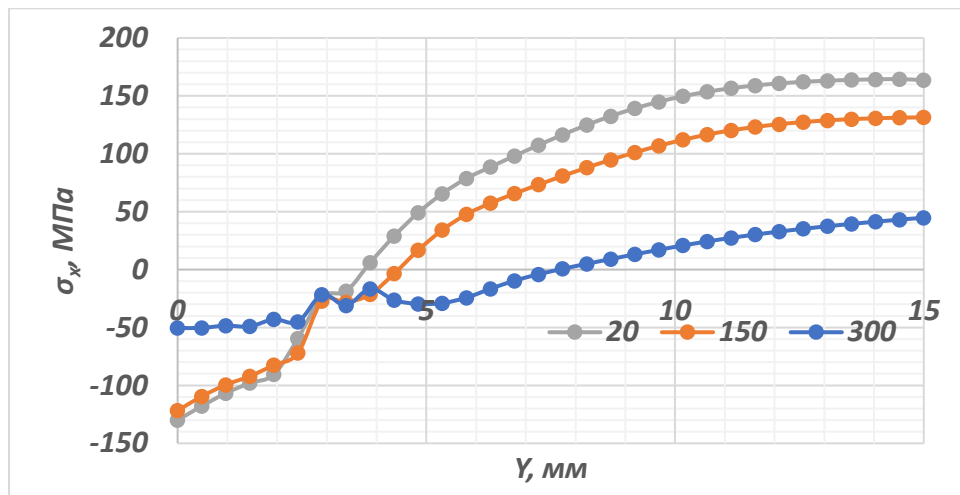
б)



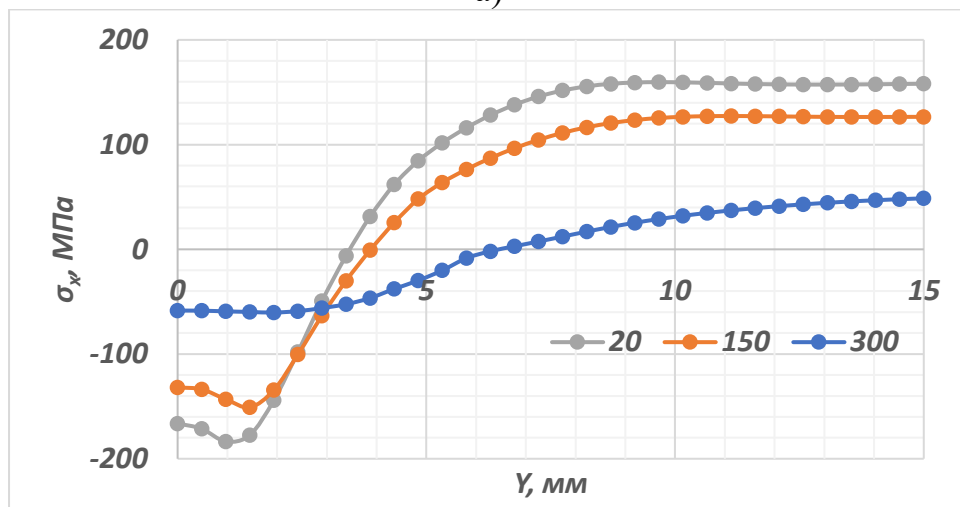
в)

Рис. 3.36. Розподіл компоненти  $\sigma_x$  в площині  $XZ$  після обробки пластини з ПН розтягу при температурі 20 °С, 150 °С, 300 °С :

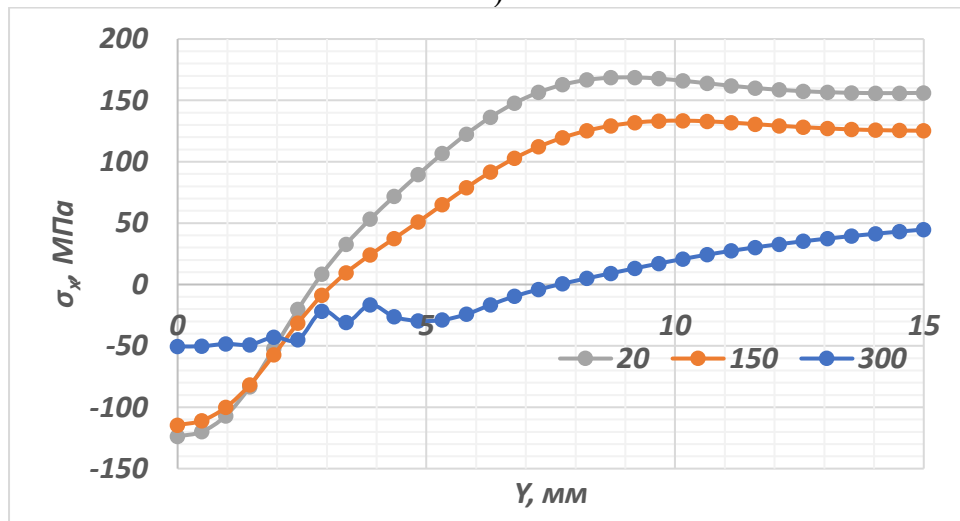
а) на лицевій поверхні, б) вздовж середньої лінії, в) на тильній поверхні



а)



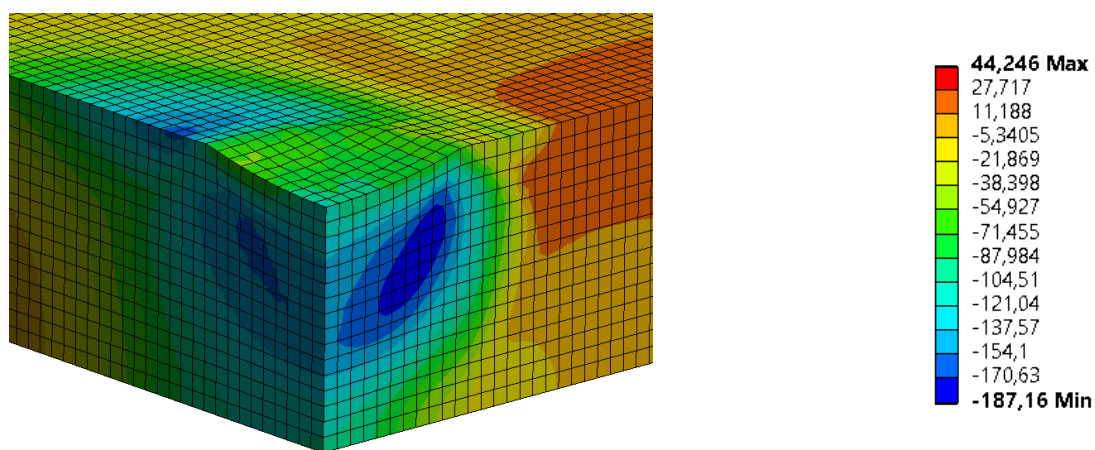
б)



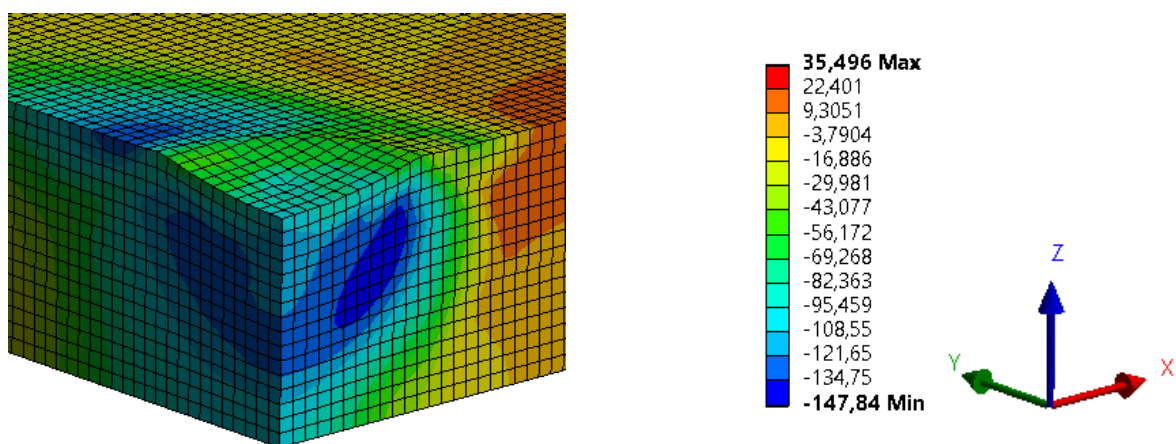
в)

Рис. 3.37. Розподіл компоненти  $\sigma_x$  в площині  $YZ$  після обробки пластини з ПН розтягу при температурі 20°C, 150°C, 300°C:

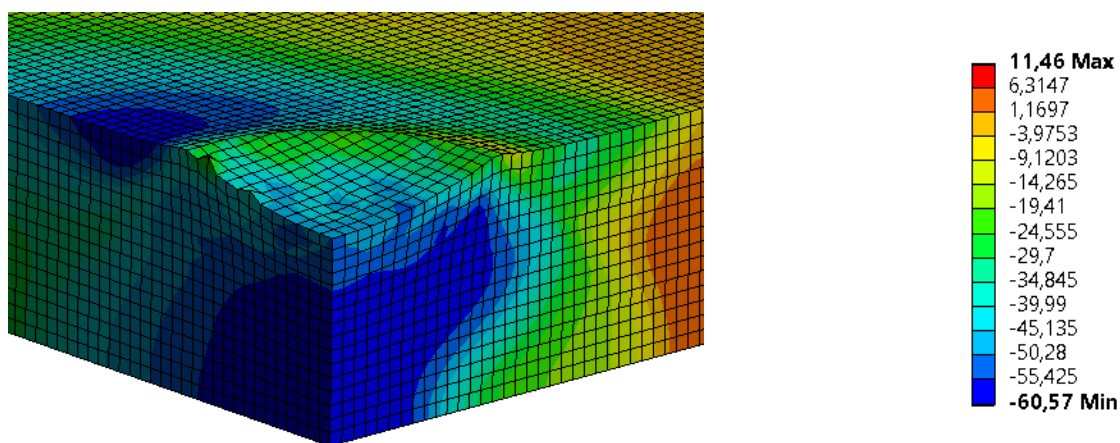
а) на лицевій поверхні, б) вздовж середньої лінії, в) на тильній поверхні



a)



б)



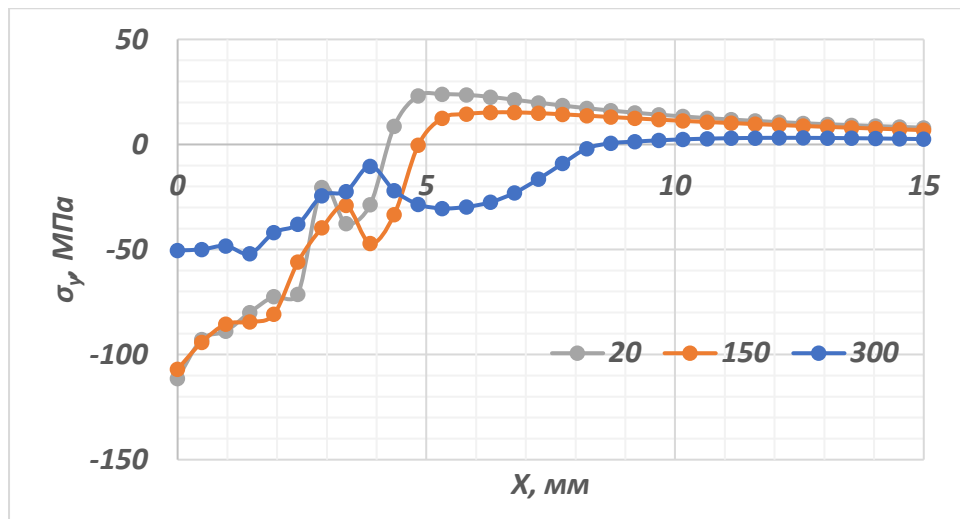
в)

Рис. 3.38. Розподіл компоненти  $\sigma_y$  після обробки пластини з ПН розтягу при температурі: а) 20 °C, б) 150 °C, в) 300 °C

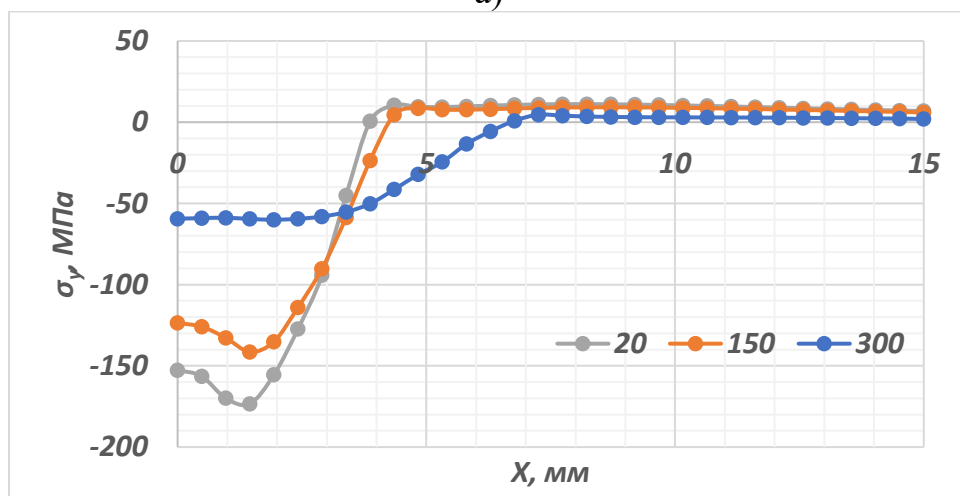
Порівнюючи розподіли напружень  $\sigma_x$  та  $\sigma_y$  спостерігається схожа картина з дзеркальним відображенням відносно діагоналі чвертини пластини, що

розглядається. Слід відмітити на порівняно низький рівень результуючих напружень розтягу після обробки, причому їх рівень відповідає 29% від границі текучості для температур 20 °С та 150 °С, а при температурі 300 °С складає 23%. В той же час, рівень результуючих напружень стиску у відношенні до границі текучості складає від 121% при температурі 300 °С до 125% при температурі 20 °С. Аналогічно з розподілами  $\sigma_x$  це дає можливість порівнювати картини з тією умовою, що на шкалі однакова кількість кольорових діапазонів для відображення рівня напружень. При цій умові видно еволюційний процес поширення напружень стиску під вм'ятиною та на лицевій поверхні за вм'ятиною вздовж вісі  $Y$ . При температурі 20 °С зона напружень стиску, що перевищують границю текучості створюється під вм'ятиною на глибині до 2 мм у вигляді дуги, яка з'єднує середню точку на лінії удару з точкою на глибині 0,5 мм під границею вм'ятини. При чому спостерігається зменшення величини напружень при обертанні цієї дуги навколо лінії удару від площини  $XZ$  до площини  $YZ$ . Зона стиску за вм'ятиною має маленьку локалізацію. Та ж сама картина, але зі збільшенням зони таких напружень ближче до лінії удару зі збільшенням інтенсивності, спостерігається і при температурі 150 °С. Аналогічні дії відбуваються і з зоною за вм'ятиною. При температурі 300 °С відбувається поширення зони стиску на тильну поверхню в околі половини радіуса вм'ятини на площині  $XZ$  та на увесь радіус на площині  $YZ$ . В той же час зона за вм'ятиною на лицевій поверхні збільшується в розмірі при максимальній інтенсивності на величину до половини радіуса вм'ятини і глибиною до 0,5 мм. Для кращого опису отриманого розподілення розглянемо графіки розподілу результуючих значень компоненти напружень  $\sigma_y$ , які зображені на рис. 3.39 та рис. 3.40.

