

НАЦІОНАЛЬНА АКАДЕМІЯ НАУК УКРАЇНИ  
ІНСТИТУТ ЕЛЕКТРОЗВАРЮВАННЯ ім. Є.О. ПАТОНА  
НАЦІОНАЛЬНА АКАДЕМІЯ НАУК УКРАЇНИ  
ІНСТИТУТ ЕЛЕКТРОЗВАРЮВАННЯ ім. Є.О. ПАТОНА

Кваліфікаційна наукова  
праця на правах рукопису  
УДК [621.791.1+539.373]:669.018.62

ЦАРИК БОГДАН РОМАНОВИЧ

**ДИСЕРТАЦІЯ**

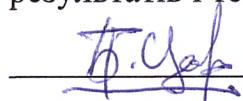
**ЗАЛИШКОВІ НАПРУЖЕННЯ ТА ДЕФОРМАЦІЇ ЗВАРНИХ  
З'ЄДНАНЬ І КОНСТРУКЦІЙ ІЗ АЛЮМІНІЄВИХ СПЛАВІВ ПРИ  
ЗВАРЮВАНІ ТЕРТЯМ З ПЕРЕМІШУВАННЯМ**

Спеціальність – 132 Матеріалознавство

Галузь знань 13 Механічна інженерія

Подається на здобуття наукового ступеня доктора філософії

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



Б. Р. Царик

Науковий керівник: Махненко Олег Володимирович

Д.Т.Н., С.Н.С.

Київ 2025

## АНОТАЦІЯ

*Царик Б.Р. «Залишкові напруження та деформації зварних з'єднань і конструкцій із алюмінієвих сплавів при зварюванні тертям з перемішуванням».* – Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису. Дисертація подана на здобуття наукового ступеня доктора філософії за спеціальністю 132 – «Матеріалознавство» (13 – Механічна інженерія). – Інститут електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України, Київ, 2025.

Зварювання тертям з перемішуванням (ЗТП) – відносно новий процес зварювання, який вже отримав досить широке застосування для виконання з'єднань конструкцій в авіакосмічній галузі, транспортному та суднобудуванні, в інших галузях промисловості. Хоча ЗТП вимагає використання складного обладнання, цей процес в порівнянні з традиційними дуговими процесами зварювання більш безпечний для навколишнього середовища, оскільки не потребує використання захисних газів, а також не ініціює негативне для здоров'я електромагнітне випромінювання та виключає розповсюдження пилу та аерозолів, а також вважається, що при ЗТП менше нагрівається металу з'єднання, оскільки зварювання відбувається в твердій фазі, та відповідно забезпечується суттєве зниження рівня залишкових напружень і деформацій.

Хоча вже є технології використання ЗТП для конструкційних сталей, в основному, цей процес зварювання поширений для з'єднання елементів з легких алюмінієвих сплавів. Для прогнозування точності, міцності і ресурсу зварних конструкцій, виконаних за допомогою ЗТП, необхідна інформація стосовно залишкових напружень і деформацій, а також механічних властивостей матеріалу в зоні зварного з'єднання. Але існуюча інформація щодо рівня залишкових напружень і деформацій при ЗТП алюмінієвих сплавів дуже суперечлива, а методи розрахункового прогнозування температурних розподілів, механічних властивостей, тимчасового і залишкового напружено-деформованого стану зварених процесом ЗТП конструкцій дуже різноманітні.

*Актуальність проблеми:* визначення механічних властивостей та напружено-деформованого стану зварних з'єднань і конструкцій із алюмінієвих сплавів, виготовлених за технологією ЗТП, недостатньо досліджене.

*Метою дослідження* є визначення механічних властивостей з урахуванням ефекту знеміцнення матеріалу та залишкового напружено-деформованого стану зварних з'єднань із алюмінієвих сплавів, виконаних зварюванням тертям з перемішування, та математичне моделювання методом функції усадки загальних зварювальних деформацій великогабаритних конструкцій циліндричних ємностей аеро-космічного призначення з великою кількістю з'єднань за технологією ЗТП.

*Об'єктом дослідження* є теплові і термодеоформаційні процеси в алюмінієвих сплавах при зварюванні тертям з перемішуванням.

У *першому розділі* робота містить результати проведеного аналітичного огляду сучасного стану проблеми математичного моделювання визначення температурних полів і формування зварних з'єднань при зварюванні тертям з перемішуванням. Зроблений огляд існуючих математичних моделей та основних їх особливостей і параметрів для прогнозування напружено-деформованого стану, а також проаналізовано експериментальні данні вимірювання залишкових напружень і деформацій при ЗТП алюмінієвих сплавів.

У *другому розділі* представлено технологію зварювання тертям з перемішуванням дослідних зразків з термозміцненого алюмінієвого сплаву 2219-T81 аеро-космічного призначення, надані результати проведених випробувань зразків для визначення механічних властивостей матеріалу та результатів вимірювання залишкових напружень зварного з'єднання з алюмінієвого сплаву 2219-T81.

У *третьому розділі* надано опис розробленої математичної моделі визначення зварювальних напружень і деформацій в з'єднаннях, виконаних зварюванням тертям перемішуванням, на основі загального методу

термопластичності і методу скінчених елементів. Впроваджено модель знеміцнення алюмінієвого сплаву 2219-T81 при зварювальному нагріві, що суттєво впливає на точність визначення залишкових напружень і деформацій. Отримано результати математичного моделювання залишкових зварювальних напружень і пластичних деформацій з'єднань з алюмінієвого сплаву 2219-T81, виконаних ЗТП, проведені процедури верифікації і валідації розробленої математичної моделі за результатами експериментального вимірювання залишкових напружень. Зроблено порівняння результатів математичного моделювання залишкового напружено-деформованого стану з'єднань з алюмінієвого сплаву АМг6 при ЗТП з дуговими процесами зварювання.

У четвертому розділі розроблена методологія моделювання зварних залишкових напружень і деформацій великогабаритних циліндричних ємностей за методом функції усадки. Виконано дослідження можливості отримання параметрів функції усадки (пластичних деформацій) та розподілів залишкових напружень для кільцевих і повздовжніх стикових зварних з'єднань великогабаритної циліндричної оболонки на спрощених моделях обмеженого розміру методами термопластичності. Проведено верифікацію і валідацію математичної моделі визначення зварювальних деформацій для великогабаритних циліндричних ємностей із алюмінієвого сплаву. Зроблено порівняння результатів математичного моделювання загальних деформацій великогабаритних циліндричних ємностей із алюмінієвого сплаву при використанні ЗТП і дугового зварювання.

**Ключові слова:** зварюванні тертям з перемішуванням, алюмінієвий сплав, пластичні деформації, залишкові напруження, знеміцнення матеріалу, математичне моделювання.

## ABSTRACT

***Tsaryk B. R. " Residual stresses and deformations of welded joints and structures made of aluminum alloys at friction stir welding"*** – Qualifying scientific work on manuscript rights. Dissertation for obtaining the scientific degree of submitted Doctor of Philosophy in specialty 132 - "Materials Science" (13 - Mechanical Engineering). - E.O. Paton Electric Welding Institute of the National Academy of Sciences of Ukraine, Kyiv, 2025.

Friction stir welding (FSW) is a relatively new welding process that has already been widely used to make structural joints in the aerospace industry, transportation and shipbuilding, and other industries. Although the process requires the use of sophisticated equipment, it is safer for the environment than traditional arc welding processes, as it does not require the use of shielding gases, does not initiate electromagnetic radiation that is harmful to health and eliminates the spread of dust and aerosols, and is believed to heat the joint metal less, as welding takes place in the solid phase, and therefore significantly reduces residual stresses and deformations.

Although there are already technologies for using FSW for structural steels, this welding process is mainly used to join lightweight aluminum alloy components. To predict the accuracy, strength, and service life of welded structures made using FSW, information on residual stresses and strains, as well as the mechanical properties of the material in the welded joint zone, is required. However, the existing information on the level of residual stresses and strains during the FSW of aluminum alloys is very controversial, and the methods for calculating the temperature distributions, mechanical properties, temporary and residual stress-strain state of structures welded by the FSW process are very diverse.

*The relevance of the problem:* to determine the mechanical properties and stress-strain state of welded joints and structures made of aluminum alloys using the FSW technology.

*The purpose* of the investigate is to determine the mechanical properties, taking into account the effect of material weakening and the stress-strain state of welded joints made of aluminum alloys by friction stir welding (FSW), and to mathematically model the total welding deformations of large-sized structures with a large number of joints using FSW technology using the method of shrinkage function.

*The object* of study is thermal and thermo-deformation processes during friction stir welding in aluminum alloys.

*In the first section*, the work contains the results of an analytical review of the state of the art of mathematical modeling of determining temperature fields and forming welded joints in friction stir welding. A review of mathematical models and identification of their main features and parameters for obtaining the stress-strain state during FSW of aluminum alloys was made, and experimental data for measuring residual stresses and strains were analyzed.

*The second section* describes the technology of friction stir welding of prototypes made of aluminum alloy 2219-T81, determination of mechanical and thermophysical properties of the material, and obtaining the results of measuring residual stresses of the welded joint made of aluminum alloy 2219-T81.

*In the third section*, a mathematical model for determining welding stresses and strains in joints made by friction stir welding based on the thermoplasticity method was developed. The results of mathematical modeling of the residual stress-strain state of AMg6 aluminum alloy joints at FSW with arc welding processes were compared. A model of the weakening of aluminum alloy 2219-T81 during welding heating was introduced, which significantly affects the determination of residual stresses and strains. The results of mathematical modeling of the welding stress-strain state of joints made of aluminum alloy 2219-T81, made by FSW, were obtained.

*Chapter fourth* develops a methodology for modeling welded residual stresses and strains in large cylindrical tanks. A mathematical model for predicting residual welding stresses and strains using the method of the shrinkage

function was obtained. The possibility of obtaining the parameters of the shrinkage function and residual stress distributions for welded joints of a large cylindrical shell on simplified models of limited size by thermoplasticity methods was investigated. Verification and validation of the mathematical model for determining welding deformations for large-sized cylindrical aluminum alloy tanks using the FSW were carried out. The results of mathematical modeling of the total deformations of large-sized cylindrical aluminum alloy tanks using FSW and arc welding were compared.

**Key words:** friction stir welding, aluminum alloy, residual deformations, residual stresses, mathematical modeling.

## ЗМІСТ

Умовні скорочення.....	11
Умовні позначення.....	12
ВСТУП.....	14
1. РОЗДІЛ 1. ОГЛЯД СТАНУ ПРОБЛЕМИ МАТЕМАТИЧНОГО МОДЕЛЮВАННЯ ЗВАРЮВАННЯ ТЕРТЯМ З ПЕРЕМІШУВАННЯМ АЛЮМІНІЄВИХ СПЛАВІВ.....	19
1.1. Аналітичний огляд існуючих математичних моделей визначення температурних розподілів і формування зварних з'єднань при ЗТП .....	19
1.2. Огляд математичних моделей визначення залишкових напружень і деформацій при ЗТП алюмінієвих сплавів .....	36
1.3. Експериментальні вимірювання залишкових напружень і деформацій при ЗТП .....	52
1.4 Висновки до розділу 1.....	62
1.5 Мета і задачі досліджень.....	64
2. РОЗДІЛ 2. ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ МЕХАНІЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ І ЗАЛИШКОВИХ НАПРУЖЕНЬ НА ЗРАЗКАХ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ, ВИКОНАНИХ ЗВАРЮВАННЯМ ТЕРТЯМ З ПЕРЕМІШУВАННЯ.....	65
2.1. Технологія зварювання тертям з перемішуванням дослідних зразків з алюмінієвого сплаву 2219-T81.....	65
2.2. Механічні та теплофізичні властивості матеріалу зварного з'єднання з алюмінієвого сплаву 2219-T81.....	68
2.3. Результати вимірювання залишкових напружень в зварному з'єднанні з алюмінієвого сплаву 2219-T81.....	76

2.4	Висновки до розділу 2.....	76
3.	РОЗДІЛ 3. МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ З'ЄДНАНЬ ІЗ АЛЮМІНІЄВИХ СПЛАВІВ, ВИКОНАНИХ ЗВАРЮВАННЯМ ТЕРТЯМ З ПЕРЕМІЩУВАННЯМ.....	84
3.1.	Розробка математичної моделі визначення зварювальних напружень і деформацій в з'єднаннях, виконаних ЗТП, на основі загального методу термопластичності.....	84
3.2.	Порівняння результатів математичного моделювання залишкового напружено-деформованого стану з'єднань з алюмінієвого сплаву АМг6 при ЗТП з дуговими процесами зварювання .....	90
3.3.	Модель знеміцнення алюмінієвого сплаву 2219-T81 при зварювальному нагріві.....	97
3.4.	Результати математичного моделювання зварювального напружено-деформованого стану з'єднань з алюмінієвого сплаву 2219-T81, виконаних ЗТП.....	100
3.5	Висновки до розділу 3.....	103
4.	РОЗДІЛ 4. МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ МЕТОДОМ ФУНКЦІЇ УСАДКИ ЗАГАЛЬНИХ ДЕФОРМАЦІЙ ВЕЛИКОГАБАРИТНИХ ЄМНОСТЕЙ З ВЕЛИКОЮ КІЛЬКІСТЮ З'ЄДНАНЬ, ВИКОНАНИХ ЗВАРЮВАННЯМ ТЕРТЯМ З ПЕРЕМІЩУВАННЯМ.....	105
4.1.	Методологія моделювання зварних залишкових напружень і деформацій великогабаритних циліндричних ємностей.....	105
4.2.	Математична модель прогнозування залишкових зварювальних напружень і деформацій за методом функції усадки.....	109

4.3.	Дослідження можливості отримання параметрів функції усадки та розподілів залишкових напружень для зварних з'єднань великогабаритної циліндричної оболонки на спрощених моделях обмеженого розміру методами термопластичності.....	117
4.4.	Верифікація і валідація математичної моделі визначення зварювальних деформацій для великогабаритних циліндричних ємностей із алюмінієвого сплаву при використанні ЗТП.....	124
4.5.	Порівняння результатів математичного моделювання загальних деформацій великогабаритних циліндричних ємностей із алюмінієвого сплаву при використанні ЗТП і дугового зварювання .....	139
4.6	Висновки до розділу 4.....	145
ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ.....		148
ЛІТЕРАТУРА.....		151

### Умовні скорочення

ДЗ	—	дугове зварювання
ЗЗН	—	залишкові зварювальні напруження
ЗТВ	—	зона термічного впливу
ЗТМВ	—	зона термо-механічного впливу
ЗТП	—	зварювання з тертям з перемішуванням
МСЕ	—	метод скінчених елементів
НДС	—	напружено-деформований стан
ОМ	—	основний матеріал
СЕ	—	скінчено-елементний

### Умовні позначення

$\sigma_{0,2}^*$	—	умовна межа текучості
$\sigma_n^*$	—	границя пропорційності
$\sigma_B$	—	тимчасовий опір
$\sigma_T(T)$	—	межа плинності матеріалу при температурі $T$
$\sigma_{ij}$	—	тензор напружень
$\sigma_i$	—	інтенсивність напружень
$\sigma$	—	кульовий тензор
$\varepsilon_n^*$	—	деформації пластичної течії
$E^*$	—	Модуль Юнга
$\varepsilon_n$	—	істинні деформації пластичної течії
$E$	—	істинний модуль Юнга $E$
$\sigma_{0,2}$	—	істинна умовна границя текучості
$\sigma_n$	—	істинна границя пропорційності
$\rho$	—	щільність матеріалу
$c$	—	питома теплоємність
$\lambda$	—	коефіцієнт теплопровідності
$T_{liq}$	—	температура плавлення
$T_{out}$	—	температура довколишнього середовища
$q$	—	тепловий потік
$h$	—	коефіцієнт теплопередачі з поверхні при конвекційному теплообміні
$v_w$	—	лінійна швидкість зварювання
$\omega_w$	—	швидкість обертання робочого інструменту
$P_n$	—	нормальне зусилля в точці контакту
$r$	—	відстань розглянутої точки контакту від осі обертання робочого інструменту
$\mu$	—	коефіцієнт тертя
$Rl$	—	радіус штиря

$R2$	—	радіус плеча
$\delta$	—	товщина елементів, що зварюються
$\beta$	—	кут нахилу плеча
$Ux, Uy, Uz$	—	переміщення по x, y, z
$\varepsilon_{ij}$	—	тензор деформацій
$\varepsilon_{ij}^e$	—	тензор пружних деформацій
$\varepsilon_{ij}^p$	—	тензор пластичних деформацій
$\delta_{ij}$	—	символ Кронекера
$G$	—	модуль зсуву
$K$	—	податливість об'ємного стиснення
$\varphi$	—	функція вільних відносних подовжень
$d\varepsilon_{ij}^p$	—	прирощення тензора $\varepsilon_{ij}^p$
$d\theta$	—	скалярна функція, яка визначається умовами течії
$\psi$	—	функція стану матеріалу в точці
$b_{ij}$	—	тензорна функція додаткових деформацій

## **ВСТУП**

### **Актуальність теми.**

Зварювання тертям з перемішуванням (ЗТП) – відносно новий процес зварювання, який вже отримав досить широке застосування для виконання з'єднань конструкцій в авіакосмічній галузі, транспортному та суднобудуванні, в інших галузях промисловості. Хоча ЗТП вимагає використання складного обладнання, цей процес в порівнянні з традиційними дуговими процесами зварювання більш безпечний для навколишнього середовища, оскільки не потребує використання захисних газів, а також не ініціює негативне для здоров'я електромагнітне випромінювання та виключає розповсюдження пилу та аерозолів, які сприяють хворобам легенів, а також вважається, що ЗТП забезпечує менший нагрів металу з'єднання, оскільки зварювання відбувається в твердій фазі, та суттєве зниження рівня залишкових напружень і деформацій.

Хоча вже є технології використання ЗТП для конструкційних сталей, в основному, цей процес зварювання поширений для з'єднання елементів з легких алюмінієвих сплавів. Для прогнозування точності, міцності і ресурсу зварних конструкцій, виконаних за допомогою ЗТП, необхідна інформація стосовно залишкових напружень і деформацій, а також механічних властивостей матеріалу в зоні зварного з'єднання. Але існуюча інформація щодо рівня залишкових напружень і деформацій при ЗТП алюмінієвих сплавів дуже суперечлива, а методи розрахункового визначення (прогнозування) температурних розподілів, механічних властивостей, тимчасового і залишкового напружено-деформованого стану зварених ЗТП конструкцій дуже різноманітні.

Таким чином, визначення механічних властивостей та напружено-деформованого стану зварних з'єднань і конструкцій із алюмінієвих сплавів, виготовлених за технологією ЗТП, є вкрай актуальною проблемою сучасного зварювального виробництва.

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

Результати дисертаційної роботи пов'язані з такими науковими програмами:

1. Відомча, відомче замовлення НАН України. Наукова робота 1.6.2.34.5 (34/5) «Розробка нового покоління математичних моделей, розрахункових алгоритмів і комп'ютерних програм для експертного аналізу напружено-деформованого стану, міцності та роботоздатності великогабаритних зварних конструкцій об'єктів енергетики, авіакосмічної техніки та транспорту» (2019-2021 рр.)
2. Наукові і науково-технічні (експериментальні) роботи за пріоритетним напрямом. Наукова робота 1.6.34.37 (34/37) «Розрахунок параметрів напружено-деформованого стану конструктивних елементів ракетно-космічної техніки у вигляді циліндричних оболонок складної геометрії та неоднорідної структури за статичних і динамічних навантажень. Розділ 2. Розрахунок кінетики температурного, структурного, напружено-деформованого стану при зварюванні оболонкових конструкцій ракетно-космічної техніки» (2023-2024 рр.)

### **Мета дослідження:**

Визначення механічних властивостей з урахуванням ефекту знеміцнення матеріалу та напружено-деформованого стану зварних з'єднань із алюмінієвих сплавів, виконаних зварюванням тертям з перемішуванням (ЗТП), та математичне моделювання методом функції усадки загальних зварювальних деформацій великогабаритних конструкцій з великою кількістю з'єднань за технологією ЗТП.