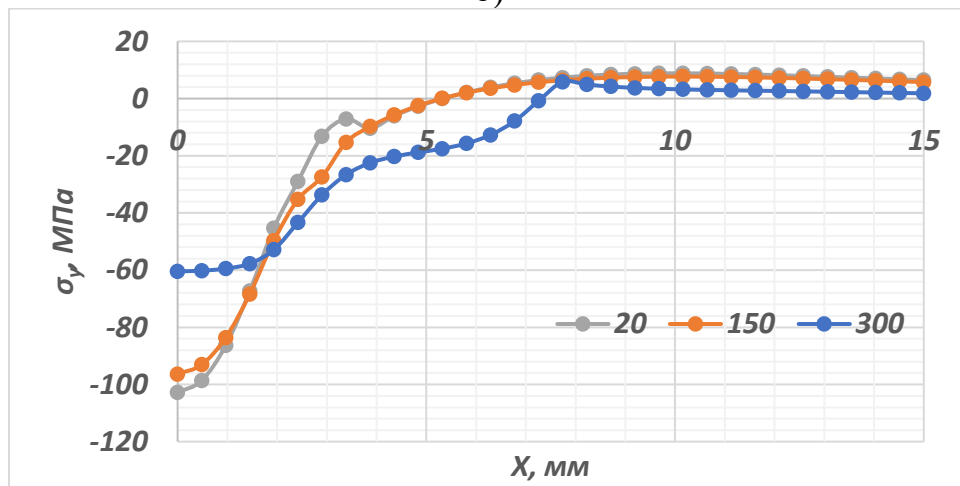
З розподілу  $\sigma_y$  на площині  $XZ$  видно, що по лінії удару напруження близькі до границі текучості і на відстані 5 мм для температур 20°С та 150°С та 8 мм для температури 300°С перетинають нульову позначку та далі прямують до нуля. Якщо розглядати більш детально напруження на лінії контакту при температурі 20°С та 150°С, то спостерігається напруження рівні границі текучості по середній лінії, а на лицевій та тильній поверхні рівень дещо нижче, що видно і на рис. 3.38, в околі від -110 МПа до -90 МПа.



а)



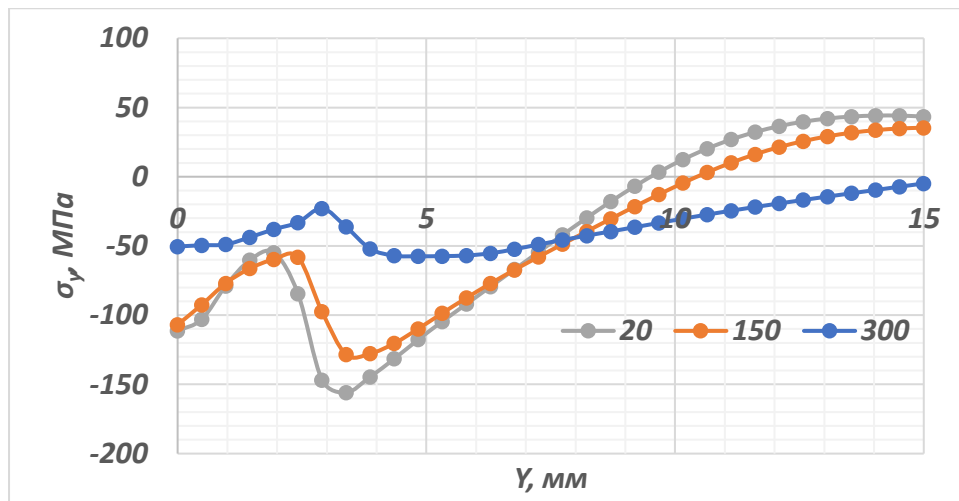
б)



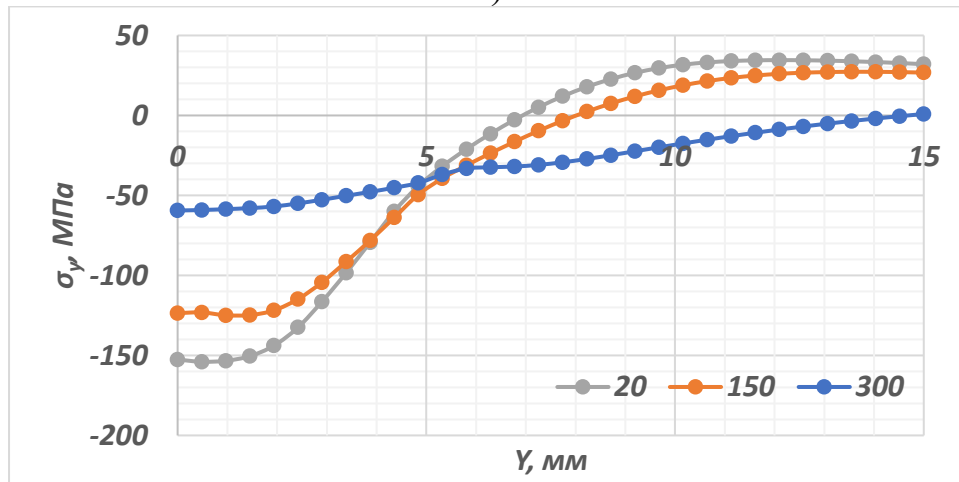
в)

Рис. 3.39. Розподіл компоненти  $\sigma_y$  в площині  $XZ$  після обробки пластини з ПН розтягу при температурі 20 °С, 150 °С, 300 °С:

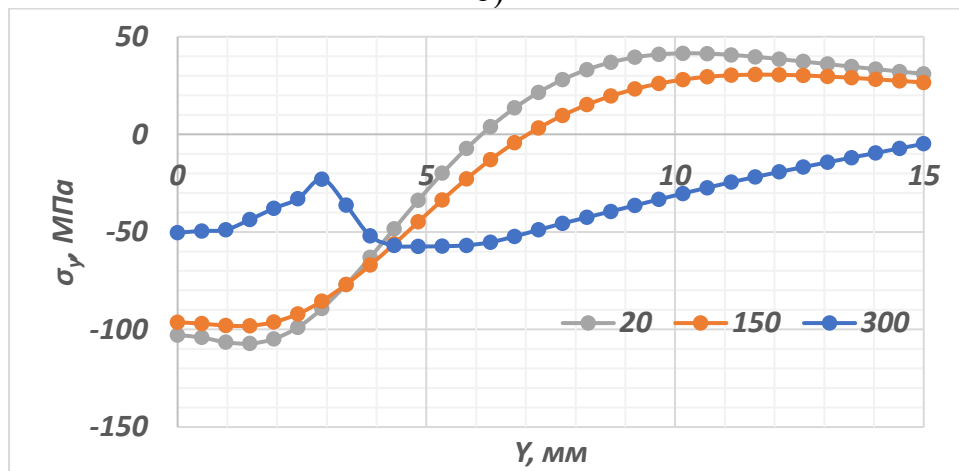
а) на лицевій поверхні, б) вздовж середньої лінії, в) на тильній поверхні



а)



б)



в)

Рис. 3.40. Розподіл компоненти  $\sigma_y$  в площині  $YZ$  після обробки пластини з ПН розтягу при температурі 20 °C, 150 °C, 300 °C:

а) на лицевій поверхні, б) вздовж середньої лінії, в) на тильній поверхні

За рахунок перетину площин  $XZ$  та  $YZ$  вздовж лінії удару, такі ж значення спостерігаються і на площині  $YZ$  (рис. 3.40). Якщо розглядати цей розподіл, то видно, що напруження стиску на лицевій поверхні при температурах  $20\text{ }^{\circ}\text{C}$  та  $150\text{ }^{\circ}\text{C}$  створюються в радіусі 9 мм, при цьому рухаючись далі від поверхні величина радіуса складає 6 мм. В той же час при температурі  $300\text{ }^{\circ}\text{C}$  на радіусі в 15 мм спостерігаються напруження стиску, які в кінці цього відрізка наближаються до нуля. Також слід звернути увагу, що на цій відстані напруження розтягу при інших температурах не перевищують 50 МПа, і окрім лицевої поверхні складають значення близько 30 МПа.

### Висновки з розділу 3.4

На основі проведених розрахунків встановлено, що збільшення величини початкової температури модельного зварного з'єднання до  $300^{\circ}\text{C}$  в процесі її ударної взаємодії з електродом ударником на швидкості 5м/с призводить до того, що:

1. Геометричні розміри вм'ятини в з'єднанні збільшується не лінійно, а саме прогрів з'єднання від кімнатної температури до  $150^{\circ}\text{C}$  збільшує ширину та глибину вм'ятини на 15%, а нагрівання до  $300^{\circ}\text{C}$  призводить до зростання цих величин на 40% та 60% відповідно.

2. Зона максимальних значень пластичних деформацій  $\varepsilon_{eff}^p$  формується на контактній поверхні пластини на перетині зовнішнього контуру вм'ятини з напрямком дії початкових напружень розтягу  $\sigma_x$  з'єднання, яка поступово переміщується до лінії удару з одночасним зростанням значення в екстремумі у понад 2 рази.

3. В зоні обробки (до 5мм від лінії удару) характер розподілу компонент нормальних напружень НДС ( $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$ ) та їх значення по товщині з'єднання при його прогріві до  $150^{\circ}\text{C}$  практично не змінюється і характеризується високим градієнтом. Збільшення температури пластини до  $300^{\circ}\text{C}$  призводить до формування в зоні обробки практично рівномірного розподілу напружень  $\sigma_x$  та  $\sigma_y$ , з від'ємними значеннями до -50МПа.

### 3.5 Висновки з розділу

На основі розробленого математичного методу показано, що:

1. Регулювання ударною обробкою (динамічна складова ЕДО) початкових значень компонент напружень розтягу як  $\sigma_x$  так і  $\sigma_y$ , що виникають у зварному з'єднанні з АМгб товщиною 4мм, слід проводити електродом-ударником вісесиметричної (циліндричної) форми з округлою формою торцевої поверхні на швидкості 5...10м/с. Причому така технологія впливу на компоненту напружень  $\sigma_x$  буде більш ефективною ніж на компоненту  $\sigma_y$ .

2. Використання підкладки-посередника дозволяє за рахунок перерозподілу та зменшення величини пластичних деформацій по контактній поверхні пластини зі збереженням характеру розподілу напружень по її товщині зменшити як глибину вм'ятини в пластині на 20...30%, так і величину опуклості лицьової поверхні пластини більш ніж у 3 рази.

3. Збільшення величини початкових напружень розтягу модельного зварного з'єднання  $\sigma_x$  до 150МПа в процесі його ударної взаємодії з електродом ударником на швидкості 5м/с вирівнює розподіл значень ефективних пластичних деформацій по товщині з'єднання, але знижує підсумкові значення компонент напружень НДС до 30%. Враховуючи те, що основний вплив ударної обробки на початковий НДС з'єднання зосереджений в зоні, що не входить за габаритні розміри циліндричного ударника, то обробку наступних ділянок зварного з'єднання слід проводити на відстані 5...7 мм від попередньої лінії удару. Додавання до компоненти початкового розтягу модельного зварного з'єднання  $\sigma_x$ , що дорівнює 150МПа, іншої компоненти НДС  $\sigma_y$  зі значенням 50МПа має не суттєвий вплив на зміну НДС з'єднання.

4. Незважаючи на суттєве зростання ширини та глибини вм'ятини у модельному зварному з'єднанні з АМгб (на 40% та 60% відповідно), збільшення величини його початкової температури до 300°C в процесі ударної взаємодії з електродом-ударником циліндричної форми на швидкості 5м/с дозволяє в зоні обробки (в межах контуру поперечного перерізу ударника) ефективно регулювати зварні напруження шляхом їх перетворення в практично рівномірний розподіл напружень стиску ( $\sigma_x$  та  $\sigma_y$ ).



#### **4. ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНА ОЦІНКА ЕФЕКТИВНОСТІ ЗАСТОСУВАННЯ ЕЛЕКТРОДИНАМІЧНОЇ ОБРОБКИ ЗВАРНОГО З'ЄДНАННЯ В УМОВАХ ПІДВИЩЕНИХ ТЕМПЕРАТУР**

Враховуючи той факт, що ефективність ЕДО визначається не тільки ударною складовою, вплив якої розглядався раніше, а й електроімпульсною складовою електродинамічної дії [49], супутній термічний вплив на зону обробки може позитивно впливати на регулювання напружено-деформованого стану металів, сплавів и зварних з'єднань [95], [139]. То ж розглянемо ЕДО зварного шва з підігріванням та ЕДО зварного шва в процесі зварювання поки він ще не встиг охолонути.

##### **4.1. Експериментальне визначення параметрів НДС зварного з'єднання при застосуванні електродинамічної обробки в умовах попереднього підігріву**

Метою даної експериментальної складової роботи є дослідження впливу супутнього підігріву зони обробки при ЕДО на формування напружено-деформованого стану зварних з'єднань зі сплаву АМгб, яка опублікована автором у [140] та [141].

За результатами досліджень [119] із використанням пружно розтягнутих плоских зразків алюмінієвого сплаву АМгб встановлено, що максимальні показники ефективності ЕДО досягаються при рівні поздовжньої компоненти напружень  $\sigma_x$ , що є близьким до границі текучості металу  $\sigma_{0,2}$ , який обробляється. При значенні  $\sigma_x < \sigma_{0,2}$  або  $\sigma_x > \sigma_{0,2}$  ефективність ЕДО знижується згідно механізму, наведеному у [133]. Виходячи із даних [105], [133], [142], значення температури  $T^{\circ}_{ЕДО}$  супутнього підігріву повинно забезпечити термічне подовження  $\varepsilon^T$  металу в зоні обробки до величини  $\varepsilon^T = 0,002$ , що відповідає значенню  $\sigma_{0,2}$  матеріалу, який обробляється.

Дослідження напружено-деформованого стану зварних з'єднань зі сплаву АМгб при ЕДО за умови їх підігріву до значення  $T^{\circ}_{ЕДО}$ , що відповідає  $\varepsilon^T = 0,002$ , дозволить провести оцінку термічного впливу, як фактору, що забезпечує підвищення ефективності обробки.

Тоді в якості об'єкту експериментальних досліджень використовували зразки зварних з'єднань розмірами 250x450x2 мм із центральним стиковим швом. Перед виконанням зварного шва зразки були жорстко закріплені на збиральному столі притискними планками уздовж поздовжніх крайків, що зварюються, на відстані 20 мм від них. Зварні з'єднання виконували вздовж центральної поздовжньої вісі зразків автоматичним зварюванням TIG на режимі при напрузі дуги, зварювальному струмі і швидкості процесу відповідно  $U_d = 20,1 \text{ В}$ ,  $I_d = 115 \text{ А}$ ,  $V_{зв} = 5 \text{ мм/с}$ . У якості присадки використовували дріт марки *ER5356 ESAB* Ø1,6мм, який подавали в зону зварювання зі швидкістю  $V_{п} = 33 \text{ мм/с}$ .

Після зварювання і повного охолодження зразків методом електронної спекл-інтерферометрії [56] проводили вимірювання поздовжньої (вздовж лінії шва) компоненти  $\sigma_x$  залишкових зварювальних напружень в центральному поперечному перерізі пластин. Повторне вимірювання  $\sigma_x$  проводили після ЕДО.

Схему ЕДО зварних пластин в даному експерименті наведено на рис. 4.1.

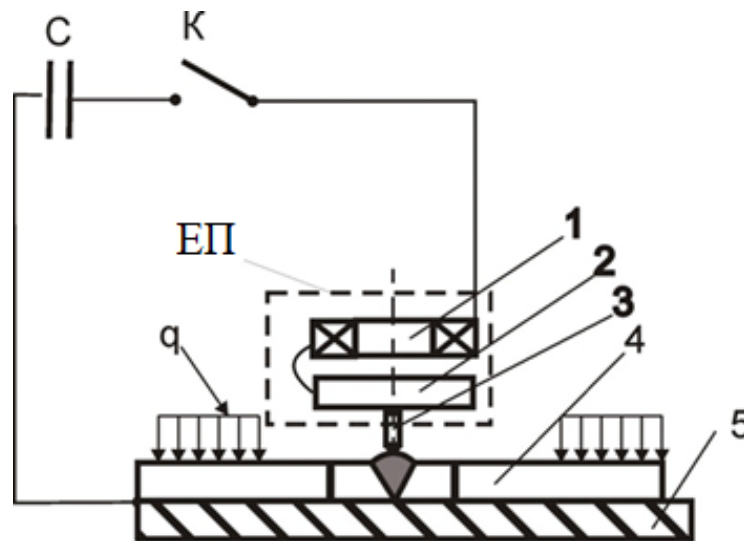


Рис. 4.1. Схема електродинамічної обробки пластин, що зварюються: ЕП – електродний пристрій, С – ємнісний накопичувач енергії, К – контактор,  $q$  – навантаження, що фіксує зразки, 1 – індуктор, 2 – диск, 3 – електрод, 4 – зразок, що обробляється, 5 – робочий стіл

Зразок 4, що обробляється, розташовано на робочому столі 5 і зафіксовано розподільним навантаженням  $q$ . Електричний ланцюг устаткування для ЕДО містить

ємнісний накопичувач енергії  $C$ , контактор  $K$ , індуктор 1, диск 2 із не феромагнітного матеріалу і електрод 3 із міді марки М1. Елементи 1 – 3 входять до складу електродного пристрою для ЕДО. При замиканні контактору  $K$  у індукторі 1 формується магнітне поле, силові лінії якого викликають у диску 2 вихрові струми, взаємодія яких із лініями магнітного поля викликає відштовхування 2 від 1, наслідком якого є ударне навантаження через електрод 3 металу, що обробляється. Також при замиканні контактору  $K$  ІЕС щільністю  $j \geq 1 \text{ кА/мм}^2$  по ланцюгу через електрод 3 проходить у метал, який обробляється. Ударна взаємодія електрода з поверхнею, що обробляється, синхронізована із проходженням ІЕС, ініціює релаксацію залишкових зварювальних напружень в пластині згідно механізму електропластичності [84].