### **Об'єкт дослідження:**

Теплові і термодформаційні процеси при зварюванні тертям з перемішуванням в алюмінієвих сплавах.

### **Предмет дослідження:**

Залишкові напруження і деформації стикових з'єднань, виконаних зварюванням тертям з перемішуванням, елементів із термозміцненого алюмінієвого сплаву А2219-Т81 та загальні зварювальні деформації великогабаритних конструкцій з великою кількістю зварних з'єднань.

### **Методи дослідження:**

Чисельні методи скінченно-елементного моделювання напружено-деформованого стану зварних з'єднань зі застосуванням підходів вирішення задач нестационарної теплопровідності і загального методу термопластичності, а також наближеного методу функції усадки для визначення в межах теорії пружності загальних зварювальних деформацій великогабаритних конструкцій з великою кількістю зварних з'єднань. Експериментальні методи визначення залишкових напружень в стикових зварних з'єднаннях: руйнівний метод розрізки з вимірюванням пружних деформацій і напів-руйнівний метод голографічної спеклінтерферометрії. Експериментальний метод визначення механічних властивостей матеріалу.

### **Наукова новизна отриманих результатів:**

1. Визначені основні фактори, які впливають на точність розрахункового визначення залишкових напружень і деформацій при ЗТП. Результатами розрахункових і експериментальних досліджень доведено, що ефект знеміцнення матеріалу алюмінієвого сплаву 2219-Т81 внаслідок впливу термічного циклу зварювання суттєво впливає на розподіл залишкових напружень. Не врахування знеміцнення матеріалу призводить до суттєвого збільшення (більш ніж на 30%) розрахункових максимальних повздовжніх залишкових напружень.

2. Отримані за допомогою розробленої математичної моделі розрахункові результати при зварюванні пластин товщиною 8 мм зі сплаву АМг6 і 2219-Т81 показали, що при ЗТП алюмінієвих сплавів утворюються досить високі залишкові напруження, до межі текучості матеріалу у

відпаленому стані, а залишкові деформації можуть мати нижчий рівень, ніж при традиційних дугових способах зварювання. А саме, поздовжня компонента залишкових пластичних деформацій при ЗТП за величиною в 1,5-2 рази нижче і розподілена в більш вузькій зоні, ніж при дуговому зварюванні. Поперечна компонента залишкових пластичних деформацій при ЗТП за величиною також в 2-3 рази нижче, ніж при дуговому зварюванні.

### **Практичне значимість отриманих результатів.**

Вдосконалена методика і математична модель розрахункового визначення залишкових напружень і деформацій при ЗТП алюмінієвих сплавів, а саме:

- розроблена математична модель, основними особливостями якої являються тепловиділення від тертя робочого інструменту відносно матеріалу з'єднання, специфічні для ЗТП умови жорсткого закріплення елементів з'єднання, послідовне простеження за часом термодформаційних процесів в матеріалі з'єднання від початку нагріву до повного охолодження;
- розроблено програмне забезпечення, яке може ефективно використовуватися для оперативного розрахункового визначення залишкових напружень та деформацій в зоні зварних з'єднань, виконаних ЗТП, з метою оцінки міцності зварних з'єднань при експлуатації або прогнозування загальних зварювальних деформацій великогабаритних конструкцій з великою кількістю зварних з'єднань.
- проведено порівняння результатів математичного моделювання зварювальних деформацій великогабаритної циліндричної ємності (діаметр 3200 мм, загальна довжина 12 000 мм, товщина стінки 10 мм) із алюмінієвого сплаву 2219-T81 при використанні процесу ЗТП і більш традиційного дугового зварювання показало, що використання ЗТП при монтажному зварюванні великогабаритної циліндричної

ємності із алюмінієвого сплаву дозволяє значно (в 2-3 рази) знизити рівень залишкових деформацій.

### **Особистий вклад здобувача.**

В роботах, опублікованих в співавторстві, дисертанту належить участь у постановці задач, розробці математичних моделей та тестуванні розрахункових алгоритмів, аналізі отриманих результатів та формуванні висновків.

### **Апробація результатів дисертації.**

Результати дисертаційної роботи були апробовані на:

- Young professional international conference on welding and related technologies (Kyiv 2021)
- IV міжнародна конференція «Інновація технології та інжинірингу у зварюванні і споріднених процесах PolyWeld 2023» (Київ 2023);
- I міжнародна науково-технічна конференція «Прикладна механіка» (Тернопіль 2024);
- XIV міжнародна конференція «Комплексне забезпечення якості технологічних процесів та систем» (Чернігів 2024);

### **Публікації.**

За матеріалами дисертації підготовлено 8 наукових робіт, з яких 4 публікації [31, 36, 44, 47] – в спеціалізованих наукових журналах, та 4 публікації [37, 45, 46, 48] – в збірниках доповідей міжнародних наукових конференцій, 1 публікація [44] внесена до наукометричної бази SCOPUS.

### **Структура та обсяг дисертації.**

Дисертаційна робота складається зі вступу, 4 розділів, загальних висновків, списку використаної літератури. Обсяг основного тексту складає 156 сторінки машинописного тексту, містить 110 малюнки, 13 таблиць, список літератури із 50 найменувань.

## РОЗДІЛ 1.ОГЛЯД СТАНУ ПРОБЛЕМИ МАТЕМАТИЧНОГО МОДЕЛЮВАННЯ ЗВАРЮВАННЯ ТЕРТЯМ З ПЕРЕМІШУВАННЯМ АЛЮМІНІЄВИХ СПЛАВІВ

### **1.1. Аналітичний огляд існуючих математичних моделей визначення температурних розподілів і формування зварних з'єднань при ЗТП**

Процес зварювання тертям з перемішуванням (ЗТП) характеризується досить складним механізмом формування зварного з'єднання, який об'єднує фізичні процеси нагріву, механічного перемішування і деформування матеріалу за рахунок силової дії і тертя робочого інструменту відносно поверхні елементів зварного з'єднання. Для математичного моделювання ЗТП розроблено багато розрахункових підходів, які в різній мірі спрощення описують фізичні процеси формування зварного з'єднання.

В статті [1] розглядається моделювання крутного моменту та температури при ЗТП для різноманітних серій алюмінієвих сплавів, а саме: AA2xxx, AA5xxx, AA6xxx, AA7xxx.

Використовувалась скінченно-елементна (СЕ) модель, яка включає робочий інструмент, зону перемішування та частину зразка зварного з'єднання (Рис. 1.1) [1]. Інструмент змодельований Лагранжевим методом, зразок – Ейлеревим, зона перемішування Лагранжевим/Ейлеревим (ALE).

Треба зазначити, що довільне Лагранжеве/Ейлереве формулювання (Arbitrary Lagrangian-Eulerian – (ALE)) - це СЕ формулювання задачі тепломасообміну, в якому обчислювана система може бути закріпленою в просторі, і рух частинок матеріалу здійснюється відносно вбудованої СЕ сітки, наприклад, як Ейлереве скінченно-елементне формулювання, або СЕ сітка може бути прив'язана до рухомого інструменту, як у Лагранжевому СЕ формулюванні, або також переміщуватись довільним способом як це показано на Рис. 1.2.

СЕ моделювання на основі ALE може усунути недоліки, які є в СЕ моделюванні на основі тільки Ейлера та Лагранжа. Наприклад ALE може відтворити значні деформації СЕ сітки, які не може вдало відтворити метод

Лагранжа, а також показати точну границю розділу між матеріалами, яку не може показати метод Ейлера [2].

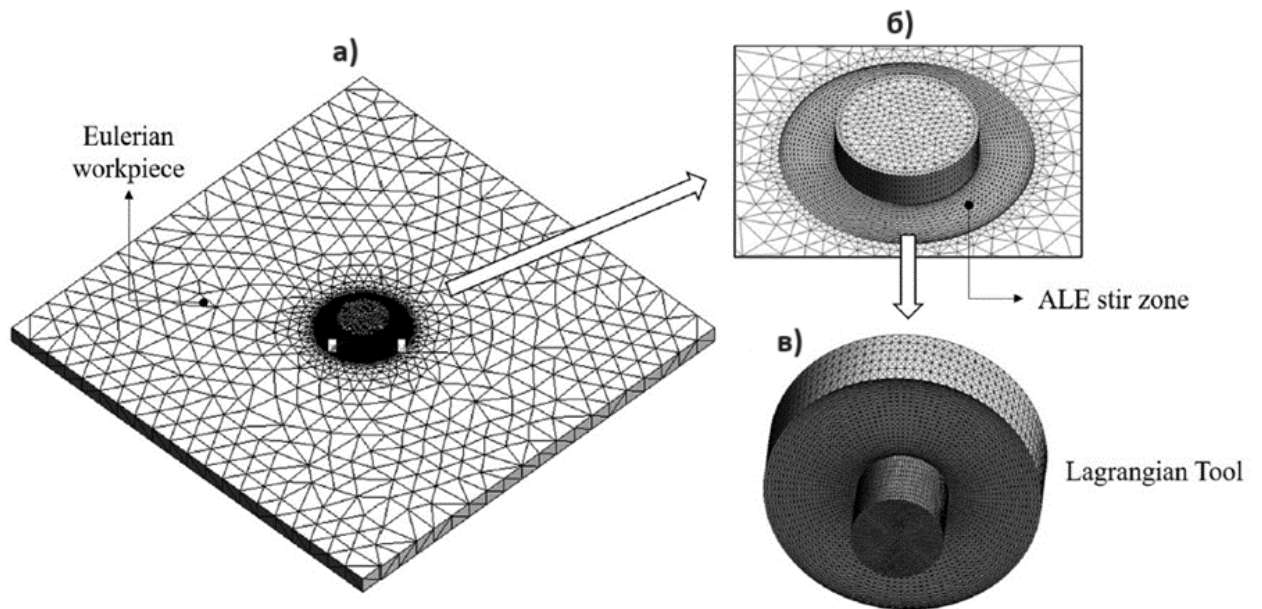


Рис. 1.1. Скінченно-елементна модель [1] зразка зварного з'єднання (а), зони перемішування (б) та робочого інструменту (в).

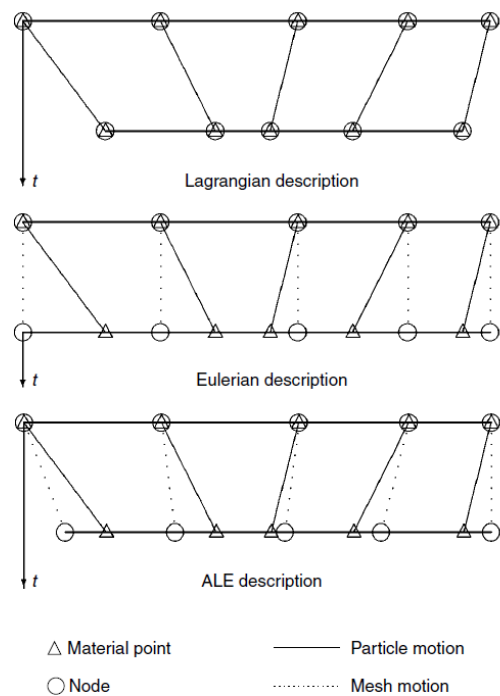


Рис. 1.2. Одновимірний приклад руху СЕ сітки та частинки матеріалу в Лагранжевій, Ейлеревій та ALE постановці [2].

Щоб кількісно визначити вплив параметрів ЗТП на крутний момент і температуру в даному процесі було розглянуто два коефіцієнта  $C_M$  та  $C_T$ , де

$$C_M = \frac{G}{\omega} \sqrt[4]{vt}, \quad (1.1)$$

$$C_T = \frac{G\omega}{\sqrt{vt}}, \quad (1.2)$$

$$G = \frac{\pi}{4} D_p^2 + \pi D_p p_l + \frac{\pi}{4} (D_s - D_p)^2, \quad (1.3)$$

$C_M$  - коефіцієнт крутного моменту,  $C_T$  - коефіцієнт температури,  $G$  - геометричний параметр,  $\omega$  - швидкість обертання робочого інструменту,  $v$  – лінійна швидкість руху інструменту,  $t$ - товщина листа зварюваного матеріалу,  $D_p$  - діаметр піна інструменту,  $D_s$  - діаметр буртика (плеча) інструменту,  $p_l$ - довжина (висота) піна.

Коефіцієнти  $C_M$  і  $C_T$  дають змогу отримати значення крутного моменту інструменту і температури в матеріалі за наступними формулами:

$$M = K_M \frac{G}{\omega} \sqrt[4]{vt} \quad (1.4)$$

$$\begin{cases} T = K_T C_T^\varphi & \text{для } C_T < 20000, \\ T = 590^\circ \text{C} & \text{для } C_T \geq 20000, \end{cases} \quad (1.5)$$

де  $K_M$ ,  $K_T$ ,  $\varphi$  - константи, які залежать від характеристик базового матеріалу.

Довжина і ширина зразка зварного з'єднання становила 160 мм, а товщина 10 мм. Розрахункові результати температурного розподілу та швидкість деформації матеріалу в зоні перемішування наведено на Рис. 1.3 Рис. [1].

Із залежностей (1.1)-(1.5) випливає, що розміри інструменту, а також швидкість його обертання, має значний вплив на крутний момент і температуру нагріву матеріалу зварного з'єднання. Також аналізуючи роботу [1] можна зробити висновок, що лінійна швидкість робочого інструменту і товщина основного матеріалу має другорядний вплив на

температуру і крутний момент при ЗТП. Але даний вплив на крутний момент збільшується, якщо використовується великий розмір буртику (плеча) інструменту та велика товщина листів основного матеріалу.

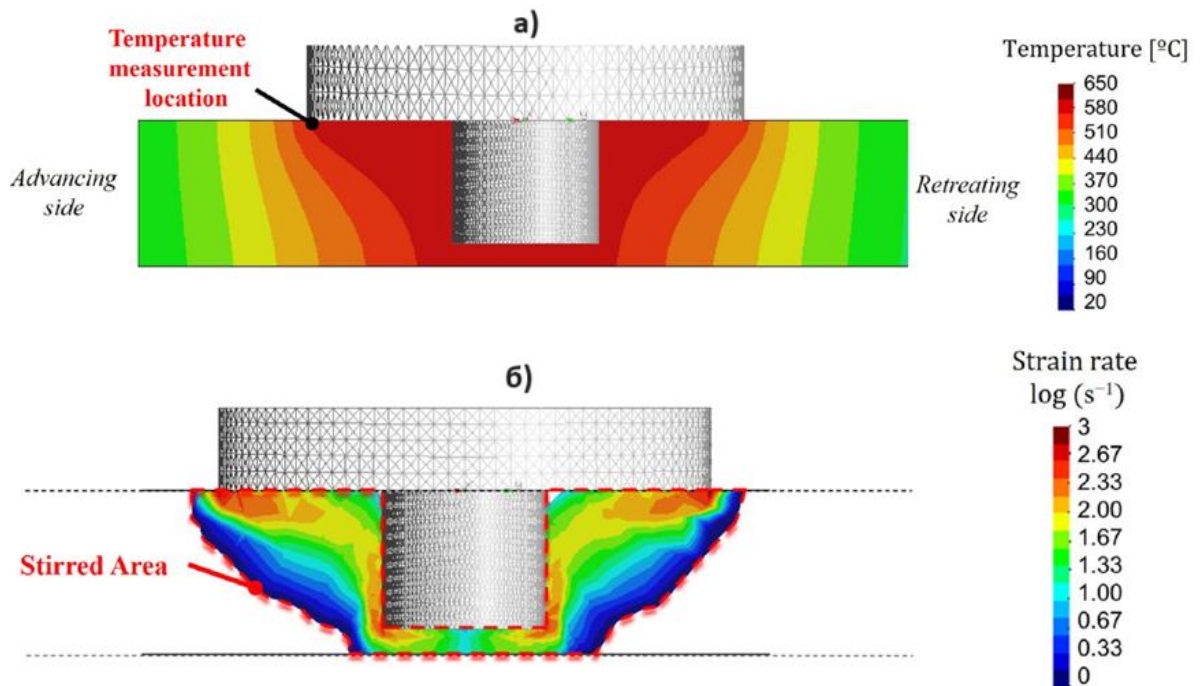


Рис. 1.3. Результати розрахунку температурного розподілу (а) та швидкість деформації в зоні перемішування (б) [1]

В роботі [3] було змодельовано температуру при ЗТП при змінному коефіцієнті тертя. В дослідженні розглядався алюмінієвий сплав 2219. Для отримання розподілу температур була використана модель, яка враховує: закон потоку ("flow rule"), який визначає приріст пластичної деформації від приросту навантаження, закон деформаційного зміцнення і критерій пластичності. Загальна сумарна робота пластичної деформації виражається рівнянням:

$$\chi = \int \{\sigma\}^T [M] \{d\varepsilon^{pl}\} \quad (1.6)$$

$\chi$  - пластична робота,  $[M]$  - матриця мас,  $\sigma$  - тензор напружень Коші,  $d\varepsilon^{pl}$  - зміна (приріст) пластичної деформації.

Також в даній моделі кількість пластичної роботи, яка перетворена в тепло дорівнює 80% , тому значення виділеного тепла дорівнює:

$$q_p = 0.8 \times \chi = 0.8 \times \int_0^t \{\sigma\}^T [M] \{d\varepsilon^{pl}\}. \quad (1.7)$$

Треба відмітити, що в інших дослідженнях [4] кількість тепла, яка виділяється від пластичної роботи, мінімальна (менше 5%) в порівнянні з теплом, яке виділяється від тертя.

В дослідженні [3] була побудована СЕ модель (Рис. 1.4), яка складається з інструменту і пластин, що зварюється. Модель зварного з'єднання мала такі розміри: довжина 609.6 мм, ширина 152.4 мм, товщина 8.128 мм. Також в цій моделі використовувався змінний коефіцієнт тертя, в залежності від температури, значення, якого наведені в Таблиця 1.1. Дана СЕ модель є достатньо ресурсоємною, розрахунок кожного варіанту становив 30 годин.

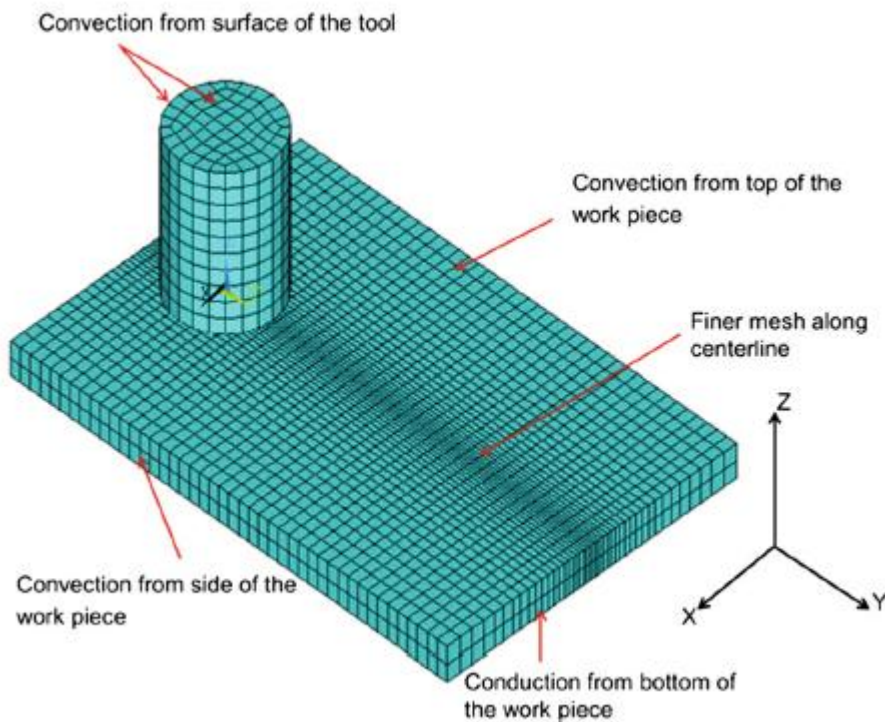


Рис. 1.4. СЕ сітка та граничні умови в СЕ моделі [3].