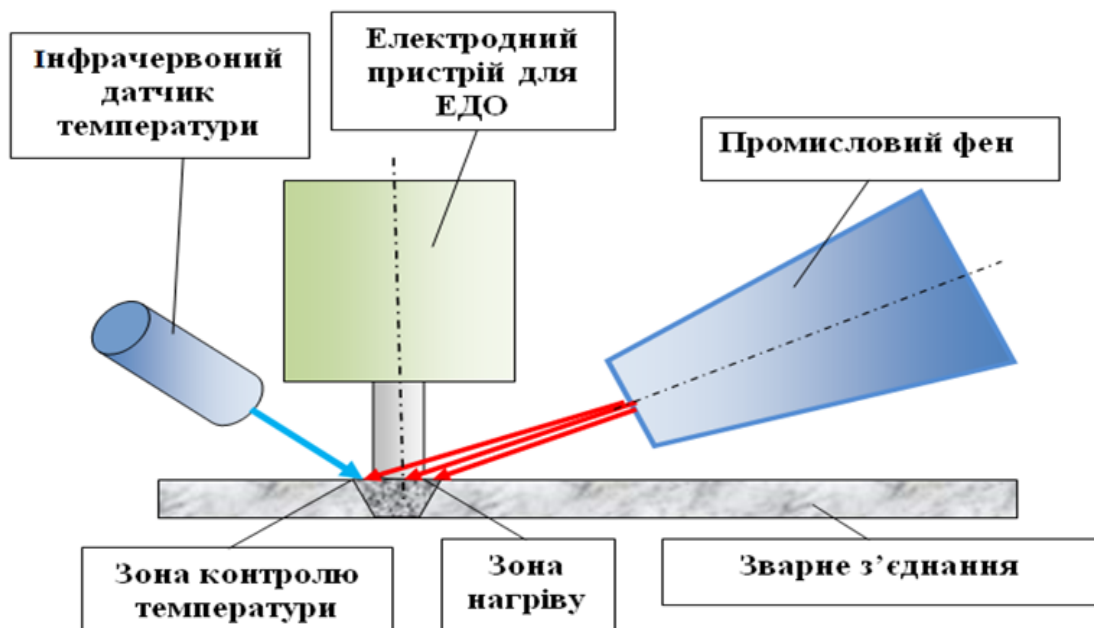
ЕДО серією ІЕС проводили вздовж лінії шва при ручному триманні електродного пристрою. Використовували наступний режим ЕДО: напруга заряду ємнісного накопичувача  $U_3=500 \text{ В}$ , ємність накопичувача енергії  $C=5140 \text{ мкФ}$ , індуктивність індуктора  $L_k=5,3 \text{ мкГн}$ . За перший прохід проводили обробку зовнішньої поверхні зварного шва при відстані між центрами зон ЕДО не більше за 5 мм. При другому проході пластину розвертали на  $180^\circ$  і проводили аналогічну обробку кореня шва.

Дослідження впливу супутнього підігріву на напружений стан зварних пластин зі сплаву АМгб проводили у три етапи:

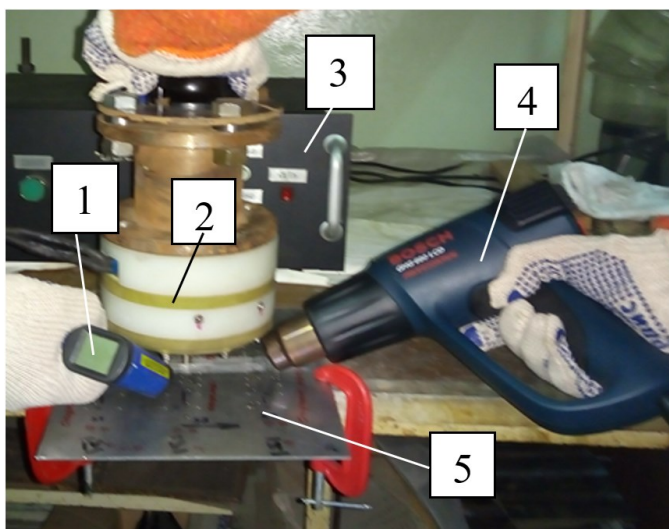
1-й етап: виконання зварних пластин без ЕДО для оцінки їх вихідного залишкового напруженого стану;

2-й етап: ЕДО зварних пластин при кімнатній температурі  $T_{\text{ЕДО}}=20^\circ\text{C}$

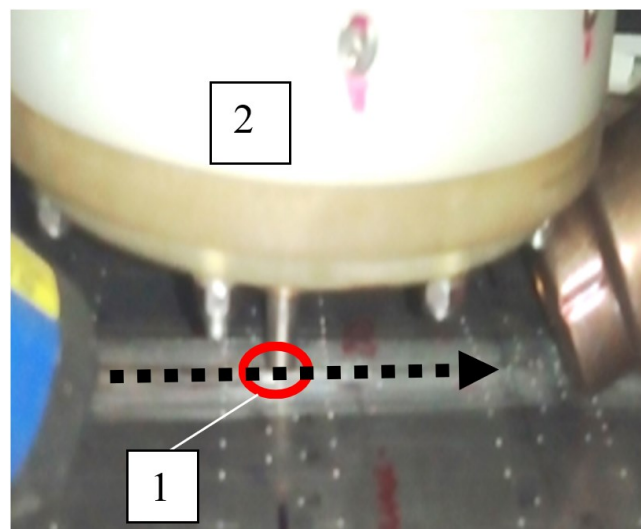
3-й етап: ЕДО зварних пластин при підвищеній температурі  $T_{\text{ЕДО}}=150^\circ\text{C}$ , яка забезпечує термічне деформування  $\varepsilon^T$  сплаву АМгб в зоні обробки до  $\varepsilon^T = 0,002$ , що відповідає значенню  $\sigma_{0,2}$  матеріалу, який обробляється [143]. Слід зазначити, що при  $T_{\text{ЕДО}}=150^\circ\text{C}$  значення відносного подовження  $\delta$  сплаву АМгб підвищується з 22% до 40%, що покращує умови контактної взаємодії електрода 3 з поверхнею зразка 4 (рис. 4.2) і як наслідок – підвищенню ефективності електродинамічних впливів при ЕДО.



а)



б)



в)

Рис. 4.2. Методика експериментальної оцінки впливу супутнього підігріву на ефективність ЕДО зварних з'єднань сплаву АМг6 товщиною 2 мм: а) схема проведення досліджень; б) процес ЕДО зварних з'єднань сплаву АМг6 в умовах підвищеної температури, де 1 – датчик температури, 2 – електродний пристрій для ЕДО, 3 – джерело живлення для ЕДО, 4 – промисловий фен, 5 – зразок зварного з'єднання; в) розташування електродного пристрою 2 відносно зони ЕДО – 1, де стрілкою вказано напрямок обробки вздовж лінії шва

Термічний вплив на зразки здійснювали за допомогою технологічного фену BOSCH 660 LCD. Контроль температури супутнього підігріву здійснювали за допомогою інфрачервоного термометра марки GT-810. Схема ЕДО в умовах супутнього підігріву наведено на рис. 4.2.

Після обробки проводили експериментальну оцінку впливу  $T_{\text{ЕДО}}$  на розподіли поздовжньої компоненти залишкових зварювальних напружень  $\sigma_x$ .

В результаті розподіл  $\sigma_x$  у центральному поперечному перерізі зразків стикових з'єднань зі сплаву АМг6 без ЕДО та після її застосування при  $T_{\text{ЕДО}}=20^{\circ}\text{C}$  і  $150^{\circ}\text{C}$  наведено на рис. 4.3.

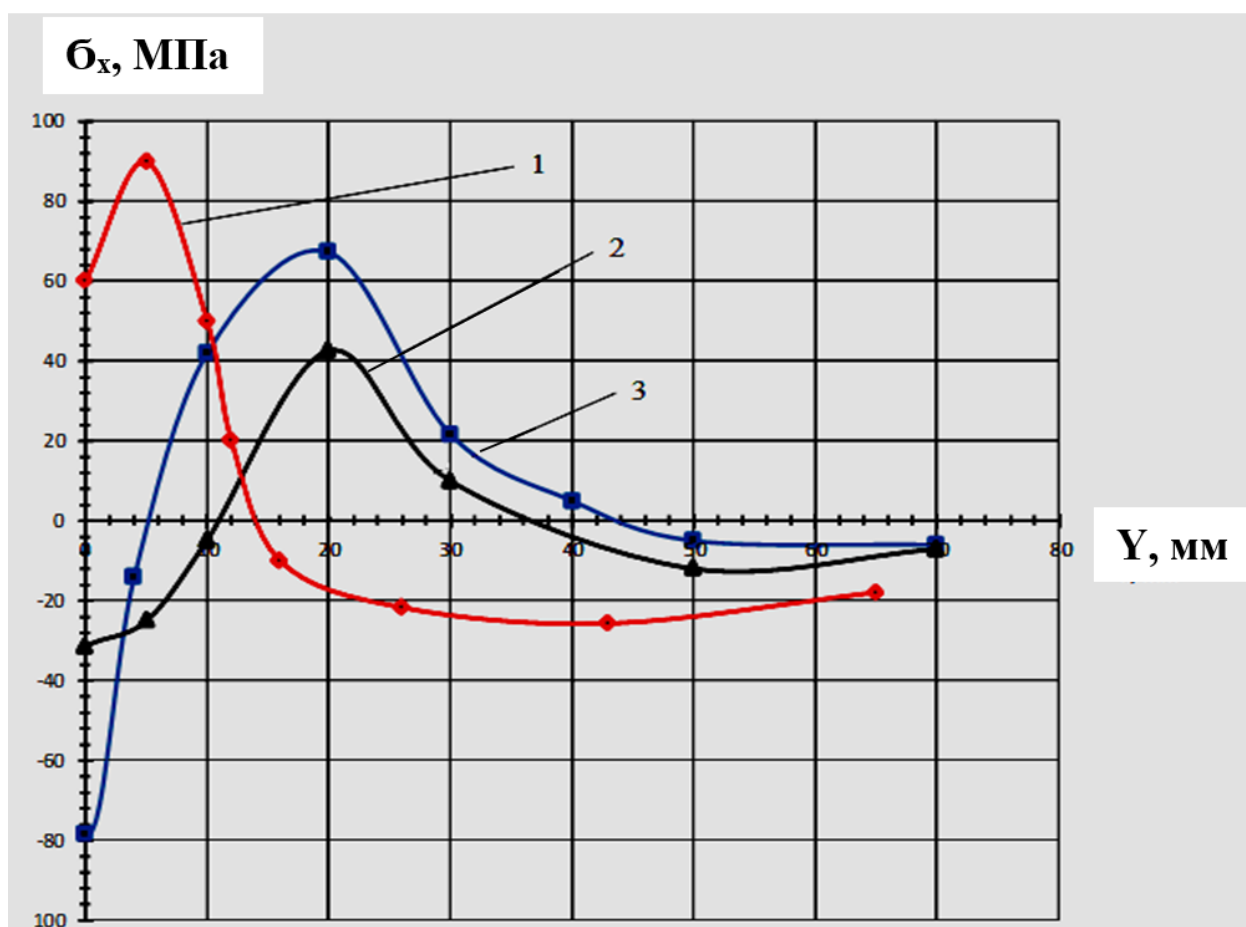


Рис. 4.3. Розподіл поздовжньої компоненти залишкових зварювальних напружень  $\sigma_x$  вздовж лінії шва у зразках стикових з'єднань зі сплаву АМг6 до застосування ЕДО – крива 1, після ЕДО без супутнього підігріву – крива 2, після ЕДО із супутнім підігрівом – крива 3

Аналізуючи результати, наведені на рис. 4.3, можна бачити, що ЕДО позитивно впливає на розподіл поздовжньої компоненти залишкових напружень  $\sigma_x$  зразків

зварних з'єднань зі сплаву АМгб, змінюючи їх знак із розтягування до стискування в зоні шва.

Так, пікові значення  $\sigma_x$  розтягування у вихідному стані у ЦШ і на відстані 5 мм від ЦШ - на лінії сплавлення (ЛС) не перевищували відповідно 60 МПа і 90 МПа (крива 1).

Після ЕДО без підігріву пікові значення  $\sigma_x$  стискування у ЦШ і вздовж ЛС не перевищували відповідно -30 МПа і -25 МПа (крива 2), а напівширина зони стискування досягала 11 мм.

Після ЕДО із підігрівом максимальне значення  $\sigma_x$  у ЦШ не перевищувало -80 МПа, вздовж ЛС  $\sigma_x=0$ , а напівширина зони стискування досягала 5 мм (крива 3). Тобто, підігрів металу шва в процесі ЕДО сприяє підвищенню градієнту розподілу  $\sigma_x$  в поперечному перерізі зразка при супутньому зростанні максимальних значень напружень стискування і звуженні зони їх розповсюдження від центру шва. Розподіл  $\sigma_x$ , який наведено на кривій 3, можна пояснити підвищенням пластичності сплаву АМгб при  $T_{ЕДО}=150^{\circ}\text{C}$  у порівнянні із  $T_{ЕДО}=20^{\circ}\text{C}$ , яке відображається зростанням значень  $\delta$  відповідно до 40 із 22%. При ударній взаємодії електрода із металом, що має підвищену пластичність, забезпечується більша щільність електричного контакту пари «електрод – метал». Наслідком цього є більш інтенсивна (у порівнянні із ЕДО при  $T_{ЕДО}=20^{\circ}\text{C}$ ) реалізація механізму електропластичності в зоні контактної взаємодії, що стимулює розвиток локальних пластичних деформацій розтягування і як результат підвищення пікового значення напружень стискання.

Підтвердженням більш високого градієнту розподілу  $\sigma_x$  в умовах підігріву є співставлення значень  $\Delta\sigma$  при  $T_{ЕДО}=150^{\circ}\text{C}$  і  $20^{\circ}\text{C}$ . Величина  $\Delta\sigma$  визначається різницею між значеннями  $\sigma_x$  у вихідному стані та після обробки [84]. Визначали значення  $\Delta\sigma$  у ЦШ і на ЛС на ділянках центрального перерізу зразків зварного з'єднання при різних  $T_{ЕДО}$ .

З рис. 4.3 можна бачити, що при  $T_{ЕДО}=20^{\circ}\text{C}$  (крива 2) величина  $\Delta\sigma$  досягала по ЦШ і по ЛС відповідно 90 і 115 МПа, а при  $T_{ЕДО}=150^{\circ}\text{C}$  (крива 3) – відповідно 140 МПа і 90 МПа. Таким чином, якщо ЕДО ЦШ при  $T_{ЕДО}=150^{\circ}\text{C}$  є більш ефективною з позицій підвищення напружень стиску, то по ЛС має місце зворотня картина. Слід

зазначити, що при втомному навантаженні (коли вплив залишкових напружень є більш вагомим, ніж при статичному навантаженні) руйнування зварних з'єднань у більшості випадків проходить по ЛС [97]. Таким чином, більші значення  $\Delta\sigma$  у ЛС при ЕДО ЦШ за умов  $T_{\text{ЕДО}}=20^{\circ}\text{C}$  підтверджують більшу ефективність впливу обробки на циклічну міцність зварних пластин, ніж більші значення  $\Delta\sigma$  при  $T_{\text{ЕДО}}=150^{\circ}\text{C}$  у ЦШ. Таким чином, більш оптимальною схемою ЕДО, у порівнянні із показаною на рис. 4.1 (без підігріву), представляється обробка ЛС при  $T_{\text{ЕДО}}=150^{\circ}\text{C}$ .