Результати СЕ моделювання, а саме значення температури порівнювались з експериментальними даними. Похибка розрахункової температури відносно експериментальних даних при наступних параметрах ЗТП: осьова сила  $F_z=12,455$  кН, кутова швидкість обертання інструменту

$\omega=350$  об/хв, лінійна швидкість інструменту  $V = 1,27$  мм/с, в точці на відстані від центру зварного шва 26 мм склала 5.64%, а середня похибка для трьох точок (термопар) становила 2.47%. Графік розподілення максимальної температури для даного випадку наведено на Рис. 1.5.

Таблиця 1.1.— Значення коефіцієнту тертя в залежності від температури [3].

Температура T, °C	Коефіцієнт тертя
25	0.4
100	0.4
200	0.4
300	0.35
400	0.25
420	0.25
543	0.01

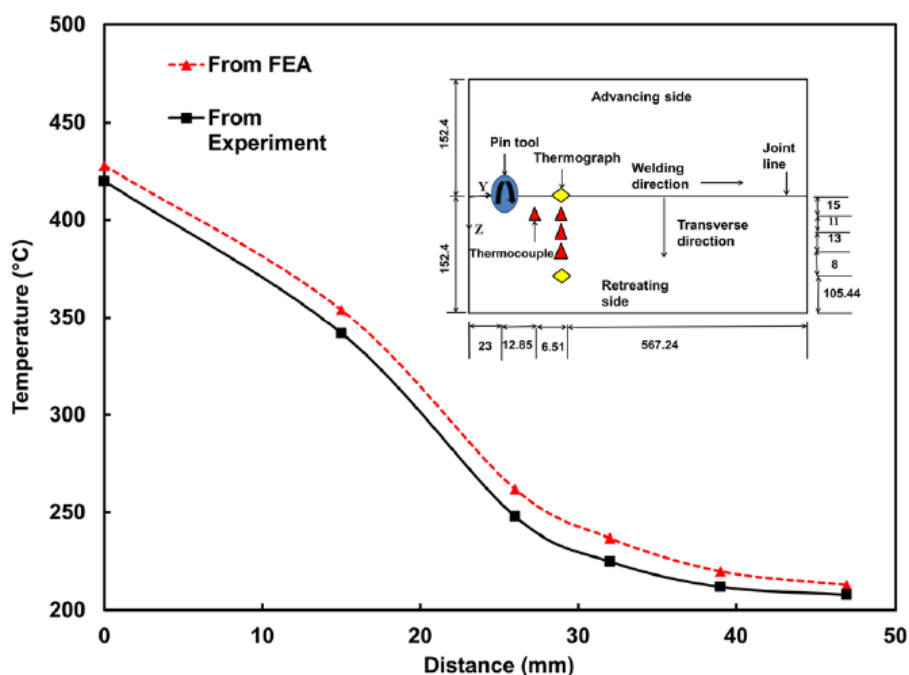


Рис. 1.5. Порівняння між експериментальними та розрахунковими даними залежності максимальної температури від відстані від осі шва [3].

Також в дослідженні [3] був проведений аналіз параметрів ЗТП, як-от осьова сила, швидкість обертання та лінійна швидкість робочого

інструменту на енергію розсіювання тертя. Аналіз отриманих залежностей показав, що швидкість обертання інструменту має найбільший вплив на утворення енергії тертя.

В роботі [5] розглядається напів-аналітична модель, яка описує процеси теплопровідності при ЗТП. Основні визначальні рівняння, які використовувались для дослідження і прогнозування температури при ЗТП

$$\rho c_p \dot{T} + Q_{\text{int}} = \nabla \cdot k \nabla T, \quad (1.9)$$

де  $Q_{\text{int}}$  – потужність об’ємного джерела тепла, яке виникає за рахунок пластичної дисипації (Вт/м<sup>3</sup>),  $\rho$  - густина матеріалу,  $c_p$  - питома масова теплоємність,  $k$ - коефіцієнт теплопровідності,  $T$  - температура,

$\nabla = \mathbf{i} \frac{\partial}{\partial x} + \mathbf{j} \frac{\partial}{\partial y} + \mathbf{m} \frac{\partial}{\partial z}$  - оператор градієнта.

Рівняння (1.9) є рівнянням теплопровідності при ЗТП, його можна спростити у рівняння (1.10) та граничну умову (1.11).

$$\rho c_p \dot{T} = \nabla \cdot k \nabla T \quad (1.10)$$

$$\mathbf{q} = -k \nabla T \quad (1.11)$$

Також рівняння (1.10) можна спростити до рівняння (1.12) за рахунок постійних властивостей матеріалів.

$$\frac{1}{\alpha} \dot{T} = \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2}, \quad (1.12)$$

де  $\alpha = \frac{k}{\rho c_p}$  - коефіцієнт температуропровідності. Для досягнення

встановленого режиму, враховуючи поле швидкостей джерела енергії  $\mathbf{v} = (v_x, v_y, v_z) = (v, 0, 0)$ , можна використати наступну зміну систему координат:  $\xi = x - vt$ ,  $y' = y$ ,  $z' = z$ ,  $t' = t$ .

Тоді диференційне рівняння (1.12) можна записати наступним чином:

$$-\frac{v}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial \xi} = \frac{\partial^2 T}{\partial \xi^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2}. \quad (1.13)$$

Розподіл температури можна виразити:

$$T = T_0 + e^{-v\xi/2\alpha} \varphi(\xi, y, z), \quad (1.14)$$

де  $T_0$ - початкова температура і  $\varphi$  - осесиметрична функція, яку необхідно визначити і підставити в рівняння (1.13). Остаточне рівняння теплопровідності є:

$$\frac{\partial^2 \varphi}{\partial \xi^2} + \frac{\partial^2 \varphi}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \varphi}{\partial z^2} + \left[ \left( \frac{v}{2\alpha} \right)^2 \right] \varphi = 0 \quad (1.15)$$

Таким чином, розглядаючи точкове джерело нагріву, яке рухається в напівнескінченній пластині без конвекційних втрат, розв'язок рівняння (1.15) має вигляд:

$$T - T_0 = \frac{Q}{2\pi k} e^{-v\xi/2\alpha} \frac{e^{-\frac{v}{2\alpha}r}}{r} \quad (1.16)$$

Враховуючи, що потужність джерела тепла при ЗТП дорівнює:

$$Q_{\text{workpiece}} = \eta \frac{2}{3} \pi \omega \tau_0 \left( 1 - \frac{T^*}{T_M} \right) \left[ (R_{sh}^3 - R_p^3)(1 + \tan \beta) + R_p^3 + 3R_p^2 H_p \right], \quad (1.17)$$

де  $\eta = \frac{Q_{\text{workpiece}}}{Q}$ ,  $\omega$ - кутова швидкість інструменту,  $\tau_0$ - «підгоночний» параметр,  $T_M$  - температура плавлення,  $\beta$  - кут конуса плеча інструмента,  $H_p$  - висота піна інструменту,  $R_{sh}$  і  $R_p$  - радіус плеча та піна відповідно (Рис. 1.6).

Таким чином, підставляючи (1.17) в (1.16), отримано остаточне рівняння

$$T = T_0 + \frac{\eta \frac{2}{3} \pi \omega \tau_0 \left( 1 - \frac{T^*}{T_M} \right) \left[ (R_{sh}^3 - R_p^3)(1 + \tan \beta) + R_p^3 + 3R_p^2 H_p \right]}{2\pi k} e^{-v\xi/2\alpha} \frac{e^{-\frac{v}{2\alpha}r}}{r} \quad (1.18)$$

Розглядалась пластина з алюмінієвого сплаву 2024-T351 товщиною 4 мм. Для цього зразка були розраховані залежності температури від координати центру зварного шва за допомогою напів-аналітичної моделі та

проведено порівняння з даними літературних джерел. Як можна побачити на Рис. 1.7 результати розрахунку розподілів максимальних температур поперечному перерізі зварного з'єднання в залежності від лінійної швидкості зварювання добре узгоджуються з літературними даними.

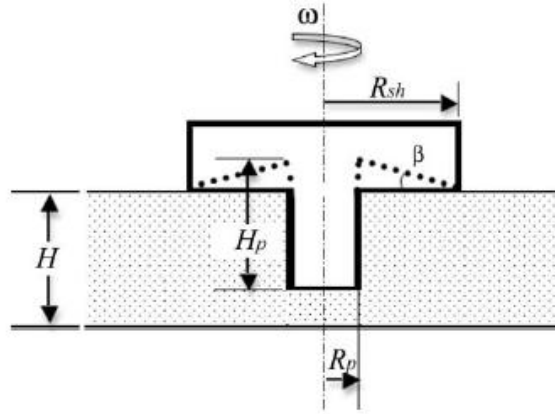


Рис. 1.6. Схематичне зображення геометричних розмірів інструменту [5].

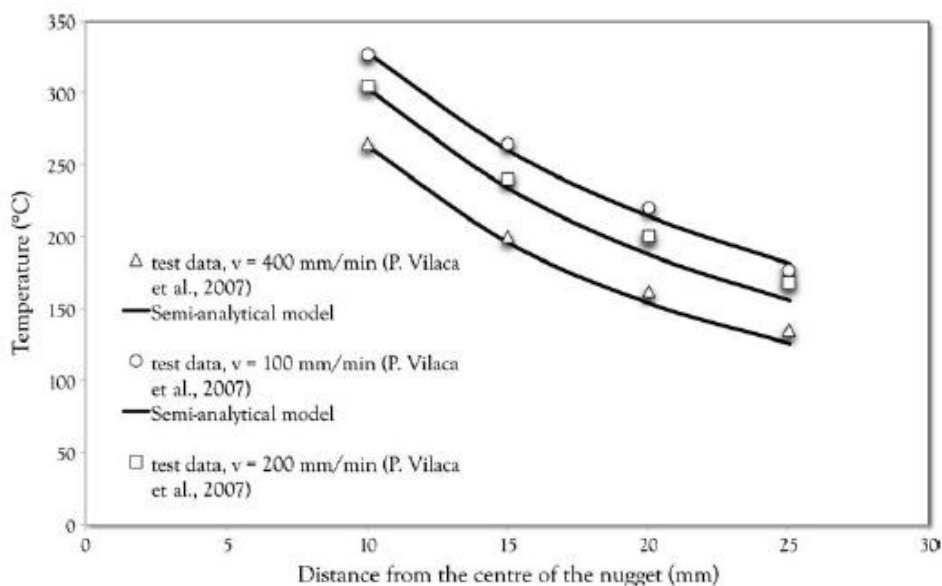


Рис. 1.7. Залежність максимальної температури від швидкості зварювання при ЗТП для алюмінієвого сплаву 2024-T351 [5].

В роботі [6] була розроблена (СЕ) модель зварного з'єднання (Рис. 1.8), яка включає в себе зразок у вигляді пластини та робочий інструмент, для визначення температурних розподілів при ЗТП з урахуванням коефіцієнту тертя, який залежить від температури матеріалу з'єднання. Для моделювання було використано пакет СЕ аналізу ABAQUS. В дослідженні

була розглянута пластина товщиною 10 мм, довжиною 200 мм і шириною 100 мм, з алюмінієвого сплаву AA6061-T6, а інструмент зі сталі H13. Для експериментального вимірювання температури при ЗТП до зразка були приєднані термопари в точках А, В, С, D, як показано на Рис. 1.9.

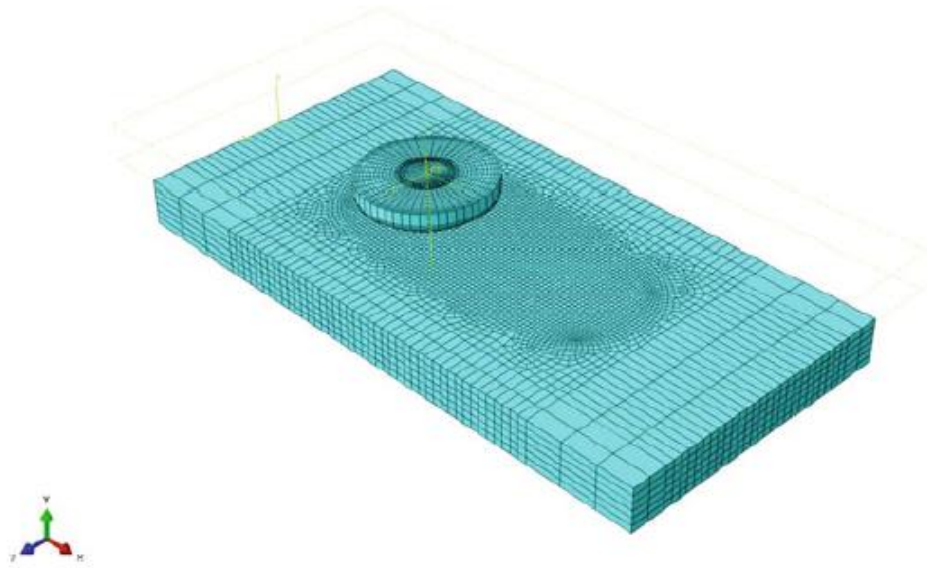


Рис. 1.8. КЕ модель зварного з'єднання при ЗТП [6]

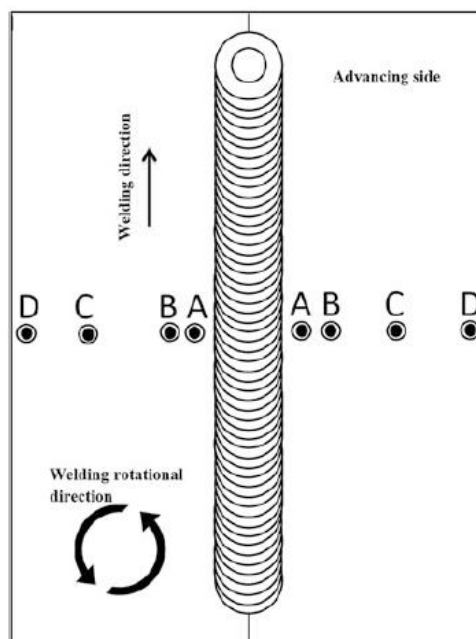


Рис. 1.9. Розташування термопар від центру зварного шва 2 мм (точка А), 4 мм (точка В), 10 мм (точка С), 40 мм (точка D) [6]

З метою уникнення проблем, пов'язаних з великими пластичними деформаціями при СЕ моделюванні ЗТП, був використаний закон Джонсона-Кука (1.19), який описує пластичну поведінку за допомогою 2-х головних параметрів: температури та швидкості деформації

$$\sigma_y = \left[ A + B(\varepsilon_p)^n \right] \left[ 1 + C \left[ \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right] \right] \left[ 1 - \left[ \frac{T_{FSW} - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}} \right]^m \right], \quad (1.19)$$

де  $\sigma_y$  - границя текучості,  $\varepsilon_p, \dot{\varepsilon}_p$ , і  $\dot{\varepsilon}_0$  - ефективна пластична деформація (інтенсивність), ефективна швидкість пластичної деформації та нормалізована швидкість пластичної деформації відповідно,

$$\varepsilon_p = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2}, \quad (1.19 \text{ a})$$

де  $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$  - головні пластичні деформації. Параметри моделі матеріалу Джонсона-Кука наведено в таблиці 1.2.

Таблиця 1.2. Параметри закону Джонсона-Кука для сплаву АА6061-Т6 [6].

Кімнатна температура $T_{room}$ (°C)	25
Температура плавлення $T_{melt}$ (°C)	582
Границя текучості (A) безрозмірна величина	546
Фактор деформації (B) безрозмірна величина	678
Експонента деформації (n)	0.71
Фактор швидкості деформації (C) безрозмірна величина	0.024
Експонента температури (m)	1.56

Коефіцієнт тертя в роботі [6] був розрахований за формулою (1.20)

$$\mu = \frac{\tau_0 - \tau_1}{(1 - \delta)P_0(1 - \sin \alpha)}, \quad (1.20)$$

де  $P_0$  - осьовий тиск на дно плеча інструменту,  $\delta = 0$  – для повного ковзання (“sliding”) матеріалу відносно інструменту,  $\delta = 1$  – для повного прилипання (“sticking”), дотичні напруження для бічної площі піна інструменту :  $\tau_l = \mu P_0 \sin \alpha$  коли  $\delta = 0$ , та  $\tau_l = \tau_y$  коли  $\delta = 1$ , кут  $\alpha$  - зображено на Рис. 1.10. Згідно формули (20) була отримана залежність коефіцієнту тертя від температури (Рис. 1.11). Розрахунковий коефіцієнт тертя значно змінюється з 0.2071 до 0.0006 з підвищенням температура від 25°C до 580°C.

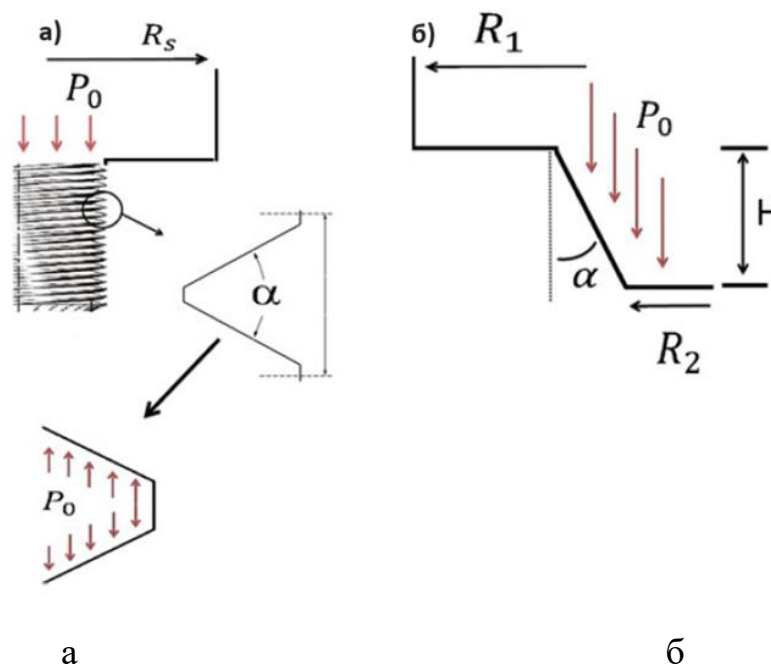


Рис. 1.10. Профіль інструменту з різьбою (а) та конічної форми (б) [6].

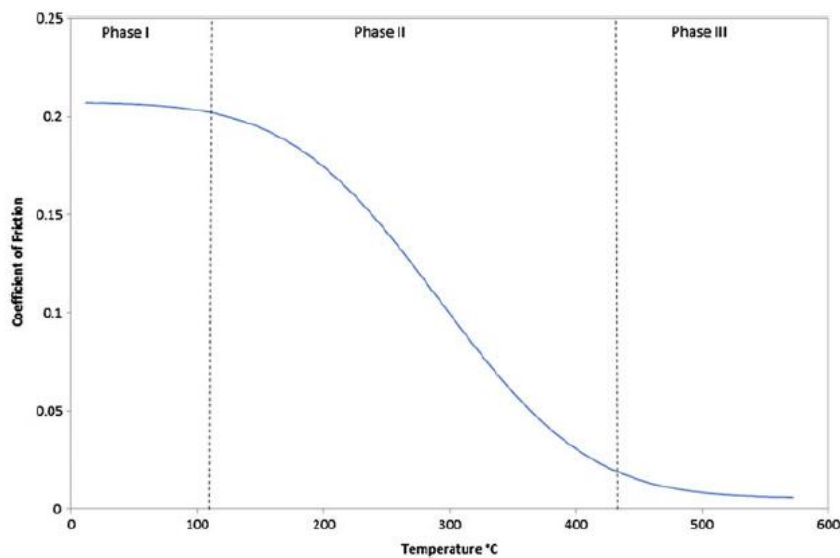


Рис. 1.11. Розрахункова залежність коефіцієнту тертя від температури [6].

За допомогою розробленої моделі ЗТП на основі закону Джонсона-Кука та змінного коефіцієнту тертя отриманий розподіл температури в залежності від зміни координат. Графік розподілення температури відносно відстані від центру зварювання несиметричний (Рис. 1.12а). Це, можливо, зумовлено тим, що на поступальний (лінійний) рух робочого інструменту накладається ще обертання інструменту. Напрямок вектору руху однієї з крайньої точки піна додається з вектором лінійного руху інструменту, а напрям вектору руху протилежної точки піна віднімається з вектором руху інструменту. В результаті різниця температури в точках зварного шву по різні його сторони становить близько  $30^{\circ}\text{C}$ .