Враховуючи наведені дані, слід зазначити, що температурний вплив є чинником регулювання напружено-деформованого стану зварних пластин зі сплаву АМгб, але оптимізація його параметрів потребує додаткових досліджень для вдосконалення технології до ЕДО та застосування ЕДО в процесі зварювання.

#### **Висновок з розділу 4.1**

Як висновок з проведених досліджень, описаних у розділі, можна стверджувати, що експериментально показано, що супутній підігрів модельного зварного з'єднання з АМгб під час ЕДО до  $150^{\circ}\text{C}$  у порівнянні з ЕДО за кімнатної температури зменшує майже у 2 рази ширину області, в якій початкові зварні напруження розтягу перетворюються в напруження стиску та одночасно збільшує їх абсолютні значення у понад 2,5 рази із доведенням їхнього рівня, що на 30...35% перевищує рівень початкових напружень.

#### **4.2. Експериментальне визначення параметрів НДС зварного з'єднання при застосуванні електродинамічної обробки в процесі його створення**

Необхідною умовою реалізації процесу зварювання плавленням є розігрів металу шва із подальшим його вистиганням до кімнатної температури. Тобто, поза межами заднього фронту зварювальної ванни утворюється зона розігрітого металу шва, стан якого змінюється при охолодженні від пластичного до твердого. Це створює передумови використання термічного циклу зварювання як джерела супутнього підігріву зони ЕДО.

Реалізація комбінованої технології ЕДО сприяє *енергоефективному зварюванню* за рахунок наступних переваг:

- підвищення ефективності ЕДО залишкових напружено-деформованих станів зварних конструкцій у порівнянні із обробкою металу шва при кімнатній температурі;
- підвищення продуктивності зварювального виробництва внаслідок переходу від послідовного до одночасного проведення основних технологічних операцій;
- зниження енергоємності виробництва в результаті використання термічного потенціалу зварювального процесу для регулювання залишкового напружено-деформованого стану зварного з'єднання.

Враховуючи наведене, метою роботи даного розділу є розробка наукових засад комбінованої технології зварювання із застосуванням ЕДО для регулювання залишкових напружено-деформованих станів зварних з'єднань зі сплавів на основі алюмінію, що опубліковане автором у [134], [135], [137], [144].

Враховуючи проведені розрахунки у розділі 3.4 та результати експерименту описані у розділі 4.14.2 можна зазначити, що ЕДО в умовах нагріву металу шва є більш ефективною (у порівнянні з ЕДО без підігріву) для зниження залишкових напружень у зварних пластинах із алюмінієвого сплаву. При тому, як показано вище, джерелом нагріву металу шва може бути залишкове тепло зварного з'єднання, що охолоджується, за рахунок регулювання відстані  $L$  (рис. 4.4) між місцем зварювання та місцем обробки. При сумісному процесі спостерігається ряд недоліків через особливості процесу зварювання та взаємодію електричної складової ЕДО та електричного струму при зварюванні, а саме:



- взаємний негативний вплив на працездатність джерел живлення постійного і імпульсного електричних струмів елементів відповідно зварювального і електродинамічного ланцюгів, що має місце при сумісній роботі обладнання для зварювання і ЕДО;

- негативний термічний вплив джерела зварювального нагріву на пристрій для ЕДО, що призводить до його деформації його робочих елементів, їх заклинювання і як наслідок, втрати працездатності;

- негативний вплив димів і аерозолів, що виникають при дуговому зварюванні, на робочі частини пристрою для ЕДО і елементи, які проводять струм, що може привести до втрати їх працездатності;

- необхідність синхронізації швидкостей обробки і зварювання, що ускладнює оптимізацію режиму ЕДО.

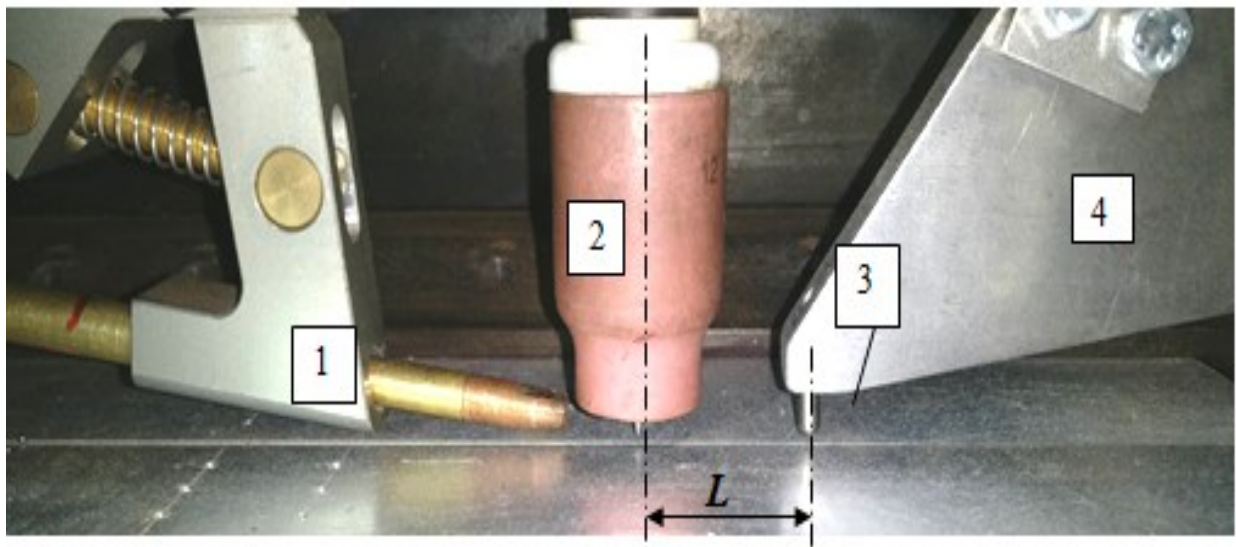


Рис. 4.4. Зовнішній вигляд пристрою для ЕДО шва в умовах його зварювання, де: 1 – боуден для подання присадочного дроту, 2 – пальник для зварювання, 3 – електрод для ЕДО, 4 – ударний пристрій для ЕДО,  $L$  – відстань між вертикальними осями симетрії електродів для ЕДО і для зварювання.

З вищенаведених причин фахівцями Інституту електрозварювання ім. Є.О. Патона розроблено і створено оснащення для ЕДО зварного шва в умовах супутнього термічного циклу зварювання TIG, як наведено на рис. 4.4, яке виключає, або зменшує наведені вище негативні фактори.

Для оцінки впливу  $T^{\circ}_{\text{ЕДО}}$  на ефективність регулювання залишкових зварювальних напружень при застосуванні ЕДО проведено порівняльні дослідження залишкового напружено-деформованого стану зразків, виконаних при застосуванні ЕДО в умовах зварювання і при обробці металу шва після його повного вистигання. Також на ефективність ЕДО впливає інтенсивність електродинамічного впливу на зварне з'єднання, що визначається кількістю проходів ЕДО вздовж лінії шва впродовж термодформаційного зварювального циклу або по холодному металу (після повного охолодження шва).

Таким чином, для коректної оцінки впливу температури вистигання металу шва на ефективність ЕДО враховували механічні характеристики металу шва при температурі  $T^{\circ}_{\text{ЕДО}}$ , яка відповідає моменту електродинамічної дії при обробці металу шва. Дослідження НДС металу після ЕДО за різних значень  $T^{\circ}_{\text{ЕДО}}$  дозволяє вибрати оптимальний діапазон температур і як наслідок – значення  $L_{\text{ЕДО}}$ , за яких досягається максимальна ефективність процесу обробки в процесі зварювання. Параметри режиму зварювання є визначальними для величин  $T^{\circ}_{\text{ЕДО}}$  і  $L_{\text{ЕДО}}$ , що впливають на ефективність ЕДО на рівні параметрів розрядного контуру.

Для дослідження впливу ЕДО сумісно зі зварюванням на формування напружено-деформованого стану зварних з'єднань було виготовлено три зразки (рис. 4.5), на яких визначалися напруження  $\sigma_x$ , як показано на другому зразку (рис. 1.13) стикових зварних з'єднань пластин із алюмінієвого сплаву АМг6 розмірами 450x100x3 мм. Тобто загальні кінцеві розміри пластин із центральним поздовжнім швом (довжиною 450 мм) становили 450x200x3 мм. Зразки були виготовлені методом ТІГ у середовищі аргону на режимі, наведеному у таблиці 4.1 із використанням дроту марки ER5356 як присадки.

Таблиця 4.1

Режим зварювання ТІГ зразків зварних з'єднань зі сплаву АМг6

Напруга дуги $U_d$ , В	Струм дуги $I_d$ , А	Довжина дуги $l_d$ , мм	Швидкість зварюв. $v_{зв}$ , мм/с	Швидкість подання дроту $v_{пш}$ , мм/с	Швидкість подання аргону $v_r$ , л/мін	Діаметр присад. дроту $d$ , мм
16,2	160	2	3,3	23,3	15	1,2

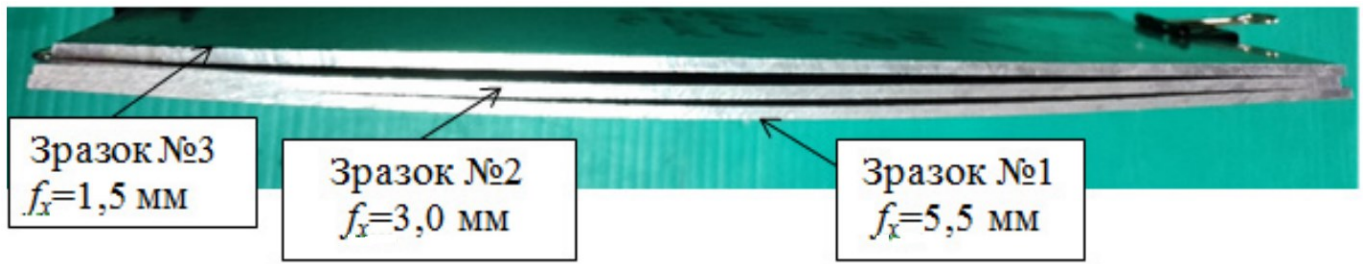


Рис. 4.5. Зовнішній вигляд Зразків №1-3 з поздовжніми прогинами  $f_x$  краю Зразків №1-3 після зварювання.

Зразок №1 виконували без застосування ЕДО. Зразок № 2 було зварено без обробки та піддано ЕДО після зварювання при  $T = 20^\circ\text{C}$ . На Зразку №3 ЕДО виконували в процесі зварювання при  $T = 150^\circ\text{C}$ . ЕДО Зразків №2 і №3 виконували при аналогічних значеннях параметрів режиму обробки, що забезпечували енергію однократної електродинамічної дії на рівні 1 кДж.

У якості базового визначали напружено-деформований стан Зразка №1 методом електронної спекл-інтерферометрії [57], а саме досліджували поздовжню (рис. 1.13) компоненту напружень  $\sigma_x$ .

Глибина  $h$  точкових зон (лунок) дії ЕДО і висота підсилення шва складали відповідно 0,2 і 0,6 мм. Таким чином, глибина  $h$  лунок не перевищувала висоту підсилення шва, тобто не зменшувала площу робочого перерізу зварного з'єднання. Це виключає негативний вплив лунок на механічні характеристики зварних з'єднань. Відстань між точковими зонами дії ЕДО складала 5,0 мм (рис. 1.106).

На рис. 4.5 зображено співставлення залишкових прогинів  $f_x$  поздовжніх крайків Зразків №1-3. Можна бачити, що ЕДО після та в процесі зварювання зменшує значення  $f_x$  відповідно у 1,8 і 3,7 разів. Даний факт можна пояснити як релаксацією залишкових напружень в наслідок ЕДО, так і «жорсткою» фіксацією пластин. Це виключало їх вертикальне переміщення в процесі зварювання і сприяло формуванню залишкових пластичних деформацій розтягування в шві. Результатом взаємодії останніх із залишковими деформаціями стискування від зварювання було зниження прогинів  $f_x$ .

Розподіли залишкових напружень  $\sigma_x$  Зразків №1-3 наведено на рис. 4.6 – 4.8, для яких є характерними деякі загальні особливості.

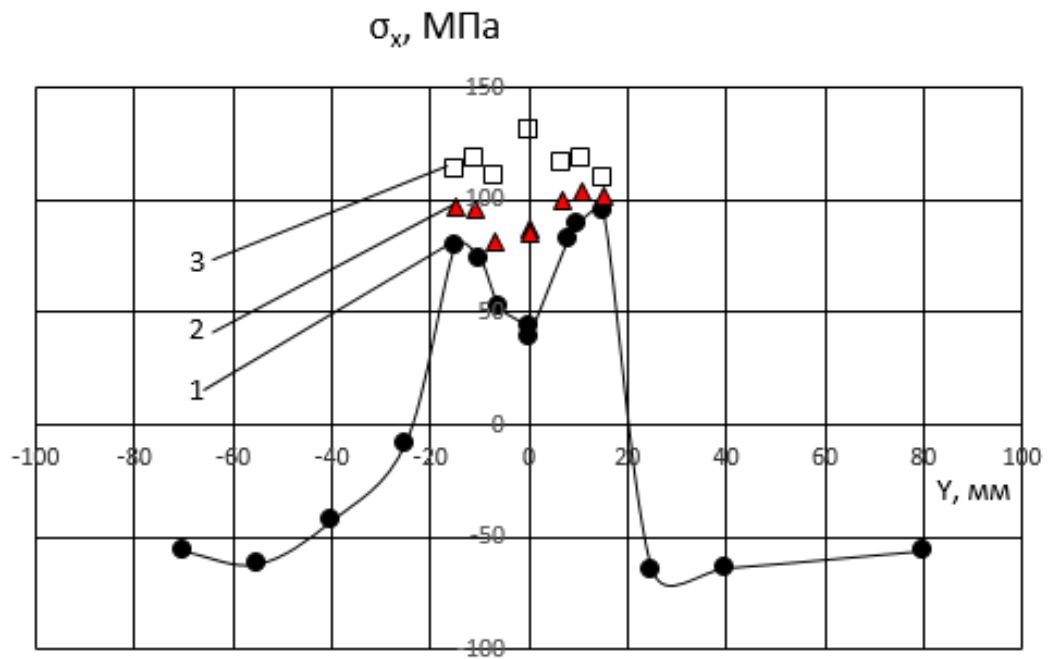


Рис. 4.6. Розподіл напружень  $\sigma_x$  у центральному поперечному перерізі Зразка №1, де крива 1 – ВЕРХ (●) поверхня т. Б, крива, 2 – мембранні напруження, 3 – НИЗ (□) поверхня т. В

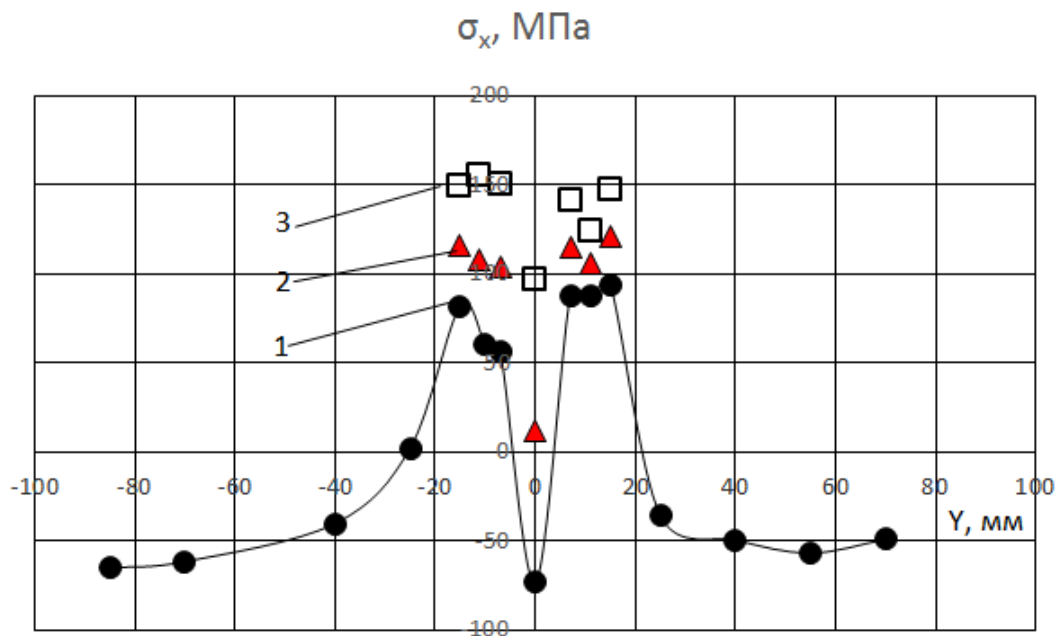


Рис. 4.7. Розподіл напружень  $\sigma_x$  у центральному поперечному перерізі Зразка №2, де крива 1 – ВЕРХ (●) поверхня т. Б, крива, 2 – мембранні напруження, 3 – НИЗ (□) поверхня т. В.