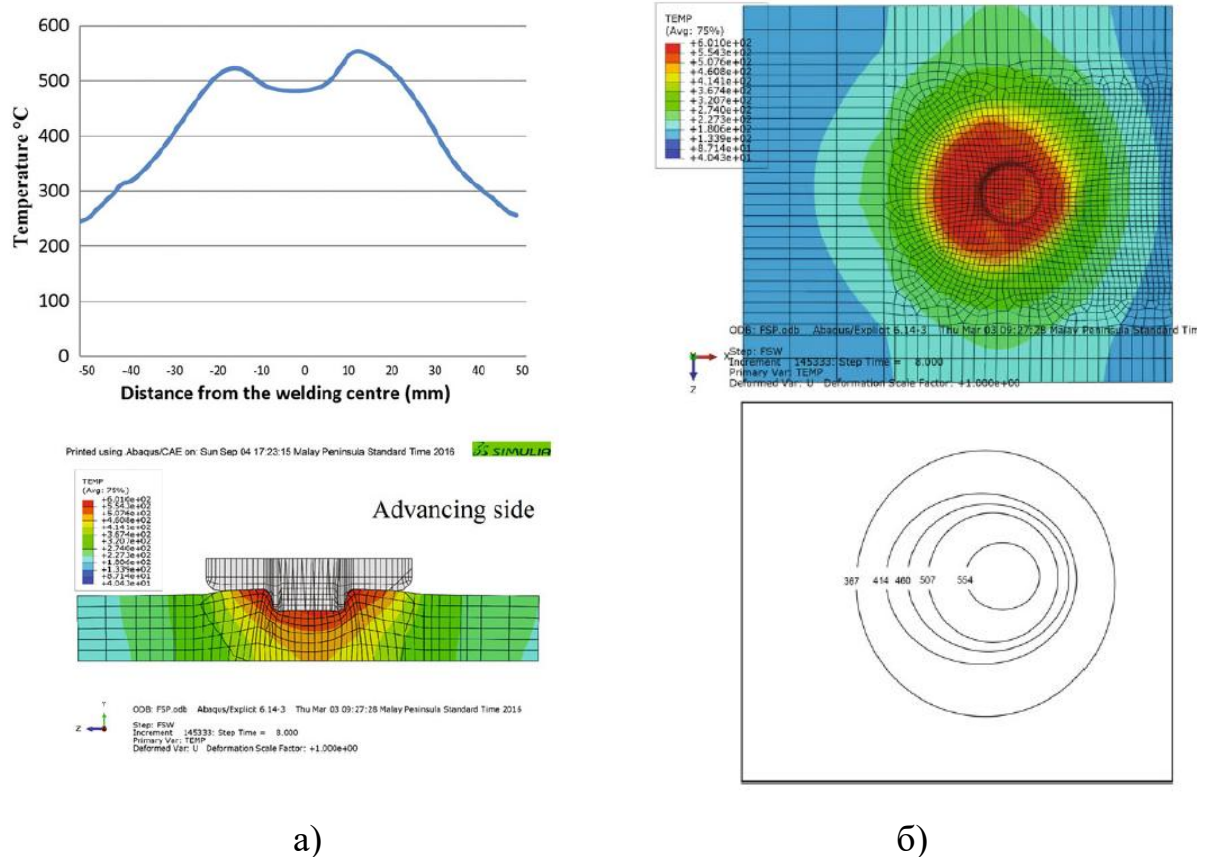


Рис. 1.12. Порівняння експериментальних і розрахункових розподілів температури в поперечному перерізі (а), та на верхній поверхні зварного з'єднання (б) [6].

Рис. 1.13 показує, що при збільшенні швидкості обертання інструменту збільшується максимальна температура в матеріалі з'єднання, але при

збільшені лінійної швидкості руху інструменту спостерігається інша тенденція – максимальна температура зменшується.

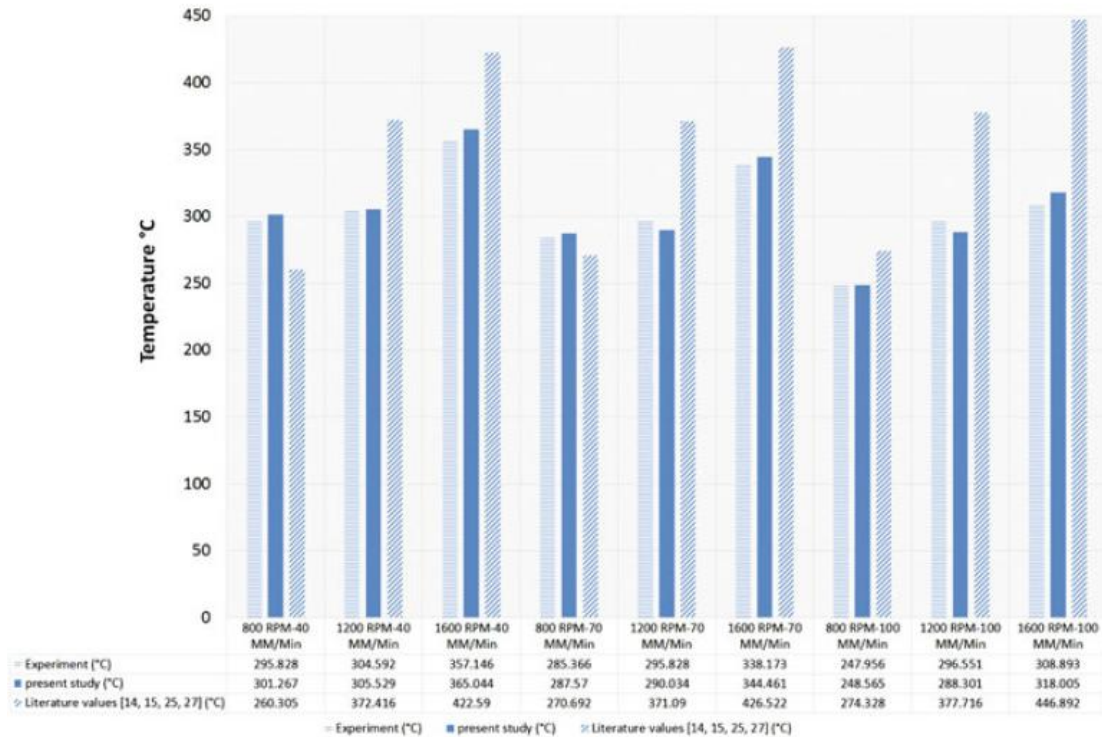


Рис. 1.13. Чисельні і експериментальні результати щодо максимальних температур при різній швидкості обертання (об/хв) та лінійного руху інструменту (мм/хв) [6].

В статті [7], як і в роботі [8] при проведенні математичного моделювання температурних розподілів при ЗТП міді використовувалось рівняння переносу тепла:

$$\rho c_p \left( \frac{\partial T}{\partial t} + \vec{v} \text{grad} T \right) = \text{div}(\lambda \text{grad} T), \quad (1.21)$$

де  $\rho, c_p, \lambda$  - відповідно густина, питома теплоємність при постійному тиску і коефіцієнт теплопровідності матеріалу,  $\vec{v}$  – вектор швидкості,  $T$  – температура,  $t$  – час.

Дія джерела тепла, яке виникає за рахунок тертя і деформування матеріалу, була задана у вигляді загального джерела тепла на поверхні контакту штиря та буртика з деталлю, так само як і в роботах [9, 10, 11]:

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = [\beta \mu p_n + (1 - \beta) \eta \tau] \omega R, \quad (1.22)$$

де  $p_n$  - нормальне зусилля в точці контакту,  $\omega$  - кутова швидкість в точках поверхні контакту,  $\mu$  - коефіцієнт тертя,  $R$  - відстань точки контакту від осі обертання штиря,  $\tau$  - границя текучості матеріалу,  $\eta$  - коефіцієнт корисної дії, коефіцієнт  $\beta$  визначається по формулі:

$$\beta = 1 - \exp\left(-\frac{\omega R}{\beta_0 \omega_0 R_0}\right) \quad (1.23)$$

Коефіцієнт тертя  $\mu$  розраховується по формулі:

$$\mu = \mu_0 \exp(-\lambda_0 \beta \omega R), \quad (1.24)$$

де  $R_0$  - радіус буртика,  $\omega_0$  - характерна величина кутової швидкості,  $\mu_0$  - постійне значення коефіцієнту тертя,  $\beta_0$  - постійний коефіцієнт зі значенням на відрізку  $[0,1]$ , постійна  $\lambda_0$ , яка дорівнює 1 с/м. На рис. 1.14 зображена розрахункова область ЗТП, яка розглядається у роботі [7].

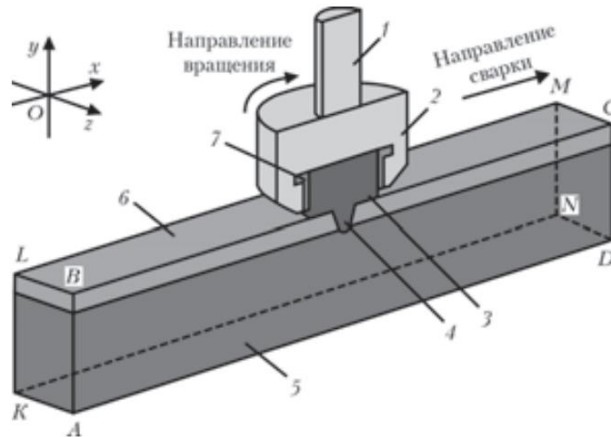


Рис. 1.14. Розрахункова область (повздовжнє січення площиною ABCD): 1-стальний вал приводу; 2 – стальна державка; 3, 4 – буртик і штир робочого елемента; 5, 6 – зварні деталі; 7 – твердосплавна обойма [7].

На поверхнях буртику і деталі, які контактують з зовнішнім середовищем температури  $T_c$  задаються умови конвекційного теплообміну

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = \alpha(T - T_c) \quad (1.25)$$

де  $\alpha$  - коефіцієнт конвекційного теплообміну.

Також на поверхнях деталей та буртика задаються умови випромінювання тепла відповідно до закону Стефана-Больцмана

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = \varepsilon \sigma_0 (T^4 - T_c^4) \quad (1.26)$$

де  $\varepsilon$  - степінь чорноти поверхні,  $\sigma_0$  - постійна Стефана-Больцмана.

На рис. 1.15. зображена схема розташування термопар (1, 2) при вимірюванні температури в процесі ЗТП.

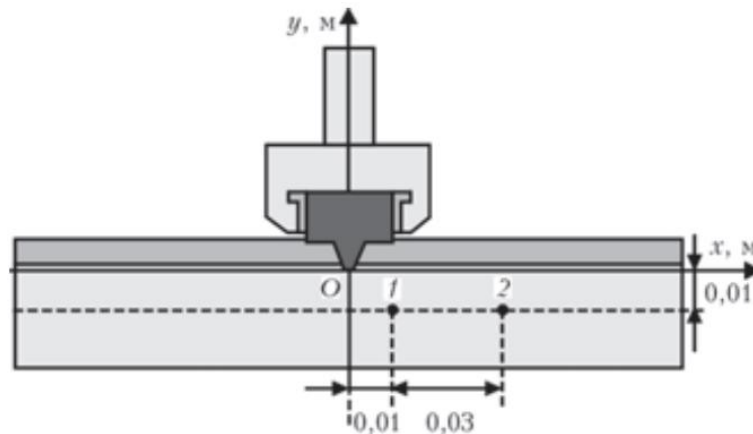


Рис. 1.15. Схема розташування термопар (1, 2) при вимірюванні температури в процесі ЗТП [7].

Результати порівняння експериментальних і розрахункових розподілів температури зображено на рис. 1.16.

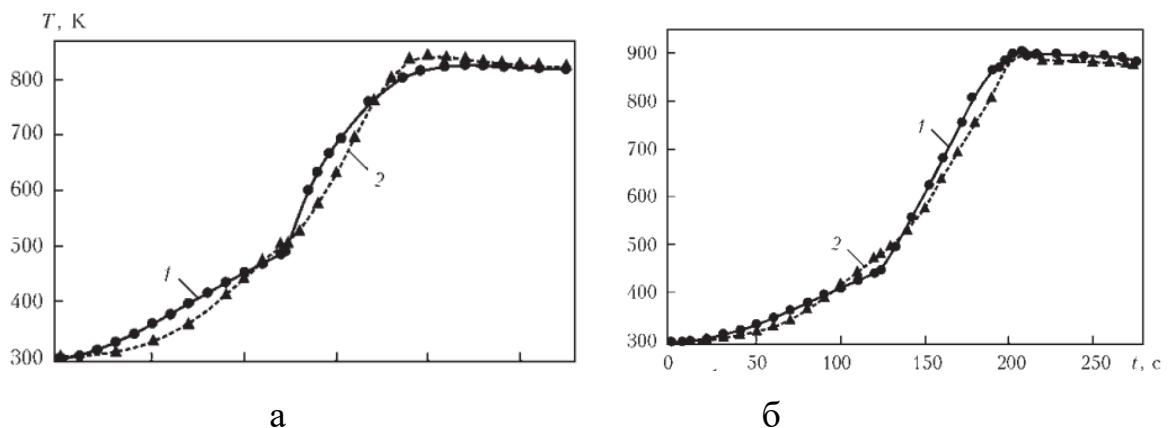


Рис. 1.16. Результати розрахунків (1) та вимірювань (2) температури в процесі ЗТП: а, б – відповідно температура 1-ї і 2-ї термопар [7].

На рис. 1.17 зображено розподіл температури при ЗТП на 2-й стадії, тобто коли відбувається рух штиря з буртиком відносно зварного з'єднання.

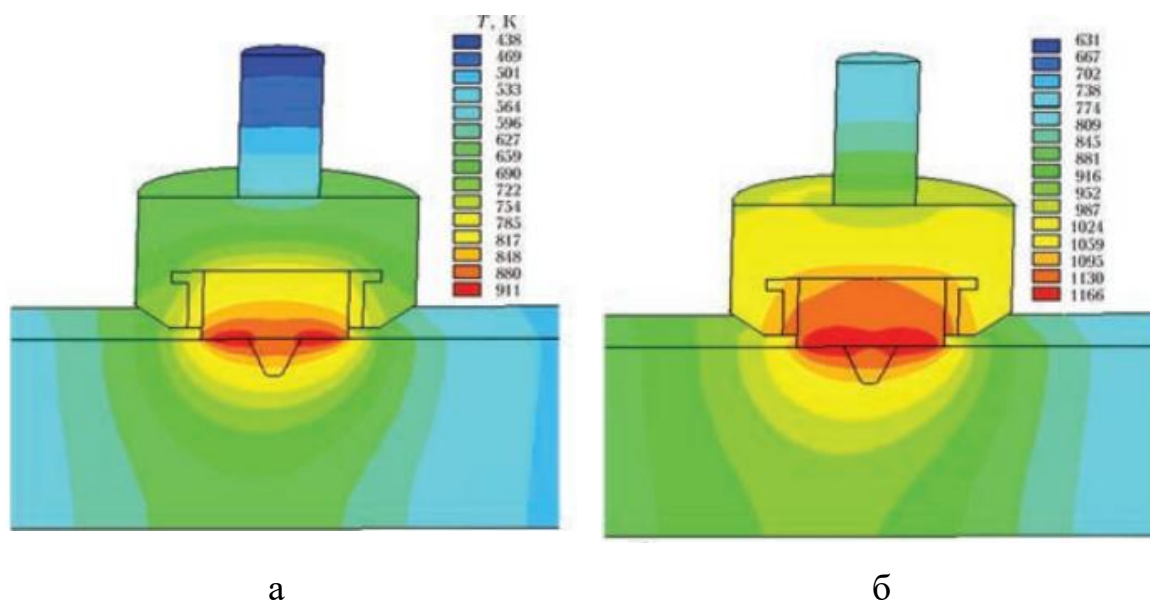


Рис. 1.17. Розподіл температури при ЗТП через 25 с (а) і 125 с (б) після початку лінійного руху штиря [7].

В роботі [7] добре узгоджуються експериментальні та розрахункові розподіли температури при ЗТП, що говорить про вибір адекватної математичної моделі даного процесу. Але в роботі не показано які саме частини тепла виникли за рахунок тертя і деформування матеріалу при ЗТП.

Як показано в роботах [4, 9] тепловиділення, яке отримано за рахунок деформування матеріалу алюмінієвого сплаву, становить близько 4% від загального тепловиділення при ЗТП. Тому при розробці економічної і ефективної моделі джерела зварювального нагріву при ЗТП можна знехтували теплом, яке виникає за рахунок деформування матеріалу.

## 1.2 Огляд математичних моделей визначення залишкових напружень і деформацій при ЗТП алюмінієвих сплавів

Робота [12] полягала у математичному моделюванні залишкових напружень в матеріалі зварного з'єднання від температурного впливу при ЗТП. Об'єктом дослідження був зразок з алюмінієво-магнієво сплаву AlMgSc. Температура в цій роботі визначалася за формулою (1.27), а її параметри  $P_0, P_1, P_2, P_3$  та теплопровідність матеріалу інструмента знаходилася за допомогою методу адаптивної поверхні відгуку.

$$T(t) = P_0 + \frac{P_1 - P_0}{1 + \exp\left(\frac{t - P_2}{-P_3}\right)}, \quad (1.27)$$

Алгоритм методу дослідження залишкових напружень з використанням СЕ розрахунку наведений нижче на Рис. 1.18.

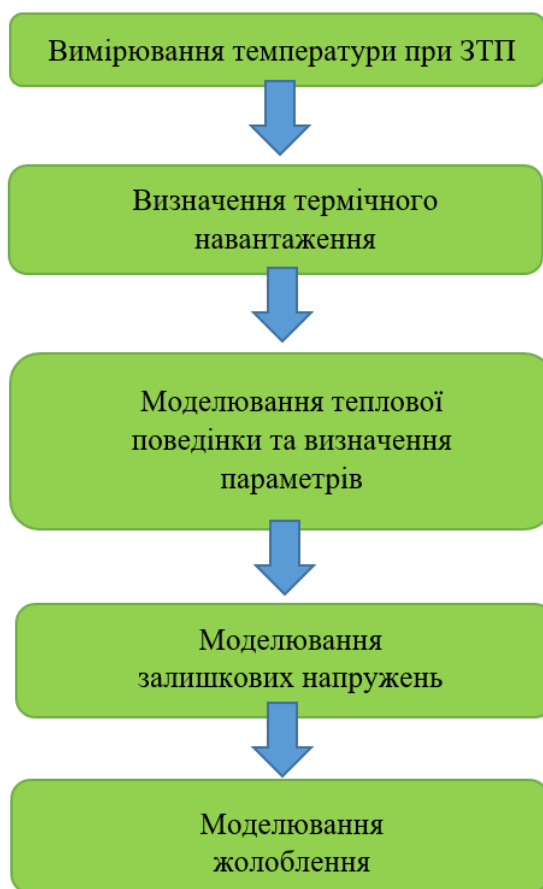


Рис. 1.18. Алгоритм розрахунку залишкових напружень та деформацій при ЗТП [12].

СЕ розрахунок залишкових напружень на основі моделі, яка включає інструмент для ЗТП, потребує підвищених розрахункових ресурсів, але дає змогу більш точно визначити температурні розподіли і досягти кращої відповідності з результатами експерименту. Розміри моделі зварного з'єднання, який розглядався в даному дослідженні, становили: товщина 3.2 мм, довжина 500 мм, а ширина 220 мм. Також в СЕ моделі розглядався інструмент, який обертався зі швидкістю 1200 об/хв і мав лінійну швидкість 600 мм/хв. Модель інструменту та зразка зварного з'єднання наведено на Рис. 1.19 та Рис. 1.20.

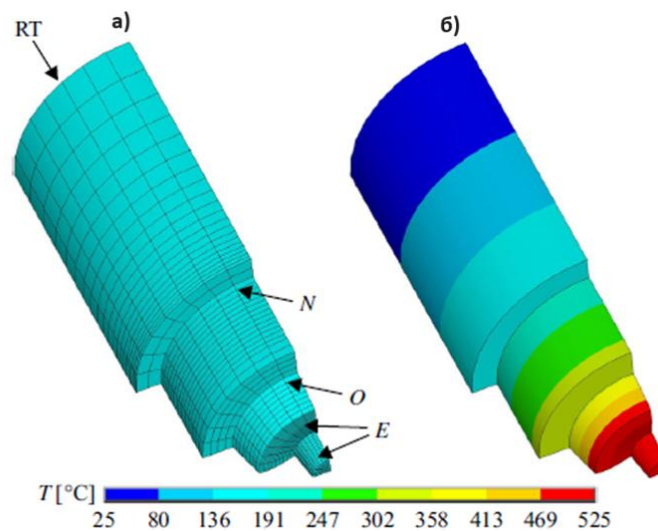


Рис. 1.19. СЕ модель інструменту для ЗТП (1/4 моделі) (а); температурний розподіл в інструменті під час зварювання (б) [12].

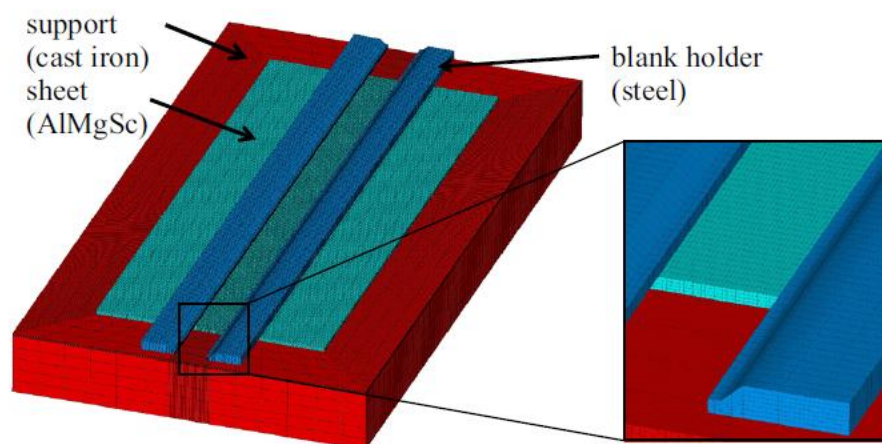


Рис. 1.20. СЕ модель зразка зварного з'єднання з устаткуванням закріплення [12].

Розрахункові результати розподілення компонент залишкових напружень посередині листа товщиною 3,2 мм із алюмінієво-магнієвого сплаву (межа текучості 183 МПа) наведено на Рис. 1.21.

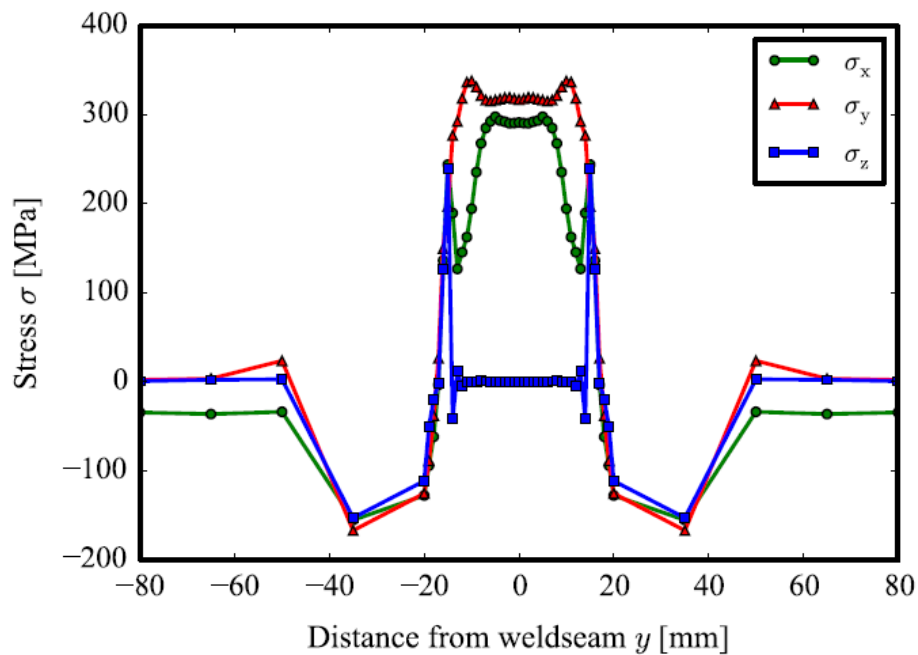


Рис. 1.21. Розрахунковий розподіл залишкових напружень<sup>1</sup> (компоненти:  $\sigma_x$  – повздовжня,  $\sigma_y$  – поперечна,  $\sigma_z$  – по товщині) [12]

Що до деформацій жолоблення, то вони були розраховані та визначені експериментально-оптичним методом. Хоча розподіл жолоблення компоненти  $u_z$  має схожий характер розподілу, різниця значень між розрахунком і експериментом сягає в деяких точках більше ніж у 10 раз. Автори це пояснюють тим, що для розрахунку жолоблення недостатньо тільки врахування впливу залишкових напружень, що спричинені температурою, і для більш точного прогнозування жолоблення необхідно враховувати також і інші аспекти ЗТП. Розрахункове та експериментально визначене розподілення деформації жолоблення  $u_z$  зображене на Рис. 1.22 та Рис. 1.23 відповідно.

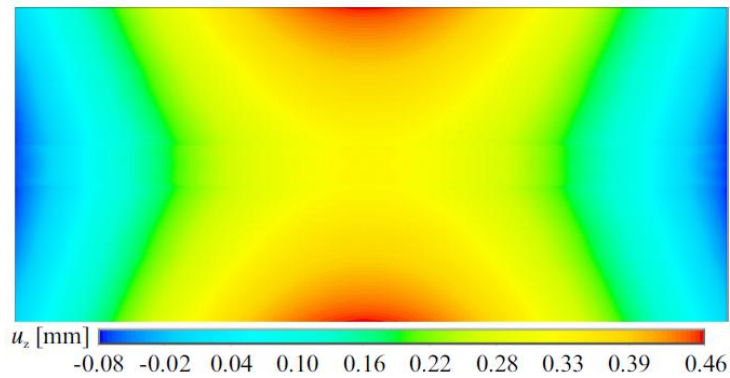


Рис. 1.22. Розрахункова деформація (переміщення) із площини листа  $u_z$  після ЗТП [12].

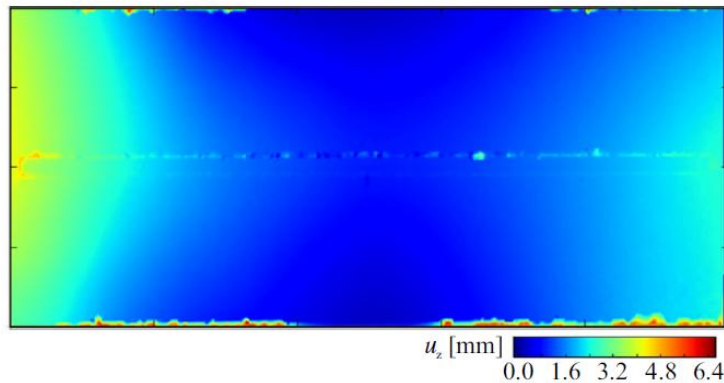


Рис. 1.23. Результати вимірювання переміщень із площини листа  $u_z$  після ЗТП [12].

В роботі [13] проводився аналіз температури і залишкових напружень при ЗТП в зразку із алюмінієвого сплаву 6061-T6 (Рис. 1.24). Зразок мав довжину 145 мм, ширину 150 мм, та товщину 6,35 мм. Для моделювання процесу ЗТП використовувалась програма СЕ аналізу ABAQUS. Сам робочий інструмент не моделювався. Зразок складався з 2-х пластин, які мали 8001 скінчених елементів та 10456 вузлів.

Температурна модель:

$$c\rho\left(\frac{\partial T}{\partial t} + v\frac{\partial T}{\partial x}\right) = \frac{\partial}{\partial x}\left(k_x\frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(k_y\frac{\partial T}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(k_z\frac{\partial T}{\partial z}\right), \quad (1.28)$$

де  $c$  - масова питома теплоємність,  $\rho$  - густина,  $k$  - коефіцієнт теплопровідності,  $T$  - температура,  $v$  - лінійна швидкість просування інструменту.

Механічна модель:

$$\int_S t \cdot \delta v dS + \int_V f \cdot \delta v dV = \int_V \sigma : \left( \frac{\partial \delta v}{\partial x} \right) dV, \quad (1.29)$$

де  $V$  - позначає об'єм, який займає частину зварного зразка,  $S$  - поверхня, що обмежує цей об'єм,  $t$  - поверхневе тертя на одиницю площі,  $f$  - сила тіла на одиницю об'єму,  $\delta v$  - довільне віртуальне поле швидкостей.

Як і в роботі [6] розрахункове розподілення температур відносно центру шва є несиметричним, максимальна температура на верхній поверхні зразка досягає 525°C, на нижній 430°C, різниця максимальних температур в точках зварного шву по різні його сторони становить близько 50°C (Рис. 1.25 та Рис. 1.26).

Як видно з Рис. 1.27 залишкові напруження для алюмінієвого сплаву 6061-T6 при ЗТП, які були визначені розрахунково для різних лінійних швидкостей інструменту  $v=280$  мм/хв і  $v=787$  мм/хв при швидкості обертання  $\omega=1250$  об/хв, є вищі (до 25%) ніж ті, які були визначені експериментально. Це пов'язують з тим, що в дослідженні [13] не був розглянутий вплив інструменту на ЗТП. Взагалі, отримане добре узгодження між розрахунковими і експериментальними даними, згідно яких повздовжня компонента залишкових напружень характеризується високими розтягувальними напруженнями до 200 МПа, а поперечна компонента не перевищує 50 МПа.

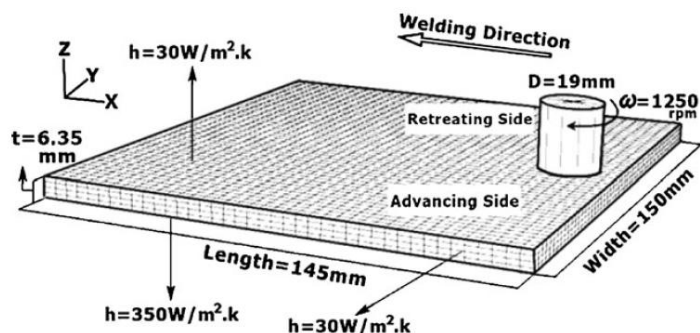


Рис. 1.24. Зразок зварного з'єднання ЗТП з алюмінієвого сплаву 6061-T6 [13].

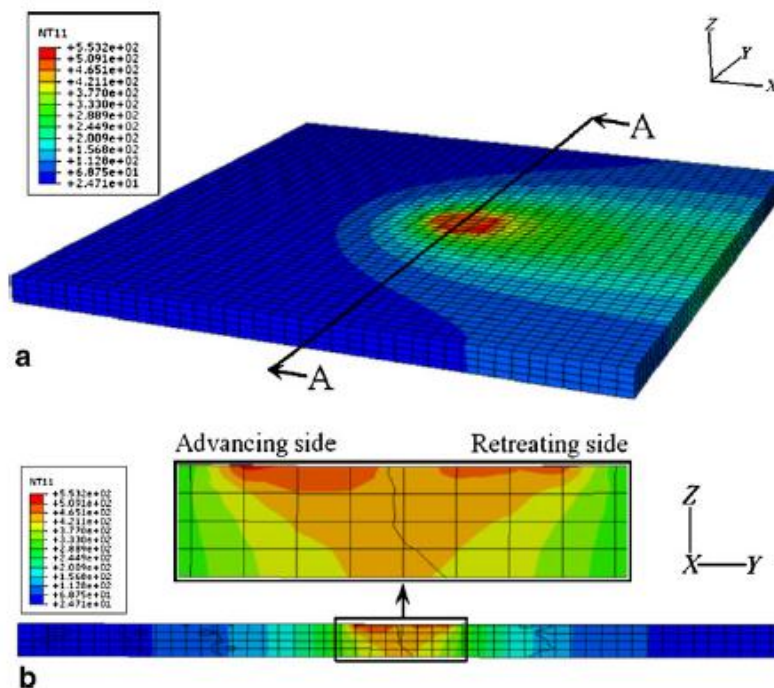


Рис. 1.25. Температурний розподіл в зразку (a) і перерізі (b) при ЗТП ( $v=280$  мм/хв,  $\omega=1250$  об/хв) [13].

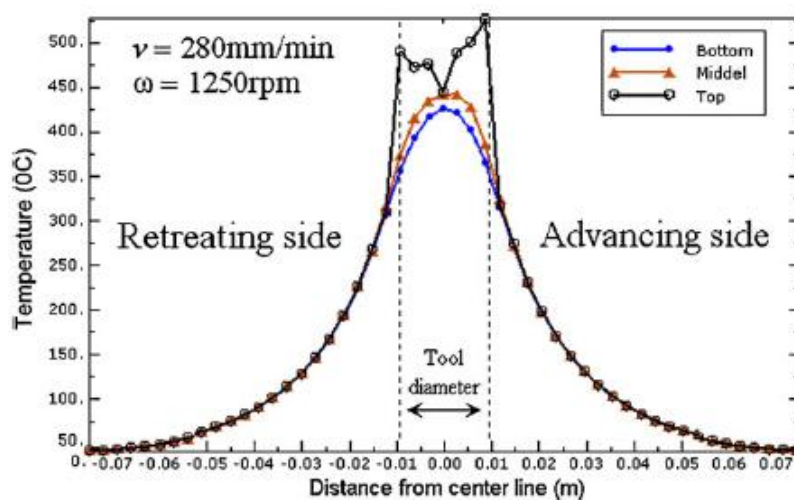


Рис. 1.26. Температурні розподіли відносно відстані від центру зварного шву на верхній, нижній поверхнях і в середньому перерізі зразка [13].

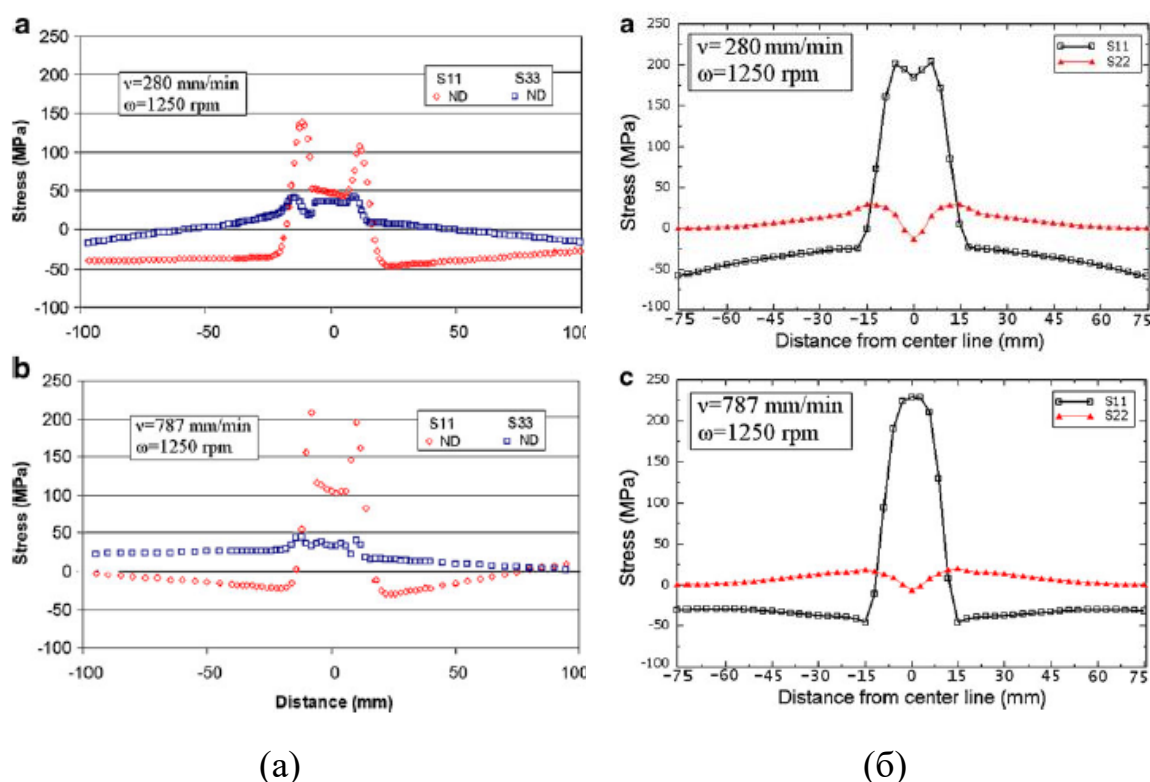


Рис. 1.27. Залишкові напруження (повздовжні S11 і поперечні S33), які були визначені експериментально (а) та розраховково (б) [13].

Робота [14] презентує розрахунок і аналіз розподілу температури та залишкових напружень для різнорідних алюмінієвих сплавів, з'єднання яких виконане за допомогою технології ЗТП. В даній статті об'єктом дослідження є зварні зразки зі сплавів AA2024-T3 та AA6061-T6 з наступною геометрією: товщина 5 мм, довжина 100 мм і ширин 50 мм. Рисунок зразка з розташуванням термопар і тензодатчиків приведений нижче (Рис. 1.27). Було розглянуто чотири режими ЗТП (Таблиця 1.3).

Таблиця 1.3. Режими ЗТП [14].

Позначення	Швидкість обертання інструменту (об/хв)	Швидкість лінійного руху інструменту (мм/хв)
А	550	40
Б	950	40
В	550	60
Г	950	60

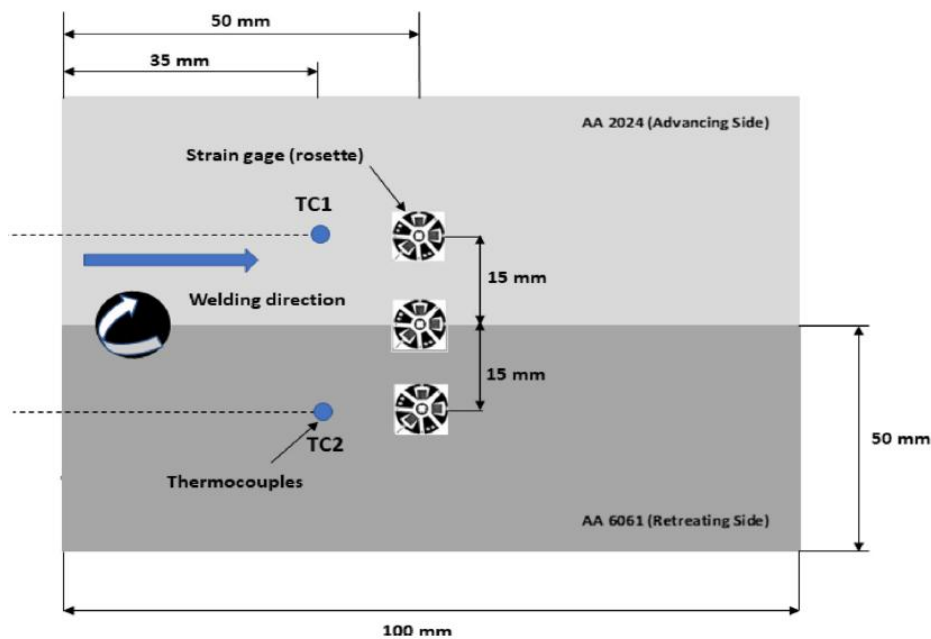


Рис. 1.27. Геометрія зразка різнорідного з'єднання ЗТП з розташуванням термопар і тензодатчиків [14].

Побудована СЕ модель на основі зв'язаного Ейлерово-Лагранжевого методу (coupled Eulerian–Lagrangian - {CEL}). Цей метод, як і метод ALE, поєднує Ейлеревий і Лагранжевий методи задавання узагальнених координат для усунення їх недоліків. Але відрізняється від методу ALE тим, що для ALE на кроці ремешингу будується нова сітка, а для CEL залишається початкова сітка скінченних елементів, як зображено на Рис. 1.28 [15].