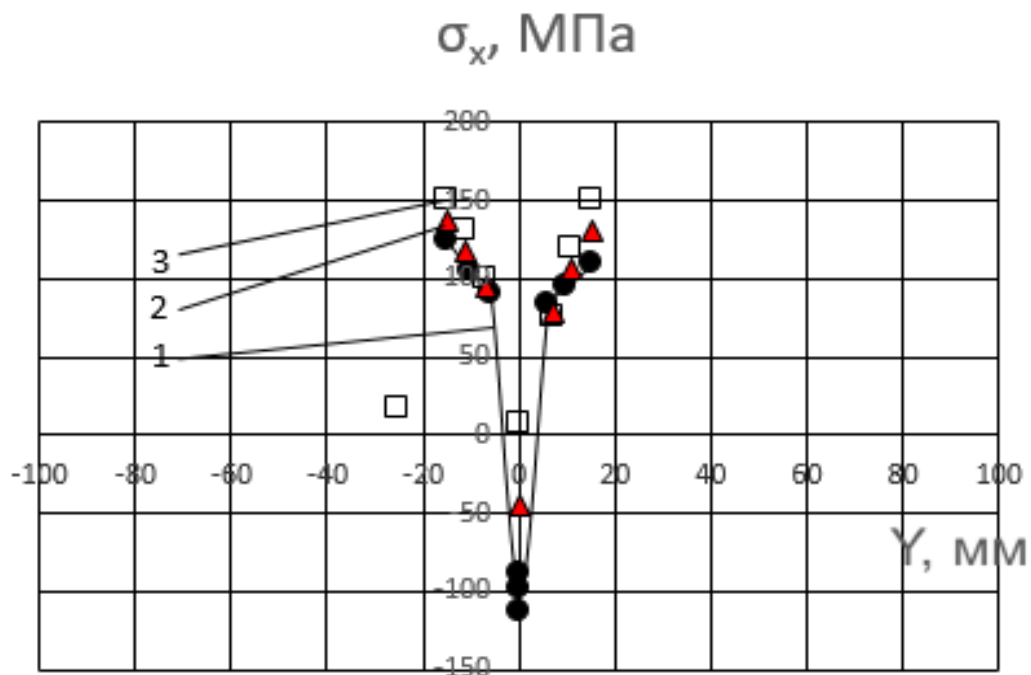


Рис. 4.8. Розподіл напружень  $\sigma_x$  у центральному поперечному перерізі Зразка №3, де крива 1 – ВЕРХ (●) поверхня т. Б, крива, 2 – мембранні напруження, 3 – НИЗ (□) поверхня т. В

Так, у вихідному стані значення  $\sigma_x$  в центрі шва є меншими на зовнішньому боці пластини (крива 1 – Верх) у порівнянні із зворотнім (крива 3 –Низ). Це можна пояснити більш інтенсивним тепловідведенням з відкритої зовнішньої поверхні зразка у порівнянні із зворотньою, що контактує із абсолютно жорсткою основою, яка є тепловим екраном. Напівширина зони пікових значень залишкових  $\sigma_x$  розтягу у Зразках №1-3 не перевищувала 15 мм. Враховуючи той факт, що в усіх експериментах виконували ЕДО центру шва, то у подальшому у Зразках №1-3 проводили порівняльне оцінювання напружених станів зони, яку було піддано обробці.

У вихідному стані значення  $\sigma_x$  розтягування в центрі шва Зразка №1 досягали відповідно 50 МПа і 130 МПа на зовнішньому (крива 1 – Верх) і зворотньому (крива 3 – Низ) боках пластини (рис. 4.6), тобто відповідно на поверхнях у т. Б і т. В (рис. 2.3). Проводили оцінювання мембранних напружень  $\langle \sigma_x \rangle$  без урахування складової вигину (крива 2). Величини  $\langle \sigma_x \rangle$  розраховували, як середнє між експериментально

визначеними  $\bar{\sigma}_x$  на кривих 1 і 2. Значення  $\langle \bar{\sigma}_x \rangle$  в центрі шва не перевищували 90 МПа.

Після ЕДО при  $T = 20^\circ\text{C}$  значення  $\bar{\sigma}_x$  в центрі шва Зразка №2 досягали відповідно -75 МПа і 100 МПа на зовнішньому (крива 1 – Верх) і зворотньому (крива 3 – Низ) боках пластини (рис. 4.7), тобто відповідно на поверхнях у т. Б і т. В (рис. 2.3). Таким чином, після ЕДО  $\bar{\sigma}_x$  розтягу в зоні контакту (т. Б) трансформувалися у стиск, а в т. В  $\bar{\sigma}_x$  розтягу зменшилися на 20%. Мембранні напруження  $\langle \bar{\sigma}_x \rangle$  розтягування в центрі шва не перевищували 12 МПа, тобто знизилися до 90%. Аналізуючи дані рис. 4.7, можна бачити, що ЕДО при  $T = 20^\circ\text{C}$  здійснює домінуючий вплив на напружений стан контактної поверхні пластини і суттєво менший - на значення  $\bar{\sigma}_x$  на зворотньому боці Зразка №2.

Після ЕДО при  $T = 150^\circ\text{C}$  значення  $\bar{\sigma}_x$  в центрі шва Зразка №3 досягали відповідно -100 і 10 МПа на зовнішньому (крива 1 – Верх) і зворотньому (крива 3 – Низ) боках пластини (рис. 4.8), тобто відповідно на поверхнях у т. Б і т. В. Таким чином, після ЕДО  $\bar{\sigma}_x$  розтягу в зоні контакту (т. Б) трансформувалися у стиск, а в т. В  $\bar{\sigma}_x$  розтягу зменшилися більш ніж на 90%. Мембранні напруження  $\langle \bar{\sigma}_x \rangle$  стиску в центрі шва досягли -50 МПа, тобто після ЕДО змінили знак. Аналізуючи дані рис. 4.8, можна бачити, що ЕДО при  $T = 150^\circ\text{C}$  здійснює суттєвий вплив на напружений стан контактної і зворотної поверхонь Зразка №3.

Описані вище результати моделювання і експериментальних досліджень залишкових напружень  $\bar{\sigma}_x$  у Зразках №1-3 узагальнені в порівняльній таблиці 4.2.

Таблиця 4.2

Результати експериментальних досліджень залишкових зварювальних напружень  $\bar{\sigma}_x$  у Зразках №1-3

№	Характеристики зразків		$\bar{\sigma}_x$ , МПа в т.Б	$\bar{\sigma}_x$ , МПа в т.В	$\langle \bar{\sigma}_x \rangle$ , МПа
1	Зразок №1 Без ЕДО	Експеримент (рис. 4.6)	50	130	90
2	Зразок №2	Експеримент (рис. 4.7)	-75	100	12
3	ЕДО при $T = 20^\circ\text{C}$	Моделювання (рис. 3.36)	-132	-109	-156
4	Зразок №3	Експеримент (рис. 4.8)	-100	10	-45
5	ЕДО при $T = 150^\circ\text{C}$	Моделювання (рис. 3.36)	-142	-127	-155

Слід зазначити, що в якісному відношенні експериментальні дані підтверджують результати математичного моделювання залишкових напружених станів пластин зі сплаву АМг61 після ЕДО при температурах  $T = 20^{\circ}\text{C}$  і  $150^{\circ}\text{C}$  (рис. 3.35).

Порівнювали експериментальні результати оцінки напружень  $\bar{\sigma}_x$  у Зразку №1 (рядок 1) із Зразками №2 (рядок 2) та №3 (рядок 4). На загал слід зазначити, що ЕДО сприяє переходу напружень розтягу у стиск в зоні контакту т. Б, а термічний вплив сприяє підвищенню значень  $\bar{\sigma}_x$ . При цьому Значення прогинів  $f_x$  зменшуються в Зразку №2 у 1,8 рази у порівнянні із Зразком №1, а в Зразку №3 – у 3,7 рази.

ЕДО при  $T = 20^{\circ}\text{C}$  сприяє трансформації  $\bar{\sigma}_x$  розтягу в зоні контакту у т. Б у стиск (стовпчик 3), що видно при порівнянні рядків 1 і 2. Термічний вплив інтенсифікує релаксаційні механізми, задіяні ЕДО, що сприяє формуванню більших за величиною  $\bar{\sigma}_x$  стиску (порівняння рядків 2 і 4).

ЕДО при  $T = 20^{\circ}\text{C}$  сприяє зниженню напружень розтягу сплаву АМг61 біля жорсткої основи у т. В (стовпчик 4), що видно при порівнянні рядків 1 і 2. Термічний вплив інтенсифікує релаксаційні механізми, задіяні ЕДО (порівняння рядків 2 і 4).

При відповідному порівнянні рядків 2 і 3 та 4 і 5 можна бачити, що моделювання дає більші значення напружень після ЕДО, ніж експерименти. Це пояснюється неврахуванням (при моделюванні) конвективного тепловідведення з поверхонь зразків, яке може понижувати характеристики супутнього нагріву пластин, що сприяє зменшенню (відносно розрахунку) ефективності ЕДО. В зоні контакту - т. Б (стовпчик 3) розраховані  $\bar{\sigma}_x$  в 1,4 – 1,7 рази більші за експериментальні. При тому як розраховані, так і експериментальні  $\bar{\sigma}_x$  є стискальні. Якщо при моделюванні термічний вплив підвищує значення  $\bar{\sigma}_x$  стиснення до 8% (порівняння рядків 3 і 5), то в експерименті – до 30% (рядки 2 і 4) при менших абсолютних значеннях останніх.

Інший характер розподілу  $\bar{\sigma}_x$  біля спирання пластини на жорстку основу в т. В (стовпчик 4). Якщо в експериментах  $\bar{\sigma}_x$  після ЕДО є розтягу (рядки 2 і 4), то в розрахунку – стиску (рядки 3 і 5). Тобто по результатах порівняння експериментальних даних ефективність ЕДО як засобу регулювання  $\bar{\sigma}_x$  в т. В є меншою у порівнянні із т. Б. Але в т. В суттєво зростає вплив термічної дії, яка сприяє

зниженню  $\sigma_x$  розтягування на 70% за ЕДО при  $T = 150^\circ\text{C}$  у порівнянні із  $T = 150^\circ\text{C}$ . (порівняння рядків 2 і 4).

Таким чином, суттєве зниження  $\langle\sigma_x\rangle$  (стовпчик 5) при дії нагріву визначається релаксацією напружень біля жорсткої основи - т. В (порівняння рядків 2 і 4). При моделюванні зниження  $\sigma_x$  сягає лише 16% (порівняння рядків 3 і 5), що пояснюється неврахуванням конвективного тепловідводу, про що було доведено вище.

Враховуючи результати з рис. 4.6 – 4.8 і таблиці 4.2, можна зробити висновок, що термічна дія, яка супутня ЕДО, є ефективним регуляторним фактором впливу на напружено-деформовані стани зварних з'єднань зі сплавів на основі алюмінію з метою їх оптимізації.

### **Висновок з розділу 4.2**

За результатами проведених досліджень можна стверджувати, що експериментальне визначення методом електронної спекл-інтерферометрії залишкового напружено-деформованого стану зварного з'єднання після застосування ЕДО зразків стикових з'єднань зі сплаву АМгб в процесі зварювання при температурі зварного шва  $150^\circ\text{C}$  показало, що:

1. ЕДО підвищує точність виготовлення стикових зварних з'єднань, яка характеризується зниженням рівня їх залишкового поздовжнього жолоблення  $f_x$  у 3,7 рази на відміну від ЕДО за кімнатної температури коли значення параметра жолоблення  $f_x$  зменшується лише у 1,8 рази.

2. Ширина області в якій залишкові зварні напруження розтягу формуються як напруження стиску не суттєво зменшується, у порівнянні з ЕДО за кімнатної температури шва ( $20^\circ\text{C}$ ), але абсолютні значення компонент напружень залишкового НДС збільшуються у понад 2 рази із доведенням їхнього рівня, який у понад 2,5 рази перевищує рівень початкових напружень.



#### **4.3. Висновки з розділу**

1. Експериментально встановлено, що електродинамічна обробка зварного з'єднання з АМгб в умовах його супутнього підігріву до 150°C є більш ефективною при регулюванні залишкових напружень в центрі зварного шва та менш ефективною по лінії сплавлення і дозволяє створити в зоні обробки подвійний рівень напружень розтягу.

2. Електродинамічна обробка матеріалу зварного шва, яка виконується в єдиному технологічному процесі синхронно із зварюванням при температурі 150°C, є більш ефективною у порівнянні з ЕДО з його супутнім підігрівом до цієї температури після зварювання, що виражається у формуванні НДС готового зварного з'єднання у якого рівень залишкових зварювальних напружень розтягування в шві є меншими на 70...80%.

## 5 ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ

1. Створено математичний метод розрахунку напружено-деформованого стану (НДС) зварних з'єднань, що формується після застосування ударної складової електродинамічної обробки (ЕДО), який базується на основі розробленої математичної моделі процесу ударної взаємодії електрода-ударника з модельним стиковим зварним з'єднанням і дозволяє визначати як параметри НДС зі середньою відносною похибкою 10...15 % так і оптимальні режими ЕДО без проведення експериментальних досліджень.

2. За допомогою розробленого методу встановлено, що:

2.1 Найбільш ефективно змінювати початкові напруження розтягу, що виникають у модельному стиковому зварному з'єднанні з АМгб з використанням технології ударної обробки (як складової ЕДО) дозволяє застосування мідного електрода-ударника циліндричної форми з округлою голівкою, оскільки після їх взаємодії по товщині з'єднання формується практично рівномірний розподіл компонент НДС  $\sigma_x$  і  $\sigma_y$  як напружень стиску, і такий вплив на  $\sigma_x$  буде майже у 4 рази більш ніж на  $\sigma_y$ .

2.2 Використання мідної підкладки-посередника між модельним стиковим зварним з'єднанням та електродом-ударником в цілому позитивно впливає на формування НДС з'єднання. Характер розподілу компонент НДС ( $\sigma_x$  і  $\sigma_y$ ) по товщині з'єднання практично не змінюється. При цьому, зменшення величини пластичних деформації на лицьовій поверхні з'єднання до 65% супроводжується зменшенням як глибини вм'ятини в з'єднанні до 30%, так і величини опуклості цієї поверхні у понад 3 рази.

2.3 Збільшення величини початкового розтягу модельного стикового зварного з'єднання до  $\sigma_x = 150$  МПа в процесі його ударної взаємодії з електродом-ударником циліндричної форми дозволяє: створити в з'єднанні область напружень стиску розміри якої не змінюються та не виходять за діаметр ударника, вирівняти розподіл значень ефективних пластичних деформацій по товщині з'єднання, але підсумкові значення компонент напружень НДС ( $\sigma_x$  і  $\sigma_y$ ) знижуються до 30%. На основі

проведеного математичного аналізу сформульовано рекомендації щодо визначення величини кроку з яким треба проводити ударну обробку наступних ділянок з'єднання.

3. На основі результатів чисельного моделювання процесу динамічної обробки модельного стикового зварного з'єднання, що знаходиться під дією підвищених температур, розроблено експериментальну методику проведення електродинамічної обробки зварного з'єднання зі супутнім підігрівом зони обробки та за її допомогою проведено оцінку впливу підвищених температур на формування НДС з'єднання з АМгб.

4. Вперше експериментально показано, що застосування ЕДО в процесі зварювання є перспективним засобом регулювання НДС і підвищення точності виготовлення тонколистових зварних конструкцій із алюмінієвих сплавів та може бути застосована у промислових умовах для бездеформаційного зварювання тонкостінних оболонкових і панельних конструкцій аерокосмічної техніки.