Робочий інструмент моделювався Лагранжевими скінченними елементами, чисельність яких становила 4456, а зразок з'єднання 2-х пластин був змодельований 19200 Ейлеревими скінченними елементами. СЕ модель зразка та інструменту зображена на Рис. 1.29.

Також треба зазначити, що в дослідженні [14] 100% енергії тертя переходить у теплову енергію, і 90% пластичної роботи переходить у тепло. Для моделювання пластичної роботи було застосовано вищезгадану модель Джонсона-Кука (1.19), параметри якої для двох матеріалів наведено в Таблиці 1.4. Результати розподілу температур, залишкових напружень та пластичних деформацій наведено нижче (Рис. 1.30 – Рис. 1.34).

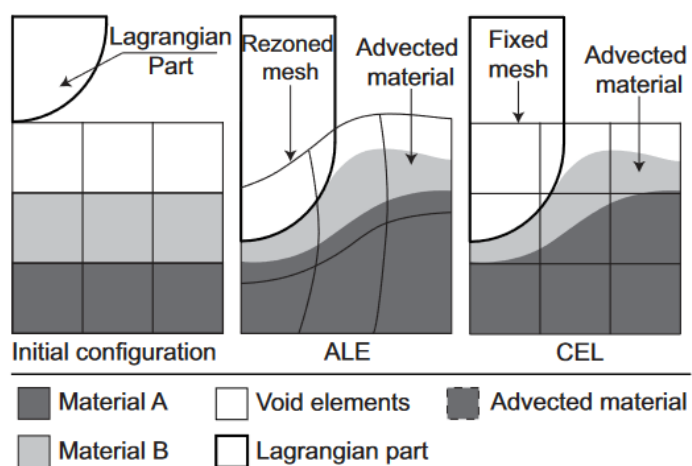


Рис. 1.28. Порівняння методу ALE з CEL [15].

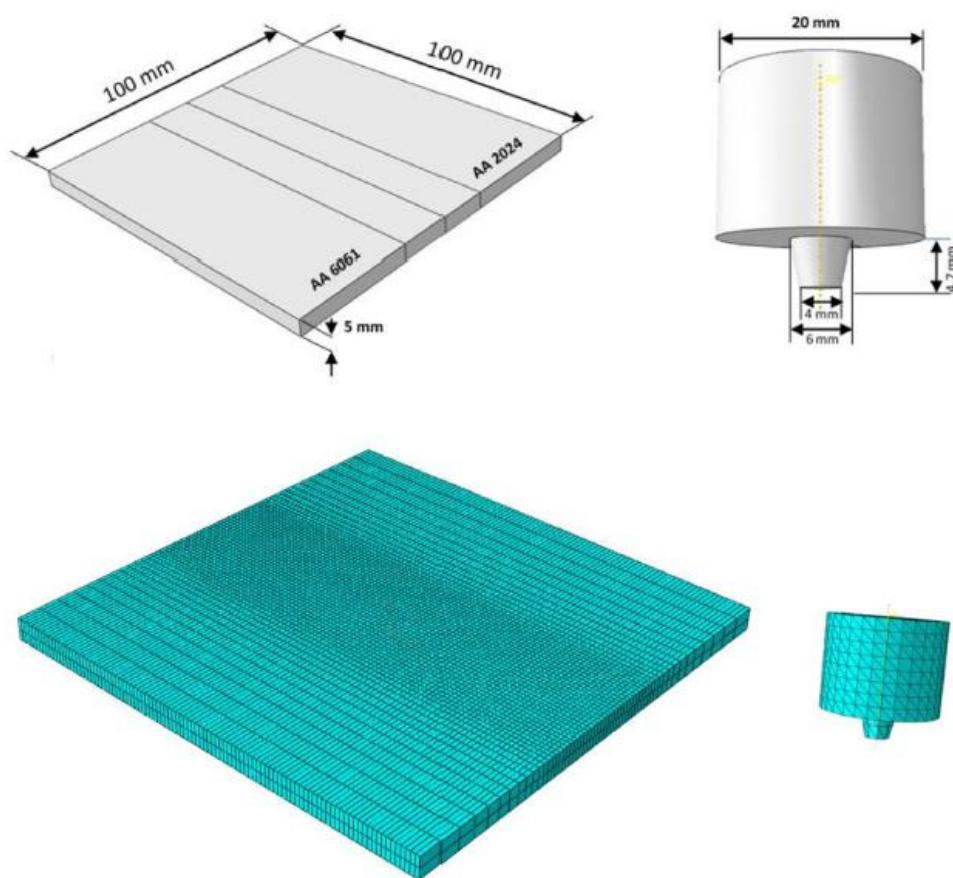


Рис. 1.29. SE модель зразка та інструменту [14].

Таблиця 1.4. Параметри моделі Джонсона-Кука для сплавів AA2024-T3 та AA6061-T6 [14].

Material	A (MPa)	B (MPa)	n	C	m	$T_{\text{melt}}$ (°C)	$T_{\text{room}}$ (°C)
AA 6061-T6	324	114	0.42	0.002	1.34	582	25
AA2024-T3	369	684	0.73	0.0083	1.7	521	25

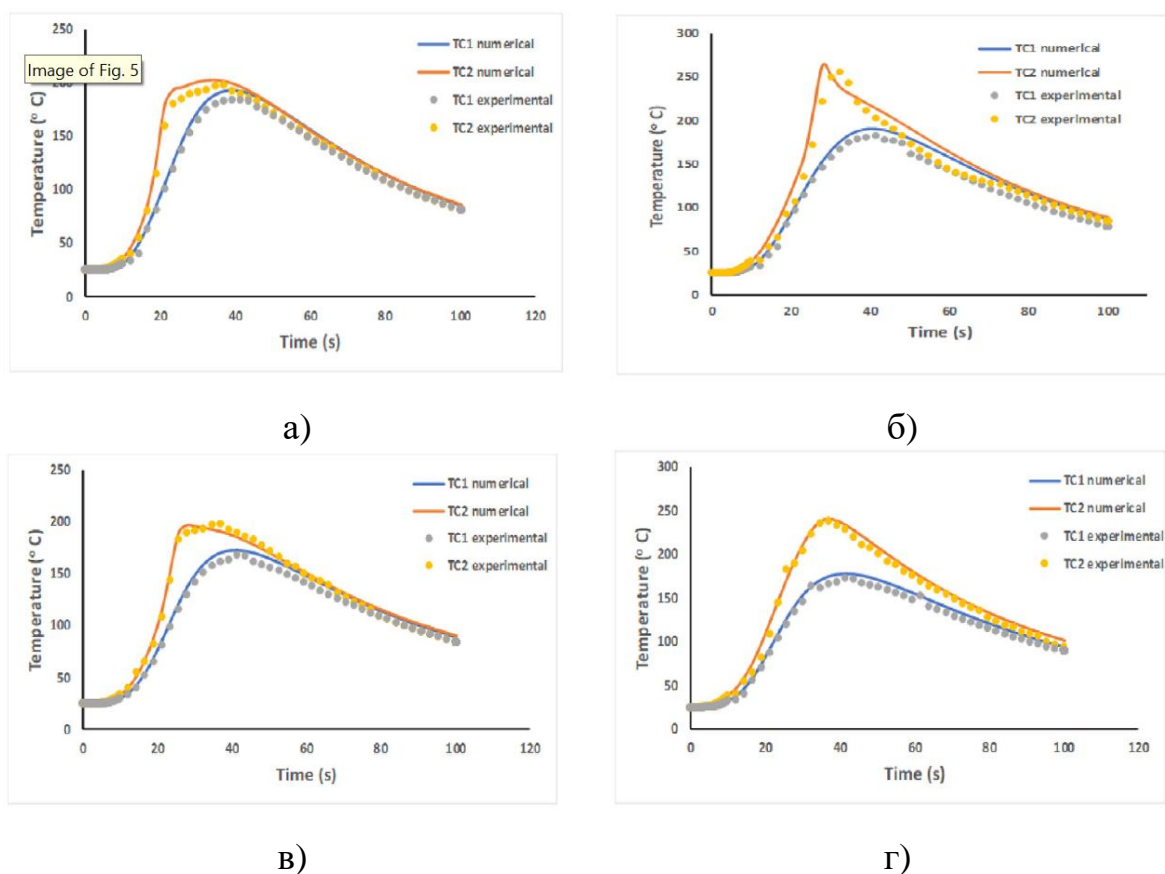


Рис. 1.30. Розподіли температур, отримані чисельним та експериментальним шляхом для термопар ТС1 і ТС2 [14] для різних режимів ЗТП: а) А; б) Б; в) В; г) Г.

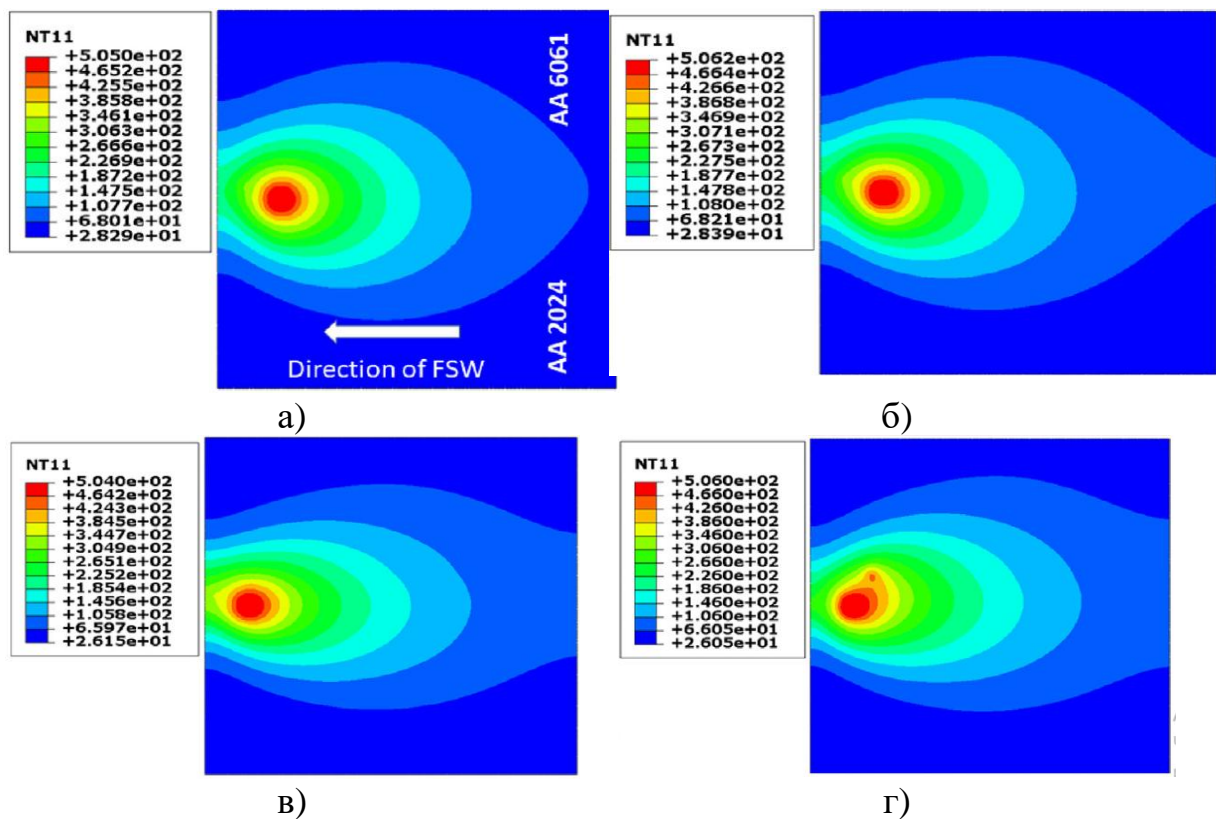
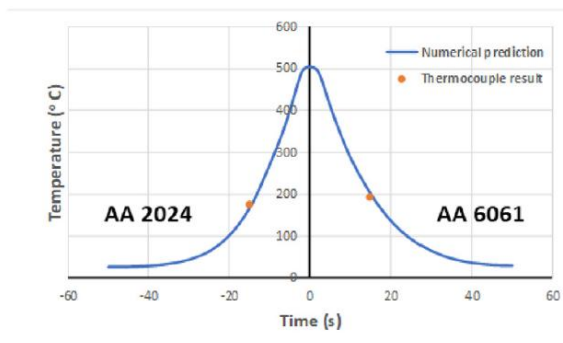
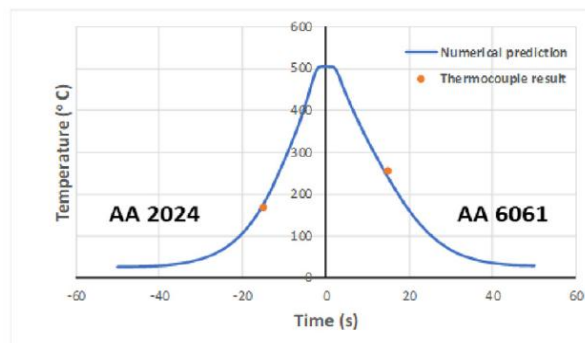


Рис. 1.31. Розподіли температур в кінці зварювання для режимів: а) А; б) Б; в) В; г) Г [14].

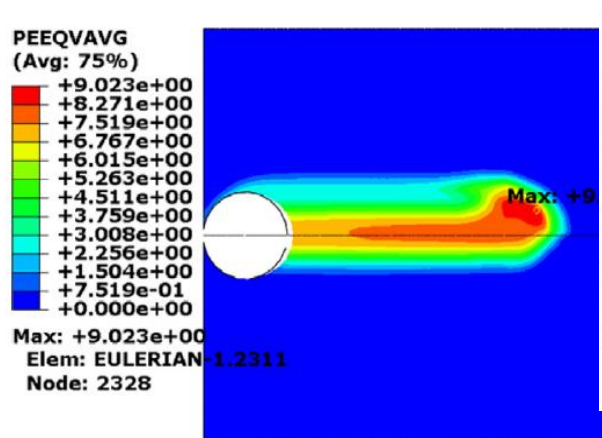


а)

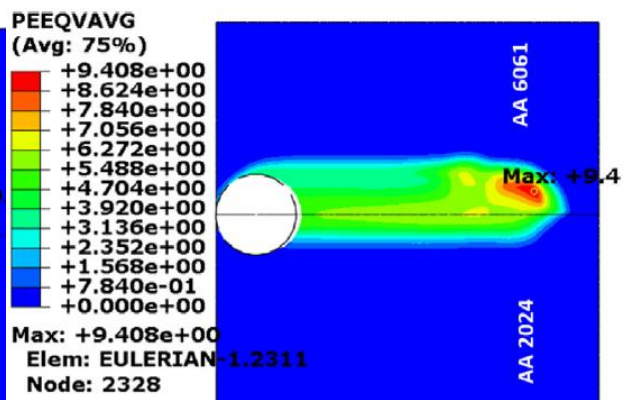


б)

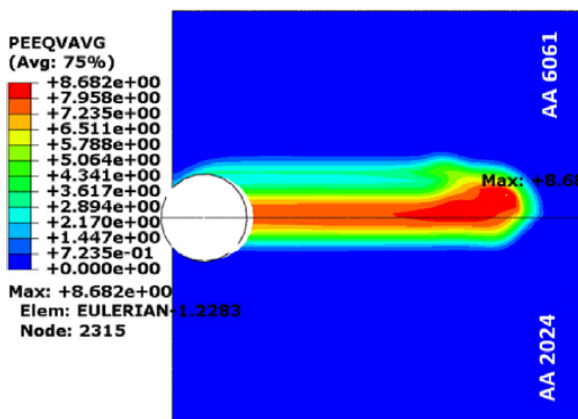
Рис. 1.32. Розподіл температур по ширині зразка для режимів а) А; б) Б [14]



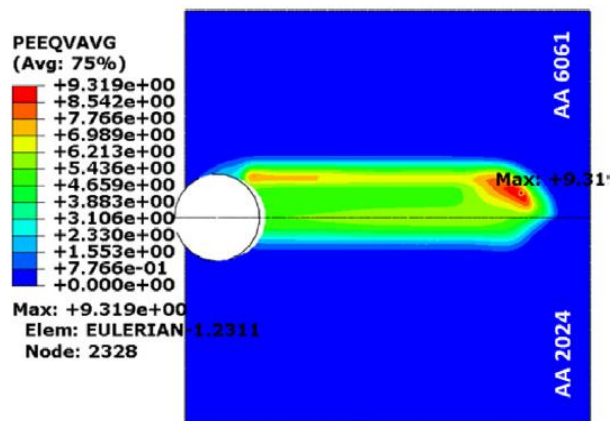
а)



б)

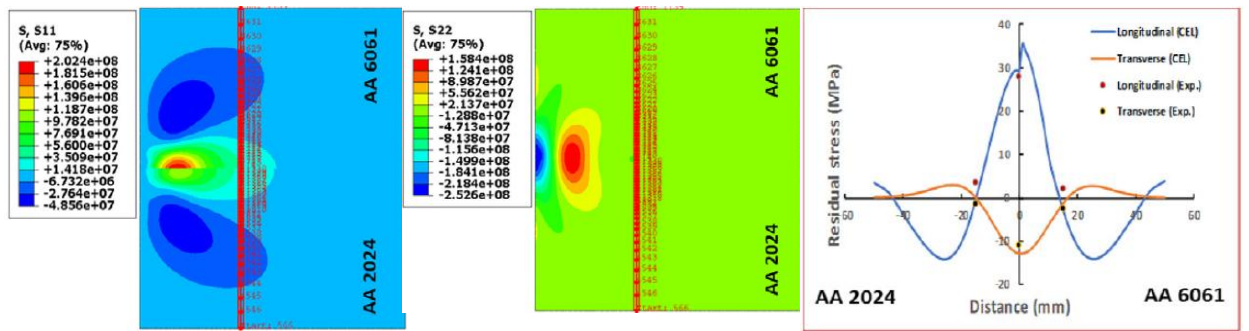


в)

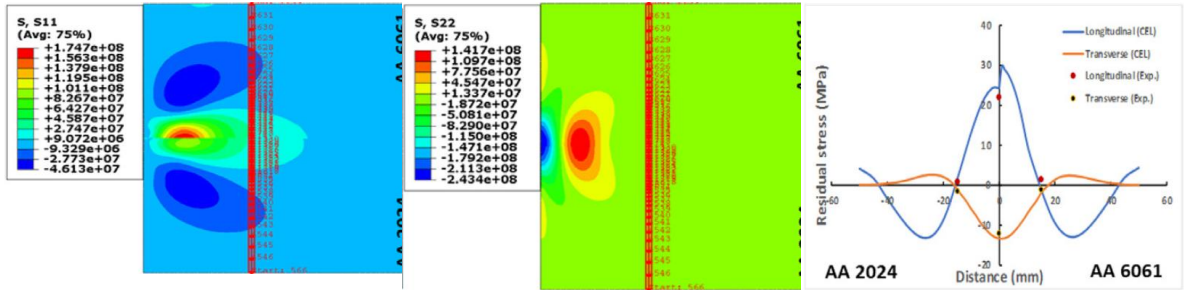


г)

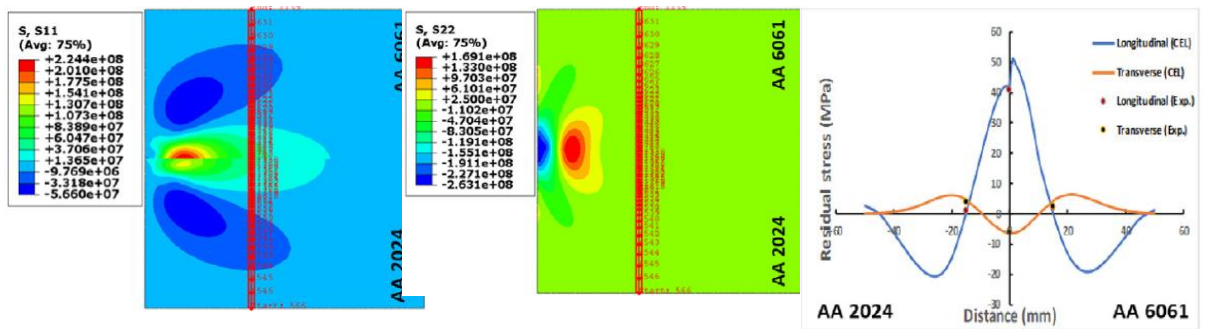
Рис. 1.33. Розподіл пластичних деформацій для різних режимів ЗТП:  
а) А, б) Б, в) В, г) Г [14].



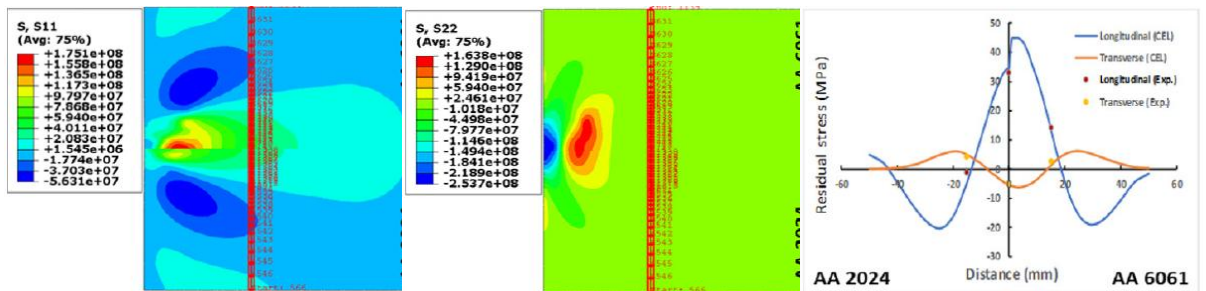
a)



б)



в)



г)

Рис. 1.34. Розрахункові розподіли повздовжніх та поперечних залишкових напружень, і порівняння з експериментальними даними для різних режимів ЗТП: а) А, б) Б, в) В, г) Г [14].

Результати показали, що максимальне значення температури вище на стороні зразка, який виготовлений з матеріалу AA6061-T6 також для всіх 4-х режимів А), Б), В), Г) (Рис. 1.30). При збільшенні швидкості обертання інструменту відбувається збільшення температури зразка, а при збільшенні поступального руху інструменту відбувається зменшення температури у зразку (Рис. 1.30 – Рис. 1.32).

Пластичні деформації сплаву AA6061-T6 перевищують пластичні деформації в частині зразка, яка зроблена зі сплаву AA2024-T3 (Рис. 1.33).

Повздовжні залишкові напруження є значно вищими ніж поперечні залишкові напруження, також треба відмітити вплив режиму інструмента на залишкові напруження (Рис. 1.34). При збільшенні швидкості обертання інструменту залишкові напруження мають тенденцію до зниження, а при збільшенні швидкості поступального руху напруження підвищуються. Для всіх 4-х режимів зварювання залишкові напруження в сплаві AA6061-T6 є вищими ніж у сплав AA2024-T3.

В статті [16] розглядалася пластина з матеріалу AA 6061-T6 (границя текучості 276 МПа) розміром 100x70x12 мм. Інструмент був зроблений зі сталі SKD-51, висота плеча інструменту дорівнювала 20 мм, діаметр 32 мм, висота штиря була 9 мм, а його верхній і нижній діаметр становили 11,6 та 8,30 мм відповідно. Швидкість обертання інструменту 600 об/хв, а поступальний рух інструменту 50 мм/хв.

Схематичне зображення процесу ЗТП показано на Рис.1.35, де показані 5 характерних областей зварювання. А саме: місце занурення робочого інструменту (plunging region), місце зупинки (dwelling region), область зварювання на стаціонарному режимі (steady state FSW region), друге місце зупинки (dwelling region) та місце виймання інструменту (releasing region). На Рис.1.36 зображено модель течії металу в зоні перемішування, яка ділиться на чотири області верхню і нижню наступаючу, та верхню і нижню відступаючу. Також на даному рисунку зображено зони: екструзії, плеча інструменту та завихрення, які

використовуються в СЕ аналізі для розрахунку об'єму теплового навантаження при ЗТП.

СЕ модель складалась 10010 вузлів та 8100 елементів. На Рис. 1.37 показано розподіли розрахункових залишкових напружень в площині  $x$ - $y$  на відстані 0, 4, 8, 12 мм від верхньої площини (Рис. 1.37а), та вздовж  $x$ - $z$  на відстані 4, 12, 20, 28 мм з відступаючої та наступаючої сторін (Рис. 1.37б).

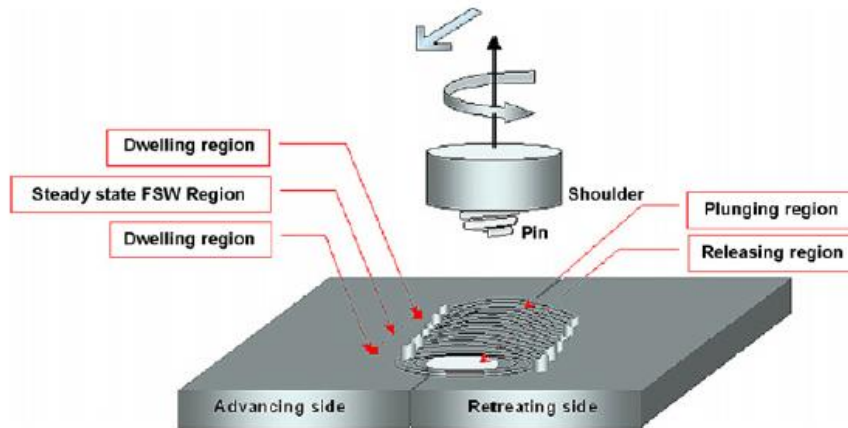


Рис. 1.35.2 Схематичне зображення процесу ЗТП [16]

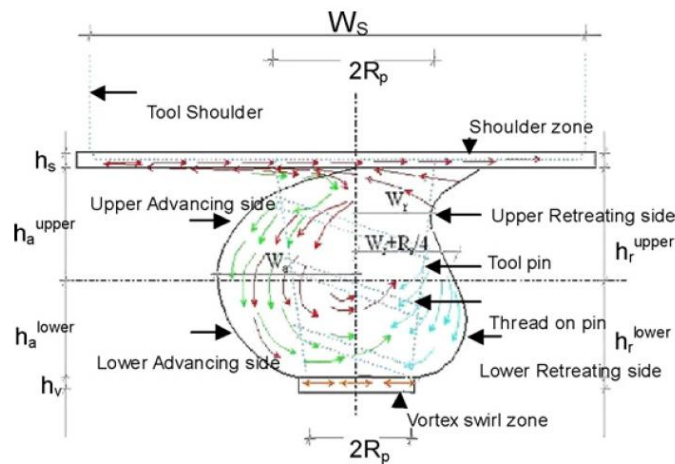


Рис. 1.36. Схема моделі течії металу в зоні перемішування при ЗТП [16]

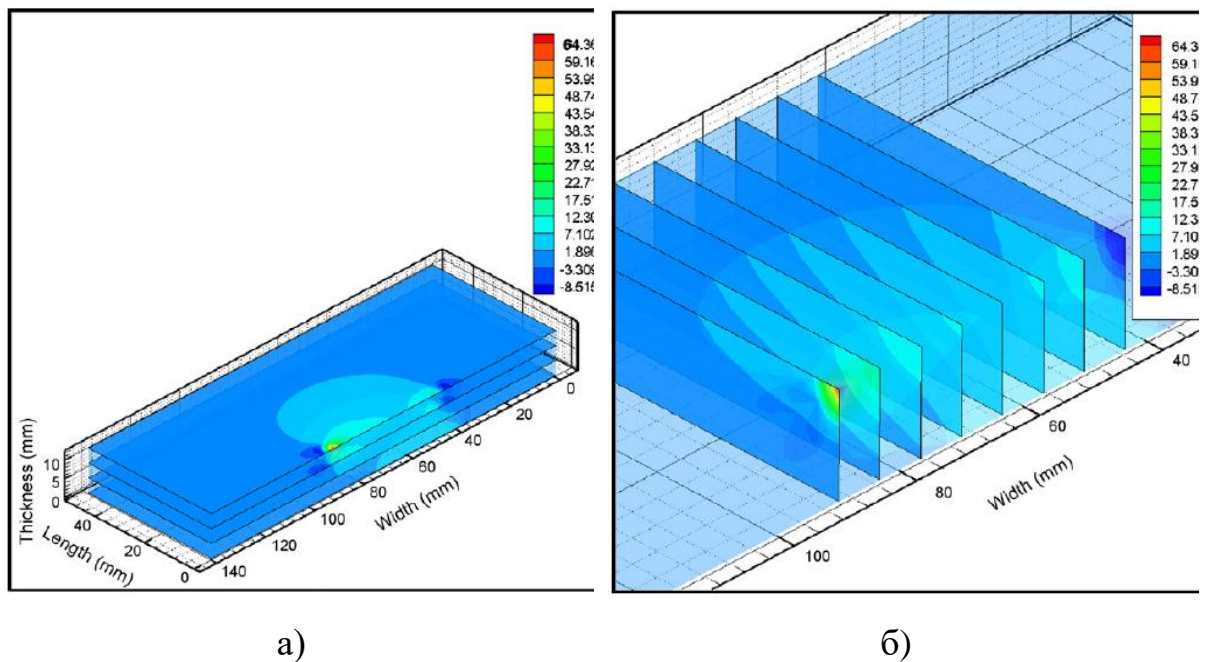


Рис. 1.37. Результати чисельного розрахунку повздовжніх залишкових напружень (МПа) [16].

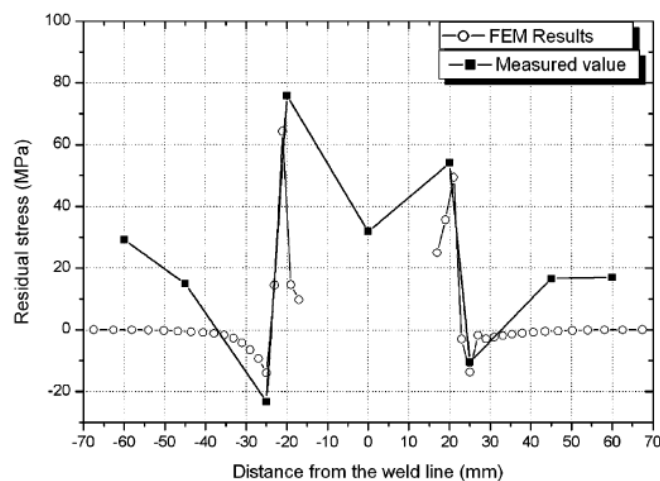


Рис. 1.38. Порівняння даних експериментального вимірювання і чисельного розрахунку повздовжніх залишкових напружень [16]

Проведена валідація СЕ моделі визначення залишкових напружень шляхом порівняння з результатами експериментального вимірювання повздовжніх залишкових напружень (Рис. 1.38). За максимальним значенням повздовжніх розтягувальних напружень залишкові напруження становлять 24% від границі текучості основного матеріалу. Також помітна асиметрія залишкових напружень відносно лінії зварювання. Це пояснюється наявністю наступаючої і відступаючої сторони в ЗТП.

В роботі [17] було розглянуто термомеханічні процеси при ЗТП магнієвого сплаву МА 2-1. Модель зварювального джерела нагріву враховувала тільки тепло, яке виділяється в результаті процесу тертя робочого інструменту відносно поверхні деталей, які зварюються. Визначені термічні цикли і розподіли температури при різних лінійних швидкостях зварювання (рис. 1.39). Також досліджувались ширина ЗТМВ, повздовжні залишкові напруження та пластичні деформації при різних лінійних швидкостях зварювання (рис. 1.40 та рис. 1.41). Треба зауважити, що зі збільшенням лінійної швидкості ширина ЗТМВ зменшується, але максимальні температури нагріву матеріалу в зоні тертя робочого інструменту мають близькі значення, оскільки визначаються, в основному, швидкістю обертання і силою притискання інструменту. Тому залишкові напруження і деформації для різних лінійних швидкостей зварювання мають близькі розподіли і максимальні значення.

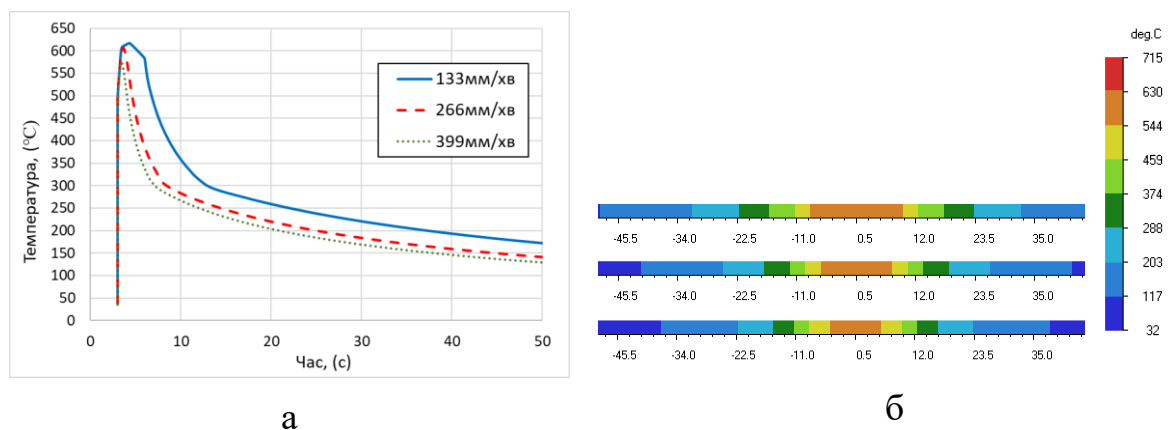


Рис. 1.39. Термічні цикли (а) та температурних полів (б) при ЗТП пластин товщиною 2 мм із магнієвого сплаву при різних швидкостях зварювання

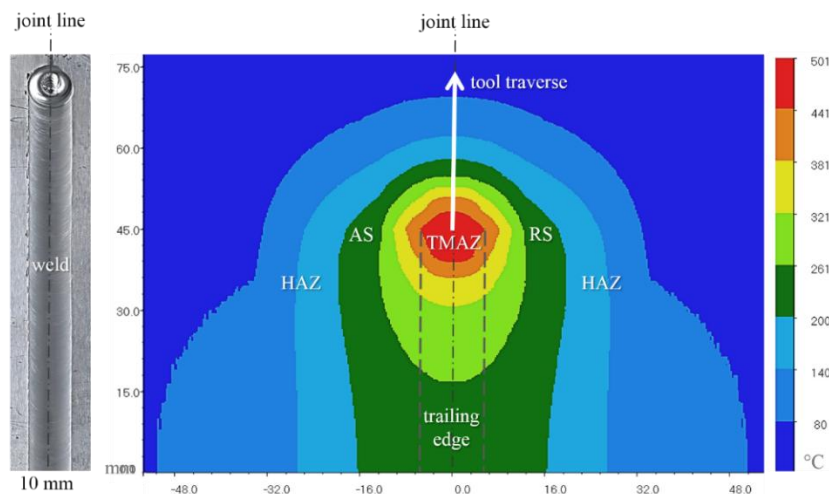


Рис. 1.40. Ширина ЗТМВ при лінійній швидкості 8 м/год в зразку та моделі

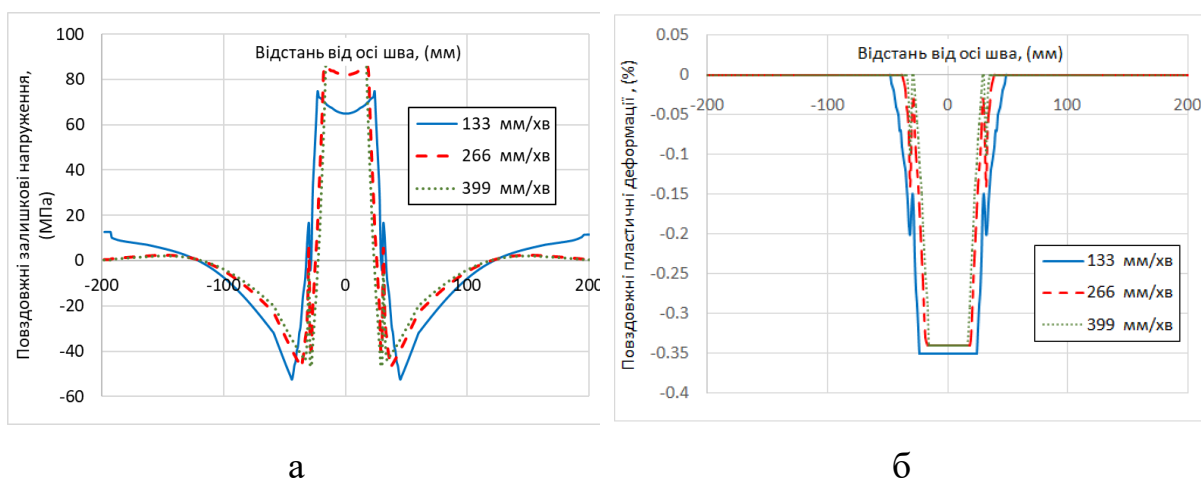


Рис. 1.41. Розподіл повздовжніх залишкових напружень (а) та пластичних деформацій (б) в стиковому з'єднанні пластин товщиною 2 мм із магнієвого сплаву при різних лінійних швидкостях

### 1.3. Експериментальні вимірювання залишкових напружень і деформацій при ЗТП

В роботі [18] було досліджено залежність мікроструктури, залишкових напружень та термічних аспектів при ЗТП для алюмінієвого сплаву 1050. Механічні характеристики сплаву 1050 наведено в Таблиці 1.5.

Таблиця 1.5. Механічні властивості алюмінієвого сплаву 1050 [18].

Границя міцності (МПа)	Границя текучості (МПа)	Видовження (%)	Твердість по Вікерсу
------------------------------	-------------------------------	-------------------	-------------------------

127,41	119,13	9,90	13
--------	--------	------	----

Досліджувались два зразки розміром 200x100x3 мм з різними параметрами зварювання, які наведені в Таблиці 1.6.

Таблиця 1.6. Параметри режиму ЗТП дослідних зразків [18].

	Зразок №1	Зразок №2
Швидкість обертання $\omega$ , (об/хв)	560	710
Лінійна швидкість $v$ , (мм/хв)	56	80
Швидкість перемішування $SR$	60	53,25

Швидкість перемішування знаходиться за формулою [18]

$$SR = \frac{\omega d_{pin}}{V}, \quad (1.30)$$

яка показує кількість обертів шару матеріалу, що прилипає до штиря. Це відбувається на відстані його діаметру. Вважається, що швидкість перемішування є гарним показником якості перемішування матеріалу.

Було визначено швидкість перемішування (Таблиця 1.6) матеріалу зварного з'єднання інструментом, який був зроблений зі сталі ХС42, діаметр плеча 14 мм, діаметр штиря 6 мм, та досліджено вплив швидкості перемішування на залишкові напруження. За допомогою експериментального методу рентгенівської дифракції були визначені розподіли залишкових напружень для двох дослідних зразків ЗТП (Рис. 1.42).