Результати роботи – розроблений метод, дані експериментальних досліджень та результати комп'ютерного моделювання – можуть бути використані для вибору оптимальних режимів проведення електродинамічної обробки зварних з'єднань з алюмінієвих сплавів та розробки відповідних регламентів цього технологічного процесу.

## 6 СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

- [1] Е. О. Патон, *Избранные труды: в 3 т. Т.2 : Сварные конструкции*. Киев: Изд-во АН Украинской ССР, 1961.
- [2] А. Н. Корниенко, *История сварки*. Киев: Феникс, 2004.
- [3] Є. В. Ілляшенко, "Гібридне зварювання сталей з використанням плазмової дуги та випромінювання волоконного лазера," дис. док. філос. Інститут електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України, Київ, 2023.
- [4] Є. В. Антіпін, "Технологія контактного стикового зварювання оплавленням залізничних рейок конверторного виробництва," дис. док. філос., Інститут електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України, Київ, 2023.
- [5] Б. С. Касаткин, В. М. Прохоренко и И. М. Чертов, *Напряжения и деформации при сварке*. Киев: Вища шк. Головное изд-во, 1987.
- [6] В. В. Квасницький, *Теорія зварювальних процесів. Дослідження фізико-хімічних і металургійних процесів та здатності металів до зварювання*. Миколаїв: УДМТУ, 2002.
- [7] K. Korzhyk, V. Kvasnytskyi, V. Khaskin, D. Prokhorenko, A. Perepychai, A. Grynyuk та O. Babych, "The Impact Of Consolidation In A Rigid Tool On The Formation Of Residual Stress-Strain State Of Butt Joints Of Plates From

An Alloy 1561 At Mig, Paw Paw And Hybrid-Mig Welding," *American Scientific Journal*, Vol. 2, no. 17, pp. 14-29, 2017.

- [8] H. M. Rashed та A. K. Bazlur Rashid, "2.12 Heat Treatment of Aluminum Alloys," *Comprehensive Materials Finishing*, vol. 2, pp. 337-371, 2017, <https://doi.org/10.1016/B978-0-12-803581-8.09194-3>
- [9] V. V. Kvasnytskyi, V. F. Kvasnytskyi, Chen Hexing, M. V. Matvienko and G. V. Yermolayev, Diffusion welding and brazing of dissimilar materials with controlled stress-strain state, Mykolaiv: Publisher Torubara V.V., 2019.
- [10] В. В. Квасницький, Г. В. Єгоров, Г. В. Єрмолаєв, М. В. Матвієнко та Л. М. Лобанов Ред., Міцність зварних та спаяних з'єднань : підручник, Миколаїв: НУК, 2019.
- [11] H. Maamar, R. R. Otmani, T. Fahssi, N. Debbache та A. Djilali, «Heat treatment and welding effects on mechanical properties and microstructure evolution of 2024 and 7075 aluminium alloys,» in *Metal 2008*, Hradec nad Moravici, 2008.
- [12] В. В. Квасницький, "Дифузійне зварювання з керованим напружено-деформованим станом і модифікуванням поверхонь з'єднання," дис. док. техн. наук, НТУУ "КПІ", Київ, 2010.
- [13] О. Л. Міходуй, "Вплив технологічних факторів на формування залишкових напружень в зварних з'єднаннях високоміцних сталей," дис.

канд. техн. наук, Нац. акад. наук України, Ін-т електрозварювання ім. Є. О. Патона, Київ, 2000.

- [14] В. И. Труфяков, *Усталость и хрупкое разрушение сварных соединений*. Москва, 1962.
- [15] Т. Yao та М. Fujikubo, *Buckling and Ultimate Strength of Ship and Ship-like Floating Structures*. Oxford: The Boulevard, 2016.
- [16] Н. Xin, J. A. Correia, M. Veljkovic, F. Berto та L. Manuel, "Residual stress effects on fatigue life prediction using hardness measurements for butt-welded joints made of high strength steels," *International Journal of Fatigue*, vol. 147, p. 106175, 2021, <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2021.106175>
- [17] J. Zhang, K. Liu, K. Zhao, X. Li, Y. Liu та K. Zhang, "A study on the relief of residual stresses in weldments with explosive treatment," *International Journal of Solids and Structures*, vol. 42, no 13, pp. 3794-3806, 2005, <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2004.11.017>.
- [18] Р. С. Губатюк, "Технологія і обладнання для індукційної термічної обробки зварних з'єднань термозміцнених залізничних рейок з високовуглецевих сталей," дис. канд. техн. наук, Інститут електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України, Київ, 2022.
- [19] О. В. Махненко, "Прогнозування деформацій при зварюванні і термічному правленні конструкцій на основі методів термопластичності і

функції усадки," дис. док. техн. наук., НАН України, Ін-т електрозварювання ім. Є. О. Патона, Київ, 2009.

- [20] Г. Н. Чернышев, А. Л. Попов, В. М. Козинцев и И. И. Пономарев, *Остаточные напряжения в деформируемых твердых телах*, Москва: Машиностроение, 1996.
- [21] И. А. Биргер, *Остаточные напряжения*. Москва: научно-техн. изд-во машиностроительной литературы, 1963.
- [22] K. Masubuchi, *Analysis of Welded Structures: Residual Stresses, Distortion, and Their Consequences*. New York: Pergamon Press, 1980.
- [23] "Форум сварщиков". <http://weldzone.info/technology/teoriya-svarki/773-stroenie-svarnogo-soedineniya>.
- [24] А. В. Башкатов, А. В. Бондарь и А. Б. Булков, *Напряжения и деформации при сварке: Учебное пособие*. Воронеж: Изд-во ВГТУ, 1999.
- [25] S. Pyskunov, S. Trubachev, Y. Onyshchenko and V. Kolodezhnyi, "Influence of foundation stiffness on deformation of layered building structures," *Strength of Materials and Theory of Structures*, no. 108, pp. 145-155, 2022, <https://doi.org/10.32347/2410-2547.2022.108.145-155>.
- [26] M. Bobyr, Q. D. Pham and O. Tymoshenko, "Damage of the reinforced composite material taking into account the laying scheme," *Mechanics and*

*Advanced Technologies*, vol. 5, no. 3, pp. 332-338, 2021, <https://doi.org/10.20535/2521-1943.2021.5.3.250175>.

- [27] M. Bobyr, "Criterion of the limit state of composites materials," *Mechanics and Advanced Technologies*, vol. 6, no. 3, pp. 229-236, 2022, <https://doi.org/10.20535/2521-1943.2022.6.3.264783>.
- [28] M. I. Bobyr, V. V. Koval and D. K. Fam, "Phenomenological Criterion of the Limit State of Structural Materials with Account of their Damageability," *Strength Mater*, vol. 52, pp. 821-831, 2020, <https://doi.org/10.1007/s11223-021-00236-8>.
- [29] V. A. Bazhenov, S. O. Pyskunov, Y. V. Maksymyuk and O. O. Shkyl, "Life Evaluation of a Stream Turbine Shutoff Valve Body Under Thermomechanical Loading With Form Changing," *Strength of Materials*, vol. 54, pp. 604-612, 2022, <https://doi.org/10.1007/s11223-022-00438-8>.
- [30] S. Pyskunov, O. Shkryl and Y. Maksymiuk, "Determination of crack resistance of a tank with elliptical crack," *Strength of Materials and Theory of Structures*, no. 106, pp. 14-21, 2021, <https://doi.org/10.32347/2410-2547.2021.106.14-21>.
- [31] О. В. Махненко та С. М. Кандаля, "Вплив залишкових технологічних напружень на опір крихкому руйнуванню вигородки реактора ВВЕР-1000



в умовах аварійної ситуації," *Технічна діагностика та неруйнівний контроль*, № 4, С. 12-16, 2022.

- [32] О. В. Махненко, С. М. Кандаля и Е. М. Савицкая, "Сравнительный анализ моделей радиационного распухания для расчетного определения НДС выгордки ВКУ ВВЭР-1000," *Проблеми міцності*, № 5, с. 13-22, 2021.
- [33] А. О. Перепічай, "Оцінка на основі критерію механіки руйнування статичної міцності кільцевих швів паропроводів з допустимим несправом та рекомендації щодо їх ремонту," дис. канд. техн. наук, НТУУ "КПІ", Київ, 2013.
- [34] А. В. Кравчук, "Визначення енергетичних характеристик руйнування та їх анізотропії для теплостійких сталей при ударному згині," дис. канд. техн. наук, Інститут проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України, Київ, 2020.
- [35] А. Н. Овсеенко, В. И. Серебряков и М. М. Гаск, *Технологическое обеспечение качества изделий машиностроения*, Москва: Янус-К, 2003.
- [36] В. А. Троицкий, *Краткое пособие по контролю качества сварных соединений*. Киев: Феникс, 2006.
- [37] В. А. Троицкий, В. П. Радько и В. Г. Демидко, *Дефекты сварных соединений и средства их обнаружения*. Киев: Вища шк., 1983.

- [38] A. A. Makarenko and O. V. Makhnenko, "Mathematical modeling of residual stresses in a composite welded joint of the collector adapter sleeve to the branch pipe of ZPM-440 steam generator," *Automatic Welding*, no. 3, pp. 27-38, 2023, <https://doi.org/10.37434/as2023.03.05>.
- [39] A. A. Makarenko and O. V. Makhnenko, "Mathematical modeling of residual stresses in composite welded joints of WWER-1000 reactor vessel cover with CPS nozzles," *Automatic Welding*, no. 1, pp. 33-40, 2022, <https://doi.org/10.37434/as2022.01.05>.
- [40] O. V. Makhnenko, O. S. Milenin, O. F. Muzhychenko, S. M. Kandala, O. M. Savytska and G. Y. Saprykina, "Mathematical modeling of residual stress relaxation during performance of postweld heat treatment," *Automatic Welding*, no. 6, pp. 35-43, 2023, <https://doi.org/10.37434/as2023.06.06>.
- [41] V. Korzhyk, V. Khaskin, V. Savitsky, I. Klochkov, V. Kvasnytskyi, A. Perepichay, S. Peleshenko, A. Grinyuk, A. Aloshyn and O. Shutkevych, "Calculation-experimental procedure for determining welding deformations and stresses based on a digital image correlation method," *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, vol. 5, no. 1 (119), pp. 44-52, 2022, <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2022.265767>.
- [42] В. В. Квасницький, М. В. Матвієнко, Є. А. Бутурля, В. Ф. Квасницький та Г. В. Єрмолаєв, "Вплив характеру навантаження на

напружений стан з'єднань з м'яким прошарком," *Наука та виробництво*, № 21, с. 36-44, 2019, <https://doi.org/10.31498/2522-9990212019187235>.

- [43] В. В. Квасницький, М. В. Матвієнко та Є. А. Бутурля, "Вплив властивостей прошарку припою на напружено-деформований стан спаяних вузлів з жароміцних сплавів," *Матеріалознавство*, № 4, с. 119-128, 2020, [https://doi.org/10.15589/znp2020.4\(482\).14](https://doi.org/10.15589/znp2020.4(482).14).
- [44] И. Н. Пригоровский, *Методы и средства определения полей деформаций и напряжений*, Москва: Машиностроение, 1985.
- [45] Б. С. Касаткин, *Экспериментальные методы исследования деформаций и напряжений*. Киев: Наукова думка, 1981.
- [46] І. П. Кондратенко, І. В. Божко, А. В. Жильцов та В. В. Васюк, «Методи визначення залишкових напружень,» *Праці ТДАТУ*, т. 13, № 2, С. 127-135, 2013.
- [47] С. Д. Васильков, А. С. Александров и И. В. Афанасьев, "Определение остаточных напряжений в поверхностном слое деталей из алюминиевого сплава после механической обработки," *Инструмент и технологии*, № 31-32, С. 83-85, 2009.
- [48] В. А. Троицкий и М. И. Валевиц, *Неразрушающий контроль сварных соединений*. Москва: Машиностроение, 1988.

- [49] В. В. Трофимов, А. Я. Башкарев и И. Краус, «Рентгеновская тензометрия - это так просто,» *В мире неразрушающего контроля*, т. 1, № 27, с. 28-32, 2005.
- [50] В. Е. Корякина, Т. М. Новоселова и В. Е. Соломатин, "Возможности рентгеновского измерения остаточных напряжений в наплавленном металле крупнозернистой заустенитной стали 15х23Н18Л," *Сварочное производство*, № 9, С. 37-38, 2000.
- [51] О. И. Гуща, В. Н. Смиленко и В. Н. Кот, «Контроль напряжений на основе использования подповерхностных акустических волн,» *Техн. Диагностика и неразрушающий контроль*, № 1, С. 11-13, 2009.
- [52] А. Н. Гузь, Ф. Г. Махорт, О. И. Гуща и В. К. Лебедев, *Основы ультразвукового неразрушающего метода определения напряжений в твердых телах*. Киев: Наукова думка, 1974.
- [53] А. А. Ботаки, В. А. Ульянов и В. А. Шарко, *Ультразвуковой контроль прочностных свойств конструкционных материалов*, Москва: Машиностроение, 1983.
- [54] Л. М. Лобанов та В. А. Півторак, "Діагностика конструкцій методами електронної широкографії та спекл-інтерферометрії," *Фізико-хімічна механіка матеріалів*, т. 49, № 4, С. 23-28, 2013.

- [55] А. А. Антонов, А. И. Бобрик, В. К. Морозов и Г. Н. Чернышев, "Определение остаточных напряжений при помощи создания отверстий и голографической интерферометрии," *Механика твёрдого тела*, № 2, С. 25-28, 1980.
- [56] Л. М. Лобанов, В. А. Пивторак, В. В. Савицкий и Г. И. Ткачук, "Методика определения остаточных напряжений в сварных соединениях и элементах конструкций с использованием электронной спекл-интерферометрии," *Автоматическая сварка*, № 1, С. 25-30, 2006.
- [57] *ДСТУ 8852:2019 Неруйнівний контроль металевих матеріалів. Метод визначення залишкових напружень із застосуванням електронної спекл-інтерферометрії в поєднанні з висвердлюванням отвору.*
- [58] П. Р. Устименко, "Чисельне моделювання електродинамічної обробки зварного шва як метод визначення залишкових напружень," у *Матеріали LI науково-технічної конференції підрозділів Вінницького національного технічного університету (НТКП ВНТУ-2022)*, Вінниця, 2022.
- [59] О. В. Махненко и А. Ф. Мужиченко, "Математическое моделирование тепловой правки цилиндрических оболочек и валов с общими деформациями искривления продольной оси," *Автоматическая сварка*, № 9, С. 23-28, 2007.

- [60] Wen Zhen, Huanhuan Li та Qing Wang, "Simulation of residual stress in aluminum alloy welding seam based on computer numerical simulation," *Optik*, vol. 258, p. 168785, 2022.
- [61] І. Д. Рудка, Ю. М. Сидоренко та М. О. Пашин, "Напружено-деформований стан розтягнутої пластини після ударної обробки," у *Матеріали ХІХ-МНТК "Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта"*, Київ, 2018.
- [62] L. M. Lobanov, M. O. Pashchyn, O. L. Mykhodui and Y. M. Sydorenko, "Effect of the Indenting Electrode Impact on the Stress-Strain State of an AMg6 Alloy on Electrodynamic Treatment," *Strength of Materials*, vol. 49, no. 3, pp. 369-380, 2017, <https://doi.org/10.1007/s11223-017-9877-1>.
- [63] L. I. Markashova, N. A. Pashchin, E. N. Berdnikova, O. L. Mikhodui and Y. M. Sidorenko, "Influence of Impulsive Electric Current on the Fine Structure of Amg6 Aluminium Alloy Subjected to Electrodynamic Treatment," *Material Science*, vol. 54, no. 1, pp. 82-87, 2018.
- [64] К. М. Рудаков, *Чисельні методи аналізу в динаміці та міцності конструкцій*. Київ: НТУУ "КПІ", 2007.
- [65] "ANSYS Help", <http://www.ansys.com>.
- [66] "LS\_DYNA help", <http://www.ls-dyna.ru>.

- [67] Б. Е. Патон, "Современные направления повышения прочности и ресурса конструкций," *Автоматическая сварка*, № 9/10, С. 3-9, 2000.
- [68] А. В. Жильцов та В. В. Васюк, "Способи знаження зварювальних залишкових напружень і деформацій," *Енергетика і автоматика*, № 4, С. 168-175, 2016.
- [69] Я. Д. Вишняков и В. Д. Пискарев, *Управление остаточными напряжениями в металлах и сплавах*. Москва: Металлургия, 1989.
- [70] О. В. Абрамов, И. Г. Хорбенко и Ш. Швегла, *Ультразвуковая обработка материалов*. Москва: Машиностроение, 1984.
- [71] Л. М. Лобанов, В. И. Кирьян, В. В. Кныш и Г. И. Прокопенко, "Повышение сопротивления усталости сварных соединений металлоконструкций высокочастотной механической проковкой," *Автоматическая сварка*, № 9, С. 3-11, 2006.
- [72] М. К. Kucher and О. О. Chyzhyk, "High-Temperature Deformation Prediction of Woven Composites Considering the Ablation Process," *Strength of Materials*, vol. 53, pp. 852-856, 2021, <https://doi.org/10.1007/s11223-022-00352-z>.
- [73] М. К. Kucher and О. О. Chyzhyk , "Thermal Deformation of Woven Composites at High Temperatures," *Strength of Materials*, vol. 53, pp. 735-743, 2021, <https://doi.org/10.1007/s11223-021-00338-3>.

- [74] M. . K. Kucher, O. . S. Yakovleva and O. O. Chyzhyk , "Thermal Expansion and Shrinkage of Unidirectional Composites at Elevated Temperatures," *Strength of Materials*, vol. 52, pp. 790-797, 2020, <https://doi.org/10.1007/s11223-020-00232-4>.
- [75] К. Джонсон, *Механика контактного взаимодействия*. Москва: Мир, 1989.
- [76] В. А. Ионов, В. И. Борисов, А. М. Вельбель и В. Г. Смирнов, "Влияние виброобработки на напряженное состояние сварных конструкций," *Сварочное производство*, № 7, С. 26-29, 1997.
- [77] S. Roy, J. V. Fisher та B. T. Yen, "Fatigue resistance of welded details enhanced by ultrasonic impact treatment," *Inter. J. of Fatigue*, no. 25, pp. 1239-1247, 2003.
- [78] Г. И. Прокопенко, А. Я. Недосека, А. А. Грузд и Т. А. Красовский, "Разработка и оптимизаций оборудования и процесса УЗ ударной обработки сварных соединений с целью снижения остаточных напряжений," *Техн. диагностика и неразруш. контроль*, № 3, С. 14-22, 1995.
- [79] N. Siddesh Kumar, Dhruthi, G. Pramod, P. Samrat and M. Sadashiva, "A Critical Review on Heat Treatment of Aluminium Alloys," *Materialstoday Proceedings*, vol. 58, no. 1, pp. 71-79, 2022.



- [80] Ю. В. Баранов, О. А. Троицкий и Ю. С. Аврамов, *Физические основы электроимпульсной и электропластической обработок и новые материалы*. Москва: МГИУ, 2001.
- [81] Г. К. Лащенко и Ю. В. Демченко, *Энергосберегающие технологии послесварочной обработки металлоконструкций*. Киев: Экотехнология, 2008.
- [82] В. Е. Громов, Л. Б. Зуев и Е. В. Козлов, *Электростимулированная пластичность металлов и сплавов*. Москва: Недра, 1996.
- [83] Л. М. Лобанов, Н. А. Пазин, В. П. Логинов и Ю. В. Логинова, "Применение электроимпульсной обработки элементов конструкций с целью повышения их ресурса (Обзор)," *Автоматическая сварка*, № 11, С. 26-30, 2005.
- [84] В. А. Стрижало, Л. С. Новогрудский и А. А. Копанев, "Влияние электрического тока на процесс деформирования в зоне концентратора напряжений," *Известия высших учебных заведений. Черная металлургия*, № 8, С. 44-46, 1993.
- [85] Н. Н. Бенклемишев, Ю. В. Баранов и Ю. Л. Доронин, "Влияние импульсного электрического тока на характеристики конструкционной прочности металлических материалов," *Физика и химия обраб. материалов*, № 4, С. 108-112, 1990.

- [86] Г. В. Степанов, А. И. Бабуцкий, И. А. Мамеев, Н. А. Пашин, В. В. Савицкий и Г. И. Ткачук, "Перераспределение остаточных сварочных напряжений при обработке импульсным электромагнитным полем," *Проблемы прочности*, № 3, С. 123-131, 2011.
- [87] Н. Н. Беклемишев, Н. И. Корягин и Г. С. Шапиро, "Влияние локально неоднородного импульсного электромагнитного поля на пластичность и прочность проводящих материалов," *Металлы*, № 4, С. 184-187, 1985.
- [88] Л. І. Маркашова, М. О. Пашин, О. М. Бердникова, О. Л. Міходуй та Ю. М. Сидоренко, "Вплив імпульсного електричного струму на тонку структуру алюмінієвого сплаву АМг6 під час електродинамічної обробки," *Фізико-хімічна механіка матеріалів*, № 1, С. 83-87, 2018.
- [89] В. И. Спицын и О. А. Троицкий, *Электропластическая деформация металлов*. Москва: Наука, 1985.
- [90] Л. М. Лобанов, Н. А. Пашин, В. П. Логинов и О. Л. Миходуй, "Особенности структурообразования алюминиевых сплавов АМг5 и АМг6 под воздействием импульсного электрического тока," *Вісник Українського матеріалознавчого товариства*, № 1(3), С. 33-42, 2010.
- [91] Л. М. Лобанов, Н. А. Пашин, Т. Г. Соломийчук, О. Л. Миходуй и А. В. Черкашин, "Изменение структуры алюминиевого сплава АМг6 в зоне

электродинамических воздействий," *Вісник Українського матеріалознавчого товариства*, № 1(5), С. 30-42, 2012.

- [92] М. М. Белова, С. С. Проценко и А. В. Иванов, "Динамика формирования упругопластического слоя при импульсном энерговыделении," *Проблемы прочности*, № 12, С. 87-91, 1987.
- [93] В. И. Спицын и О. А. Троицкий, "Электропластический эффект в металлах," *Вестн. АН СССР*, № 11, С. 10-15, 1977.
- [94] Ю. Ф. Иванов, О. В. Соснин и Е. Ю. Сучков, "Электропластификация закаленной углеродистой стали," *Физ. мезомеханика*, № 6, С. 71-75, 2003.
- [95] О. А. Троицкий и М. М. Моисеенко, "К вопросу о скоростной зависимости электронно-пластического эффекта," *Известия АН СССР*, № 4, С. 38-43, 1984.
- [96] Л. М. Лобанов, Н. А. Пашин и О. Л. Миходуй, "Эффективность электродинамической обработки сварных соединений сплава АМг6 различной толщины," *Автоматическая сварка*, № 3, С. 12-16, 2012.
- [97] Л. М. Лобанов, Н. А. Пашин и А. Н. Тимошенко, "Влияние электродинамической обработки на долговечность сварных соединений алюминиевого сплава АМг6," *Проблемы прочности*, № 2, С. 30-35, 2017.
- [98] Л. М. Лобанов, Н. А. Пашин, В. В. Савицкий и О. Л. Миходуй, "Исследование остаточных напряжений в сварных соединениях

жаропрочного магниевого сплава МЛ 10 после электродинамической обработки," *Проблемы прочности*, № 6, С. 33-41, 2014.

- [99] Л. М. Лобанов, Н. А. Пашин, В. Ю. Скульский и В. П. Логинов, "Влияние электродинамической обработки на напряженно-деформированное состояние теплоустойчивых сталей," *Автоматическая сварка*, № 5, С. 11-15, 2006.
- [100] Л. М. Лобанов, Н. А. Пашин, В. П. Логинов и В. Н. Смиленко, "Влияние Электродинамической обработки на напряженное состояние сварных соединений стали Ст3," *Автоматическая сварка*, № 7, С. 10-12, 2007.
- [101] Л. М. Лобанов, Н. А. Пашин, В. П. Логинов и В. М. Скульский, "Влияние электродинамической обработки на напряженно-деформированное состояние теплоустойчивых сталей," *Автоматическая сварка*, № 5, С. 28-32, 2006.
- [102] Л. М. Лобанов, Н. А. Пашин и В. П. Логинов, "Влияние электроимпульсной обработки на остаточные формоизменения тонколистовых сварных конструкций," *Автоматическая сварка*, № 10, С. 10-15, 2007.
- [103] Л. М. Лобанов, Н. А. Пашин, А. Н. Тимошенко, О. Л. Миходуй и П. В. Гончаров, "Влияние предварительного деформирования и

электродинамической обработки на напряженное состояние кольцевых сварных соединений сплава АМг6," *Автоматическая сварка*, № 8, С. 3-7, 2013.

- [104] L. M. Lobanov, N. A. Pashchin, O. L. Mikhodui and J. A. Khokhlova, "Investigation of residual stress in welded joints of heat-resistant magnesium alloy ML10 after electro-dynamic treatment," *J. Magnes. Alloys*, vol. 4, no. 2, pp. 77-82, 2016.
- [105] L. M. Lobanov, N. A. Pashchin, O. L. Mikhodui and Y. M. Sidorenko, «Electric Pulse Component Effect on the Stress State of AMg6 Aluminium Alloy Welded Joints Under Electrodynamic Treatment,» *Strength of Materials*, vol. 50, no 2, pp. 246-253, 2018.
- [106] L. M. Lobanov, M. O. Pashchyn, O. L. Mikhodui, P. V. Goncharov, Y. M. Sydorenko and P. R. Ustymenko, "Modeling of stress-strain states of AMg6 alloy due to impact action of electrode-indenter in electrodynamic treatment," *The Paton Welding journal*, no. 6, pp. 2-11, 2021.
- [107] L. M. Lobanov, N. A. Pashchin, I. P. Kondratenko, Y. M. Sidorenko and P. R. Ustymenko, "Elektrodynamiczna obróbka elementów konstrukcji spawanych ze stopów aluminium i magnezu," *Biuletyn Instytutu spawalnictwa*, vol. 65, no. 2, pp. 16-25, 2021.

- [108] Л. М. Лобанов, Н. А. Пашин, В. Н. Логинов и В. И. Смиленко, "Изменение напряженно-деформированного состояния после электродинамической обработки сварных соединений алюминиевого сплава АМгб," *Автоматическая сварка*, № 6, С. 11-19, 2007.
- [109] Л. М. Лобанов, Н. А. Пашин, В. А. Ящук и О. Л. Миходуй, "Влияние электродинамической обработки на сопротивление разрушению алюминиевого сплава АМгб при циклическом нагружении," *Проблемы прочности*, № 3, С. 91-98, 2015.
- [110] Л. М. Лобанов, Н. А. Пашин, А. В. Черкашин, О. Л. Миходуй и И. П. Кондратенко, "Эффективность электродинамической обработки алюминиевого сплава АМгб и его сварных соединений," *Автоматическая сварка*, № 1, С. 3-7, 2012.
- [111] Л. М. Лобанов, Н. А. Пашин, А. Н. Тимошенко, О. Л. Миходуй, П. В. Гончаров и А. В. Черкашин, "Влияние параметров электродинамической обработки на остаточные напряжения сварных соединений сплава АМгб," *Автоматическая сварка*, № 4, С. 3-6, 2019.
- [112] Л. М. Лобанов, Н. А. Пашин, О. Л. Миходуй и Ю. М. Сидоренко, "Влияние электроимпульсной составляющей на напряженное состояние сварных соединений алюминиевого сплава АМгб при

электродинамической обработке," *Проблемы прочности*, № 2, С. 18-26, 2018.

- [113] М. О. Пашин," Метод электродинамічної обробки для регулювання напружено-деформованого стану зварних з'єднань," дисс. д-ра техн. наук, Ін-т електрозварювання ім. Є. О. Патона НАН України, Київ, 2018.
- [114] Л. М. Лобанов, Н. А. Пашин, В. П. Логинов, А. Г. Покляцкий и А. И. Бабуцкий, "Ремонт судокорпусных конструкций из алюминиевого сплава АМгб с применением электродинамической обработки," *Автоматическая сварка*, № 9, С. 39-41, 2010.
- [115] L. M. Lobanov, N. A. Pashchin and O. L. Mikhodui, "Repair of the AMg6 aluminum alloy welded structure by the electric processing method," *Weld Res. Appl.*, vol. 1, pp. 55-62, 2014.
- [116] Л. М. Лобанов, Н. А. Пашин, О. Л. Миходуй и Т. Г. Соломийчук, "Устранение местных деформаций типа "бухтина" путем электродинамической обработки," *Автоматическая сварка*, № 11, С. 3-9, 2014.
- [117] Л. М. Лобанов, Н. А. Пашин и О. Л. Миходуй, "Электродинамическая правка элементов тонколистовых сварных конструкций," *Автоматическая сварка*, № 9, С. 19-25, 2013.

- [118] Л. М. Лобанов, Н. А. Пашин, А. В. Черкашин, Г. И. Ткачук, В. В. Савицкий, О. Л. Миходуй, К. В. Шиян, В. К. Левчук, В. В. Жыгинас и А. П. Лященко, "Ремонтная сварка промежуточных корпусов авиадвигателей из жаропрочного магниевого сплава МЛ10 с применением электродинамической обработки," *Автоматическая сварка*, № 11, С. 31-36, 2012.
- [119] Л. М. Лобанов, Н. А. Пашин, О. Л. Миходуй, А. В. Черкашин, А. Н. Манченко, И. П. Кондратенко и А. В. Жильцов, "Эффективность различных схем электродинамической обработки сплава АМгб и его сварных соединений," *Автоматическая сварка*, № 12, С. 29-35, 2012.
- [120] Y. M. Sidorenko and P. S. Shlenskii, "On the assessment of stress-strain state of the load-bearing structural elements in the tubular explosion chamber," *Strength of Materials*, vol. 45, no 2, pp. 210-220, 2013.
- [121] Р. В. Кравчук, "Визначення механічних характеристик конструкційних сталей непрямыми методами," дис. канд. техн. наук, Інститут проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України, Київ, 2020.
- [122] *ДСТУ ISO 6361-2:2007 Алюміній і алюмінієві сплави здеформовні. Листи, штаби та плити. Частина 2. Механічні властивості (ISO 6361-2:1990, IDT).*



- [123] *ДСТУ ISO 6892-1:2019 Металеві матеріали. Випробування на розтяг. Частина 1. Метод випробування за кімнатної температури (ISO 6892-1:2016, IDT).*
- [124] "Марочник стали и сплавов", <http://www.splav-kharkov.com/>.
- [125] А. Ю. Муйземнек и А. А. Богач, *Математическое моделирование процессов удара и взрыва в программе LS-DYNA. Учеб. пособие.* Пенза: ПГУ, 2005.
- [126] А. В. Бабкин, В. И. Колпаков и В. Охитин, *Численные методы в задачах физики взрыва и удара*, т. 3, В. В. Селиванова. Ред., Москва: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2000.
- [127] Л. М. Лобанов, М. О. Пашин, О. Л. Миходуй, А. А. Гринюк, П. В. Гончаров, А. О. Альошин, Т. Г. Соломійчук, Ю. М. Сидоренко, П. Р. Устименко та Yao Yuhui, "Вплив форми електрода на напружено-деформований стан сплаву АМг6 при його електродинамічній обробці," *Автоматичне зварювання*, № 9, С. 5-11, 2022.
- [128] Л. М. Лобанов, М. О. Пашин, О. Л. Міходуй, П. В. Гончаров, Ю. М. Сидоренко та П. Р. Устименко, "Моделювання напружено-деформованих станів сплаву АМг6 внаслідок ударної дії електрода-індентора при електродинамічній обробці," *Автоматичне зварювання*, № 6, С. 3-12, 2021.

- [129] П. Р. Устименко, Ю. М. Сидоренко та М. О. Пашин, "Вплив форми електрода-ударника на напружено-деформований стан пластини після застосування динамічної складової електродинамічної обробки," в *Конференція ЗТД-2022 ІЕЗ ім. Є.О. Патона*, Київ, 2022.
- [130] P. R. Ustymenko, Y. M. Sydorenko, M. O. Pashchyn, O. L. Mikhodui and A. M. Babak, "Effect of the Impacting Electrode Shape on the Stress-Strain State of a Plate After Using the Dynamic Component of Electrodynamics Treatment," *Strength Mater.*, vol. 55, no. 3, pp. 525-533, 2023.
- [131] P. Ustymenko and Y. Sydorenko, "Influence Of The Shape Of The Impactor Electrode On The Stress-Strain State Of The Plate After Processing Of Dynamic Component Electro-Dynamics Treatment," in *Multidisciplinary scientific notes. Theory, history and practice. Proceedings of the VI International Scientific and Practical Conference*, Edmonton, Canada, 2022.
- [132] P. Ustymenko та Y. Sydorenko, "Mathematical Assessment Of The Influence Of The Use Of A Copper Substrate-Witness On The Stress-Strain State Of A Plate Processed By A Dynamic Component Of Electrodynamics Treatment," in *Modern and global methods of the development of scientific thought. Proceedings of the V International Scientific and Practical Conference.*, Florence, Italy. 2022.
- [133] Л. М. Лобанов, Н. А. Пашин и О. Л. Миходуй, "Влияние условий нагружения на сопротивление деформированию сплава АМгб при

електродинамічної обробці," *Проблеми прочності*, № 5, с. 15-26, 2012.

- [134] L. Lobanov, P. Ustymenko, Y. Sydorenko and M. Pashchin, "Progressive technologies of electrophysical treatment for regulation of stress-strain states of elements of welded structures," *Mech. Adv. Technol.*, vol. 7, no. 1, pp. 106-112, 2023.
- [135] L. M. Lobanov , M. O. Pashchyn , O. L. Mikhodui, Y. M. Sydorenko and P. R. Ustymenko, "Stress-Strain State of Welded Joints of AMg6 Alloy after Electrodynamic Treatment During Welding," *Strength of Materials*, vol. 54, no. 6, pp. 983-996, 2022.
- [136] Л. М. Лобанов, М. О. Пащин, О. Л. Міходуй, А. А. Гринюк, Є. В. Ілляшенко, П. В. Гончаров, В. В. Савицький, Ю. М. Сидоренко та П. Р. Устименко, "Розрахункова оцінка напружено-деформованих станів зварних з'єднань із алюмінієвого сплаву АМг61 під дією електродинамічної обробки металу шва в процесі зварювання плавленням," *Автоматичне зварювання*, № 7, С. 3-8, 2022.
- [137] Л. М. Лобанов, П. Р. Устименко, Ю. М. Сидоренко та М. О. Пащин, "Прогресивні технології електрофізичної обробки для регулювання напружено-деформованих станів елементів зварних конструкцій," в

*Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта. Матеріали XXIII міжнародної науково-технічної конференції, Київ, 2023.*

- [138] П. Р. Устименко, Ю. М. Сидоренко та М. О. Пашин, "Напружено-деформований стан пластини товщиною 4 мм зі сплаву АМгб від ударного впливу електрода-індентора в умовах підвищених температур," в *Матеріалах XXI Міжнародної науково-технічної конференції "Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта", Київ, 2020.*
- [139] М. О. Пашин, П. В. Гончаров, Н. Л. Тодорович, Ю. М. Сидоренко та П. Р. Устименко, «Розробка комбінованої технології бездеформаційного зварювання алюмінієвих сплавів на основі дії зовнішніх енергетичних впливів,» в *Матеріалах Міжнародної конференції "Інноваційні технології та інжиніринг у зварюванні PolyWeld-2021", Київ, 2021.*
- [140] L. M. Lobanov, M. O. Pashchyn, O. L. Mikhodui, P. V. Goncharov, Y. M. Sydorenko and P. R. Ustylenko, "Influence of the Accompanying Heating on the Efficiency of Electrodynamic Treatment of AMg6 Aluminum Alloy Welded Joints," *Strength of Materials*, vol. 53, pp. 222-226, 2021.
- [141] Л. М. Лобанов, М. О. Пашин, О. Л. Міходуй, П. В. Гончаров, А. В. Завдовєєв та П. Р. Устименко, "Електродинамічна обробка зварних з'єднань алюмінієвого сплаву АМгб в процесі нагріву металу шва," *Автоматичне зварювання*, № 4, С. 1-5, 2022.

- [142] Г. В. Степанов, А. И. Бабуцкий и И. А. Мамеев, "Нестационарное напряженно-деформированное состояние в длинном стержне, вызванное импульсами электрического тока высокой плотности," *Проблемы прочности*, № 4, С. 60-67, 2004.
- [143] И. Н. Фриляндер, *Алюминиевые сплавы: Структура и свойства полуфабрикатов из алюминиевых сплавов*. Москва: Металлургия, 1974.
- [144] Л. М. Лобанов, В. М. Коржик, М. О. Пашин, О. Л. Миходуй, А. А. Гринюк, Є. В. Ілляшенко, П. В. Гончаров та П. Р. Устименко, «Бездеформаційне зварювання TIG сплаву АМг6 із застосуванням електродинамічної обробки металу шва,» *Автоматичне зварювання*, № 8, С. 14-19, 2022.

## ДОДАТОК А

### Список публікацій здобувача за темою дисертації

1. Л. М. Лобанов, М. О. Пашин, О. Л. Міходуй, П. В. Гончаров, Ю. М. Сидоренко та **П. Р. Устименко**, "Моделювання напружено-деформованих станів сплаву АМГ6 внаслідок ударної дії електрода-індентора при електродинамічній обробці", Автоматичне зварювання, № 6, с. 3-12, 2021. [Електронний ресурс]. Доступно: <https://doi.org/10.37434/as2021.06.01> (Особистий внесок автора полягає у проведенні чисельних розрахунків та їх аналізі).
2. L. M. Lobanov, M. O. Pashchyn, O. L. Mikhodui, P. V. Goncharov, Y. M. Sydorenko and **P. R. Ustymenko**, "Influence of the Accompanying Heating on the Efficiency of Electrodynamics Treatment of AMg6 Aluminum Alloy Welded Joints", Strength Mater., vol. 53, no. 2, pp. 222–226, March. 2021. [Online]. Available: <https://doi.org/10.1007/s11223-021-00278-y> (Особистий внесок автора полягає у проведенні чисельних розрахунків та їх аналізі та участі у проведенні експерименту).
3. Л. М. Лобанов, М. О. Пашин, О. Л. Міходуй, П. В. Гончаров, А. В. Завдовєєв та **П. Р. Устименко**, "Електродинамічна обробка зварних з'єднань алюмінієвого сплаву АМГ6 в процесі нагріву металу шва", Автоматичне зварювання, № 4, с. 3-7, 2022. [Електронний ресурс]. Доступно: <https://doi.org/10.37434/as2022.04.01> (Особистий внесок автора полягає у проведенні чисельних розрахунків, їх аналізі та участі в проведенні експерименту).
4. Л. М. Лобанов, М. О. Пашин, О. Л. Міходуй, А. А. Гринюк, Є. В. Ілляшенко, П. В. Гончаров, В. В. Савицький, Ю. М. Сидоренко та **П. Р. Устименко**, "Розрахункова оцінка напружено-деформованих станів зварних з'єднань із алюмінієвого сплаву АМГб1 під дією електродинамічної обробки металу шва в процесі зварювання плавленням", Автоматичне зварювання, № 7, с. 3-8, 2022. [Електронний ресурс]. Доступно: <https://doi.org/10.37434/as2022.07.01> (Особистий внесок автора полягає у проведенні чисельних розрахунків та їх аналізі).

5. Л. М. Лобанов, В. М. Коржик, М. О. Пашин, О. Л. Миходуй, А. А. Гринюк, Є. В. Ілляшенко, П. В. Гончаров та **П. Р. Устименко**, "Бездеформаційне зварювання TIG сплаву АМгб із застосуванням електродинамічної обробки металу шва", *Автоматичне зварювання*, № 8, с. 14-19, 2022. [Електронний ресурс]. Доступно: <https://doi.org/10.37434/as2022.08.02> (Особистий внесок автора полягає у обробці експериментальних даних та порівнянні їх з розрахунковими).
6. Л. М. Лобанов, М. О. Пашин, О. Л. Миходуй, А. А. Гринюк, П. В. Гончаров, А. О. Альошин, Т. Г. Соломійчук, Ю. М. Сидоренко, **П. Р. Устименко** та Yuhui Yao, "Вплив форми електрода на напружено-деформований стан сплаву АМгб при його електродинамічній обробці", *Автоматичне зварювання*, № 9, с. 5-11, 2022. [Електронний ресурс]. Доступно: <https://doi.org/10.37434/as2022.09.01> (Особистий внесок автора полягає у проведенні чисельного розрахунку ударної взаємодії при електродинамічній обробці, аналізі та оформленні експериментальних даних щодо електродинамічної обробки та їх аналізі).
7. L. M. Lobanov, M. O. Pashchyn, O. L. Mikhodui, Y. M. Sydorenko and **P. R. Ustymenko**, "Stress-Strain State of Welded Joints of AMg6 Alloy after Electrodynamic Treatment During Welding", *Strength Mater.*, vol. 54, no. 6, pp. 983–996, Feb. 2023. [Online]. Available: <https://doi.org/10.1007/s11223-023-00474-y> (Особистий внесок автора полягає у проведенні чисельних розрахунків, їх аналізі та участі в проведенні експерименту).
8. L. M. Lobanov, **P. R. Ustymenko**, Yu. M. Sydorenko and M. O. Pashchyn, "Progressive technologies of electrophysical treatment for regulation of stress-strain states of elements of welded structures", *Mech. Adv. Technol.*, vol. 7, no. 1, pp. 106–112, 2023. [Online]. Available: <https://doi.org/10.20535/2521-1943.2023.7.1.277617> (Особистий внесок автора полягає у проведенні чисельного розрахунку ударної взаємодії при електродинамічній обробці, аналізі та оформленні експериментальних даних щодо електродинамічної обробки та їх аналізі).
9. **P. R. Ustymenko**, Y. M. Sydorenko, M. O. Pashchyn, O. L. Mikhodui and A. M. Babak, "Effect of the Impacting Electrode Shape on the Stress-Strain State of a Plate After Using the Dynamic Component of Electrodynamic Treatment", *Strength Mater.*, vol.

55, no. 3, pp. 525–533, Jule. 2023. [Online]. Available: <https://doi.org/10.1007/s11223-023-00545-0> (*Особистий внесок автора полягає у проведенні чисельного розрахунку та його аналізі*).

10. **П. Р. Устименко**, Ю. М. Сидоренко та М. О. Пашин, "Напружено-деформований стан пластини товщиною 4 мм зі сплаву АМгб від ударного впливу електрода-індентора в умовах підвищених температур", у «Прогрес. техніка, технологія та інж. освіта», Київ, Україна, 6–9 жовт. 2020. Київ: НТУУ "КПІ ім. Ігоря Сікорського", 2020, с. 80–83 (*Особистий внесок автора полягає у проведенні чисельних розрахунків та їх аналізі*).

11. М. О. Пашин, П. В. Гончаров, Н. Л. Тодорович, Ю. М. Сидоренко та **П. Р. Устименко**, "Розробка комбінованої технології бездеформаційного зварювання алюмінієвих сплавів на основі дії зовнішніх енергетичних впливів", у «Інновац. технології та інжиніринг у зварюванні», Київ, Україна, 27–28 трав. 2021. Київ: НТУУ "КПІ ім. Ігоря Сікорського", 2021, с. 98–101. (*Особистий внесок автора полягає у описі математичної моделі для прогнозування електродинамічної обробки*).

12. **П. Р. Устименко**, "Чисельне моделювання електродинамічної обробки зварного шва як метод визначення залишкових напружень", у НТКП ВНТУ-2022, Вінниця, Україна, 31 трав. 2022. Вінниця: ВНТУ, 2022, с. 2532–2534.

13. **P. Ustymenko** and Y. Sudorenko, "Mathematical Assessment Of The Influence Of The Use Of A Copper Substrate-Witness On The Stress-Straine State Of A Plate Processed By A Dynamic Component Of Electrodynamic Treatment", in Modern global methods develop. scientific thought, Florence, Italy, 25–28 Oct. 2022, pp. 584–586. [Online]. Available: <https://doi.org/10.46299/ISG.2022.2.5> (*Особистий внесок автора полягає у проведенні чисельних розрахунків та їх аналізі*).

14. **P. Ustymenko** and Y. Sydorenko, "Influence Of The Shape Of The Impactor Electrode On The Stress-Strain State Of The Plate After Processing Of Dynamic Component Electro-Dynamic Treatment", in Multidisciplinary scientific notes. Theory, hist. pract., Edmonton, Canada, 1–4 Nov. 2022, pp. 670–673. [Online]. Available: <https://doi.org/10.46299/ISG.2022.2.6> (*Особистий внесок автора полягає у проведенні чисельних розрахунків та їх аналізі*).





15. **П. Р. Устименко**, Ю. М. Сидоренко та М. О. Пашин, "Вплив форми електрода-ударника на напружено-деформований стан пластини після застосування динамічної складової електродинамічної обробки", у Конф. ЗТД-2022 ІЕЗ ім. Є.О. Патона, Київ, Україна, 17 листоп. 2022. Київ: Інститут електрозварювання ім. Є.О. Патона, 2022, с. 60. *(Особистий внесок автора полягає у проведенні чисельних розрахунків та їх аналізі).*

16. Л. М. Лобанов, **П. Р. Устименко**, Ю. М. Сидоренко та М. О. Пашин, "Прогресивні технології електрофізичної обробки для регулювання напружено-деформованих станів елементів зварних конструкцій", у Прогрес. техніка, технологія та інж. освіта, Київ, Україна, 1 черв. 2023. Київ: НТУУ "КПІ ім. Ігоря Сікорського", 2023, с. 16–22. *(Особистий внесок автора полягає у проведенні чисельних розрахунків та їх аналізі).*

## ДОДАТОК Б

### ЗАТВЕРДЖУЮ

Директор Інституту електрозварювання  
ім. Є.О. Патона НАН України  
академік НАН України, д.т.н., проф.  
 Ігор КРІВЦУН  
«» 2023 р.  
АКТ

впровадження результатів дисертаційної роботи  
Устименка Павла Романовича, виконаної на тему: «Напружено-деформований  
стан зварних з'єднань за електродинамічної обробки»

Даний акт складено про те, що результати отримані Устименком Павлом Романовичем методом скінченно-елементного моделювання та описані ним у своїй дисертаційній роботі *«Напружено-деформований стан зварних з'єднань за електродинамічної обробки»*, зокрема оцінка впливу параметрів технологічного процесу електродинамічної обробки модельного стикового зварного з'єднання на його напружено-деформований стан (НДС) таких як: початкова швидкість електрода-ударника, форма електрода-ударника (циліндрична зі округленою торцевою поверхнею та у формі прямої чотирикутної призми зі округленою боковою поверхнею), вплив на НДС зварного з'єднання використання мідної підкладки-посередника, а також отримані автором дисертаційної роботи розрахункові та експериментальні дані про вплив температури на НДС зварних з'єднань за електродинамічної обробки (ЕДО) було використано Інститутом електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України для вибору оптимальних режимів проведення ЕДО зварних з'єднань з алюмінієвих сплавів та розробки відповідних регламентів цього технологічного процесу.

Головний науковий співробітник відділу  
оптимізації зварних конструкцій нової техніки  
академік НАН України,  
д.т.н., проф.



Леонід ЛОБАНОВ

Учений секретар, к.т.н.

Ілля КЛОЧКОВ

ЗАТВЕРДЖУЮ

Голова Правління

АТ «Компанія авіаційного та  
ракето-технічного машинобудування»

Володимир ЗІМІН

2023 року



**впровадження результатів дисертаційної роботи**

Устименка Павла Романовича, виконаної на тему:

"Напружено-деформований стан зварних з'єднань  
за електродинамічної обробки"

Цей акт складено про те, що результати дисертаційної роботи Устименка Павла Романовича "НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНИЙ СТАН ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ ЗА ЕЛЕКТРОДИНАМІЧНОЇ ОБРОБКИ", а саме: результати математичного моделювання процесу ударної обробки попередньо розтягнутих пластин, виготовлених зі сплаву АМгб, в умовах попереднього розтягу та в умовах дії підвищених температур використовувалися АТ "Компанія авіаційного та ракето-технічного машинобудування" при проектуванні та виробництві зварних з'єднань та конструкцій з алюмінієвих сплавів, а розроблений автором дисертаційної роботи метод визначення напружено-деформованого стану зварних з'єднань, що формується при застосуванні динамічної складової електродинамічної обробки, було використано для оцінки ефективності регулювання рівня залишкових напружень зварних з'єднань нових зразків ракетного озброєння з метою підвищення їх міцності та ресурсу.

Директор з виробництва

Руслан КУЧИНСЬКИЙ

Головний конструктор  
КБ АБ та ПЗУ

Олександр ТИМОШКО