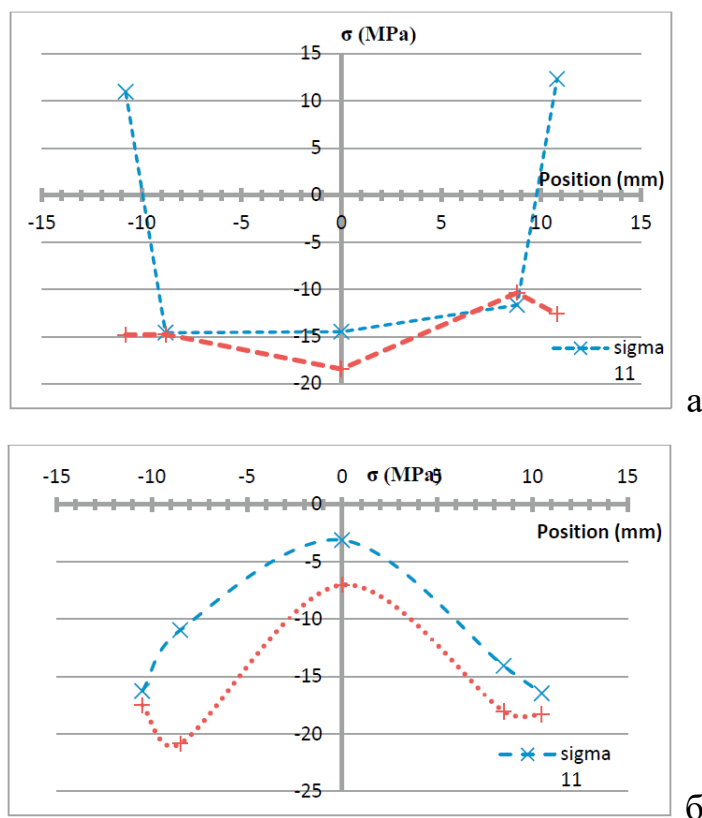


Рис. 1.42. Результати вимірювання залишкових повздовжніх напружень при ЗТП (синій колір) в зразку №1 (а) і зразку №2 (б) у порівнянні з процесом дугового (MIG) зварювання (червоний колір) [18].

Визначені експериментально залишкові напруження в зоні зварного шва є від'ємними і досить низькими до -20 МПа. У випадку ЗТП, коли швидкість перемішування матеріалу більша (зразок №1), залишкові напруження трохи вищі. Також, з цих результатів слідує, що залишкові напруження при ЗТП близькі до залишкових напружень при дуговому (MIG) зварюванні. Але, враховуючи характер розподілення залишкових напружень і величину, точність і достовірність отриманих експериментальних даних викликає питання.

В статі [19] був досліджений зразок розміром 1000x300x6,8 мм з алюмінієвого сплаву 2024-Т3, який був зварений за допомогою ЗТП при наступних технологічних параметрах. Радіус плеча і штиря інструменту дорівнював 10 мм і 3 мм відповідно. Лінійна швидкість інструменту

дорівнювала 300 мм/хв, а швидкість обертання 300 об/хв, постійна сила притискання 2019 Н.

Вимірювання повздовжніх залишкових напружень проводилось методом рентгенівської дифракції. Точність даного методу дорівнює  $\pm 10$  МПа. Схема зразка, на якому вимірювались повздовжні залишкові напруження, наведена на рис. 1.43.

Вимірювання поза-площинних деформацій вимірювались лазерно-вимірювальним пристроєм. Точність даного пристрою: 0,005 мм/м. Спочатку до зварювання вимірювалась початкова поза-площинна деформація зразка, максимальне значення якої, становило 0,011 мм. Значення цього екстремуму близьке до точності лазерно-вимірювального пристрою, тому початкова деформація зразка була знехтувана. Зварювальний зразок і лазерно-вимірювальний пристрій зображений на рис. 1.44. Порівняння розподілів вимірюваних і розрахункових повздовжніх залишкових напружень наведені на рис. 1.45 [19].

Треба відмітити, що повздовжні розтягувальні залишкові напруження більші по центру зразка по довжині, ніж на початку і в кінці, та сягають до 200 МПа. Повздовжні стискувальні залишкові напруження більші в кінці та на початку зразка, ніж по центру, і становлять -50 МПа.

Порівняльний розподіл залишкових поза-площинних деформацій (розрахункових і експериментальних) зображений на рис. 1.46.

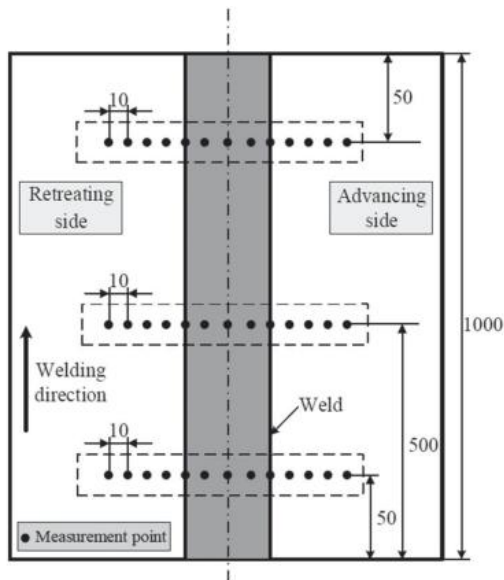


Рис. 1.43. Схема зварного вимірювального зразка [19]

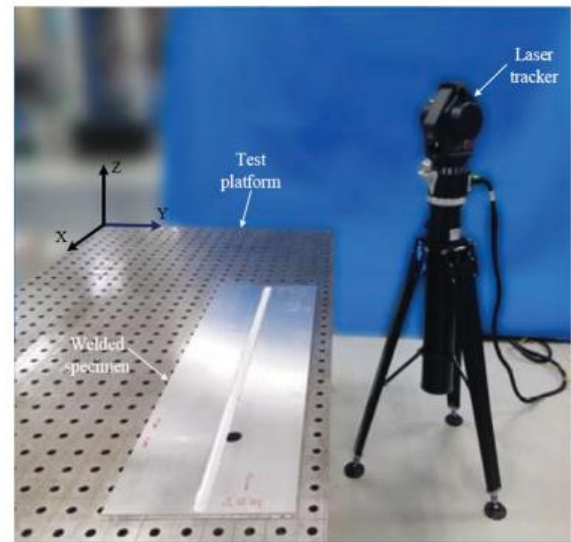


Рис. 1.44. Зварювальний зразок та лазерно-вимірювальний пристрій [19].

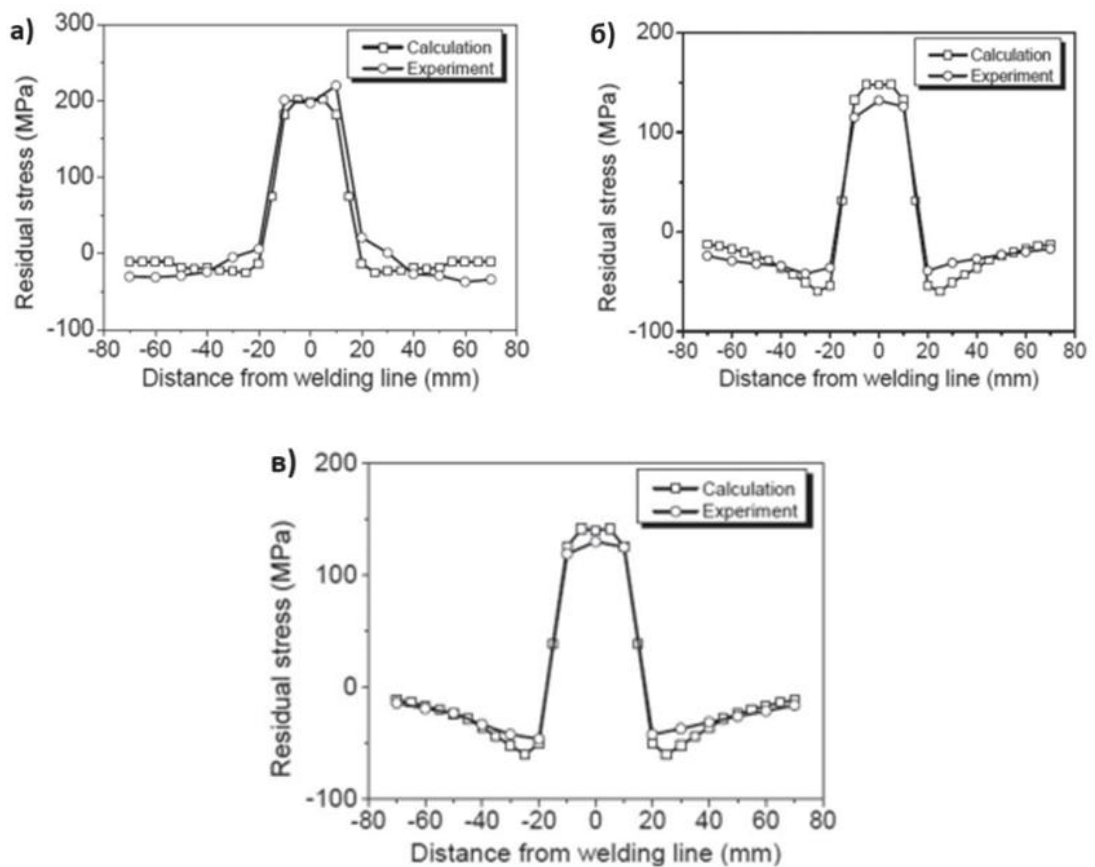


Рис. 1.45. Повздовжні залишкові напруження: а) по центру, б) на початку, в) в кінці зразка по довжині [19].

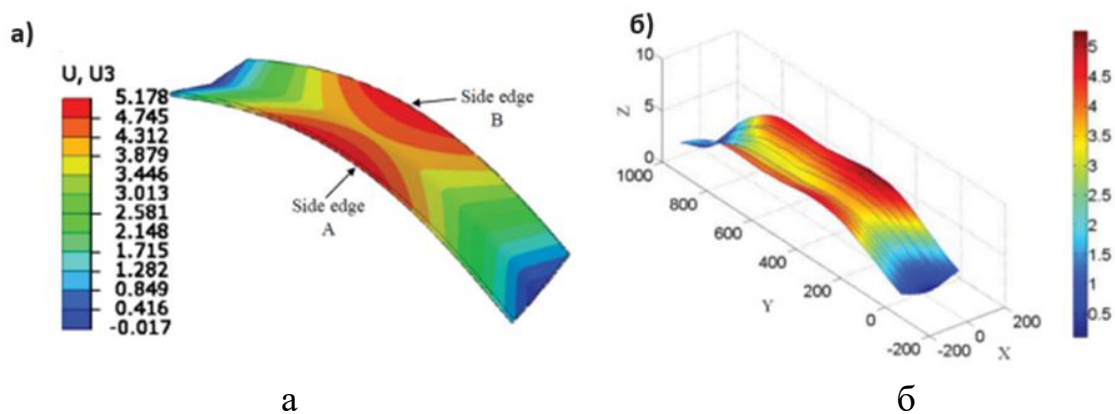


Рис. 1.46. Залишкові поза-площинні деформації (а - розрахунок, б – експеримент) [19].

В роботі [20] досліджувався зразок зварного з'єднання ЗТП з алюмінієвого сплаву 6061-Т6. Розмір зразка становив 150х65х6 мм. Діаметр плеча інструменту 18 мм, а довжина і діаметр штиря 5,7 мм та 6 мм відповідно. Обертальна швидкість інструменту та його поступальна швидкість, для яких відбувалось вимірювання залишкових напружень, дорівнювало 600 об/хв і 1,5 мм/с відповідно.

Визначення залишкових напружень було виконано за допомогою методу рентгенівської дифракції. Точки зразка, в яких визначались залишкові напруження, зображені на рис. 1.47. Значення повздовжніх залишкових напружень в різних точках зразка наведені у таблиці 1.7. По осі зварного з'єднання отримані низькі значення залишкових напружень, але на відстані 14 мм і 19 мм значення стискувальних напружень досягає рівня - 50...60 МПа.

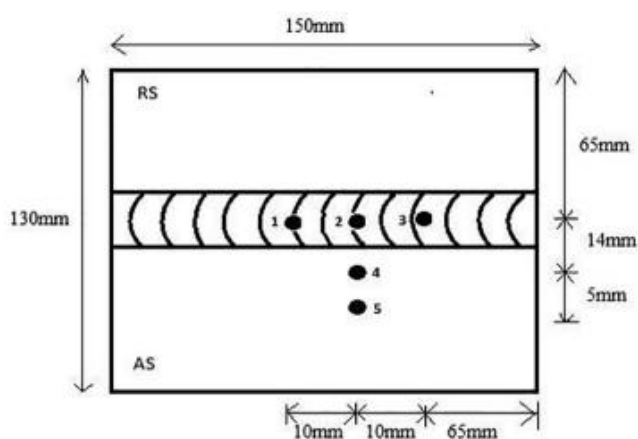
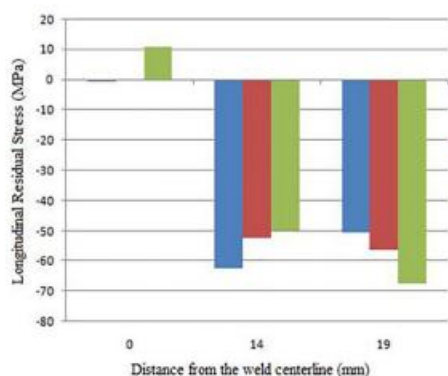


Рис. 1.47. Точки вимірювання залишкових напружень [20].

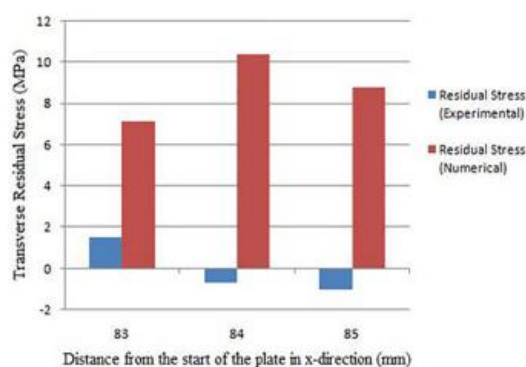
Таблиця 1.7. Значення повздовжніх залишкових напружень, отриманих методом рентгенівської дифракції (XRD) [20].

Spot	Residual Stress (MPa)
1	$+1.5 \pm 2.6$
2	$-0.7 \pm 2.2$
3	$-1.0 \pm 2.9$
4	$-62.4 \pm 23.7$
5	$-50.5 \pm 18.3$

Також в роботі [20] була зроблена спроба порівняння значень експериментального вимірювання залишкових напружень з результатами аналітичного і чисельного розрахунку. Представлені повздовжні залишкові напруження в залежності від відстані від осі зварного з'єднання (Рис. 1.48а) та поперечні залишкові напруження в залежності від відстані від початку зварювання (Рис. 1.48б). Якщо значення залишкових повздовжніх напружень на відстані від осі шва для експерименту і розрахунку узгоджуються, але майже нульові значення залишкових напружень в центрі зварного з'єднання викликають сумніви. Тим більш, що виміряні поперечні залишкові напруження відрізняються і за знаком, і за величиною від розрахункових даних.



а



б

Рис. 1.48. Повздовжні (а) та поперечні (б) залишкові напруження [20].

В статті [21] досліджувався зразок різнорідного зварного з'єднання розміром 87,5x400x8 мм з алюмінієвих сплавів 2024-T3 та 7075-T6 (Рис. 1.49). Параметри зварювання були використані наступні: швидкість обертання інструменту 400 об/хв, лінійна швидкість зварювання становила 150 мм/хв. Діаметр плеча інструменту дорівнював 20 мм, а діаметр і довжина штиря дорівнює 5 і 7,5 мм.

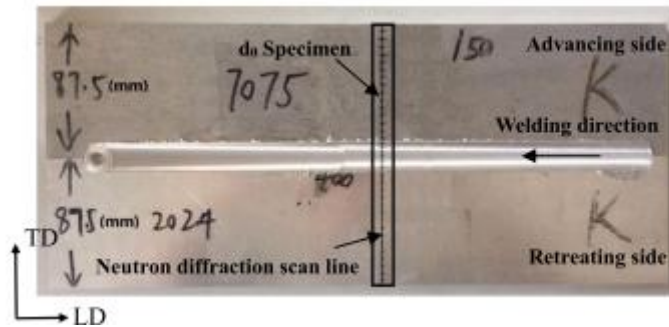
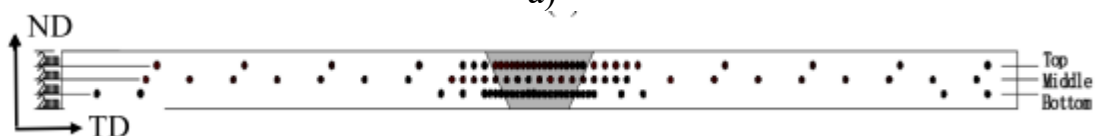


Рис. 1.49. Зразок різнорідного зварного з'єднання ЗТП [21].

Вимірювання залишкових напружень в роботі [21] проводилося за допомогою методу нейтронної дифракції. Нейтронно-дифракційне обладнання, та лінії вимірювання зображені на рис. 1.50.



а)



б)

Рис. 1.50. Нейтронно-дифракційне обладнання (а) та лінії вимірювання (б) [21]

На рис. 1.51 і рис. 1.52 представлені результати вимірювання поздовжніх та поперечних залишкових напружень для різнорідного зразка ЗТП. Залишкові повздовжні напруження (рис. 1.51) в зоні зварного шву являються розтягувальними і досягають досить високого рівня (до 225 МПа). Також ці напруження вищі зі сторони сплаву 7075. Також треба зазначити, що на верхній стороні зразка повздовжні залишкові напруження приблизно на 100 МПа вищі ніж на нижній стороні. Поперечні залишкові напруження (рис. 1.52) навпаки визначені дуже низькими, максимальні стискувальні значення зі сторони сплаву 2024 не перевищують -25 МПа.

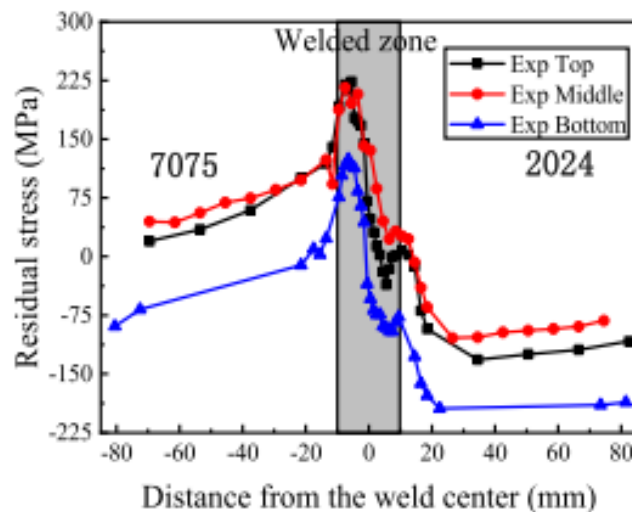


Рис. 1.51. Повздовжні залишкові напруження ЗТП [21].

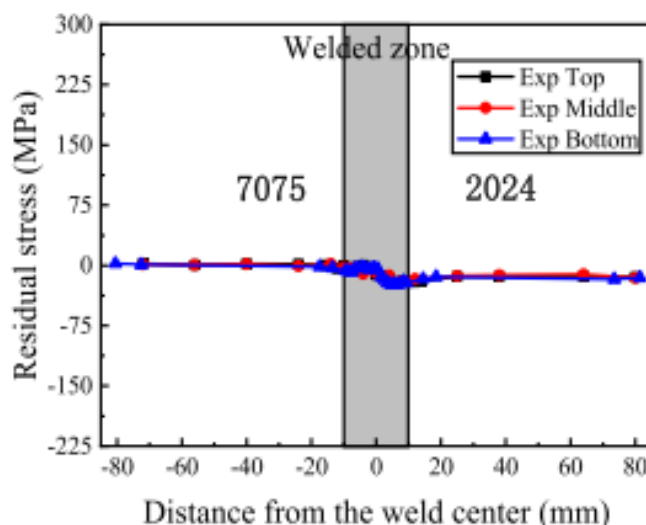


Рис. 1.52. Поперечні залишкові напруження ЗТП [21].

В роботі [13] проводилось вимірювання залишкових напружень при ЗТП для алюмінієвого сплаву 6061-Т6. Товщина зразка зварного з'єднання складала 6.35 мм, швидкість зварювання 280 мм/хв і 787 мм/хв, швидкість обертання піна 1250 об/хв). Визначені експериментально залишкові напруження, повздовжня компонента S11 і поперечна компонента S33, представлені на Рис.1.53.

Обидві компоненти залишкових напружень по центру зварного з'єднання визначені розтягувальними, але максимальні повздовжні залишкові напруження в 3-4 рази вище ніж поперечні. Чим вище лінійна швидкість зварювання, тим вище максимальні повздовжні напруження.

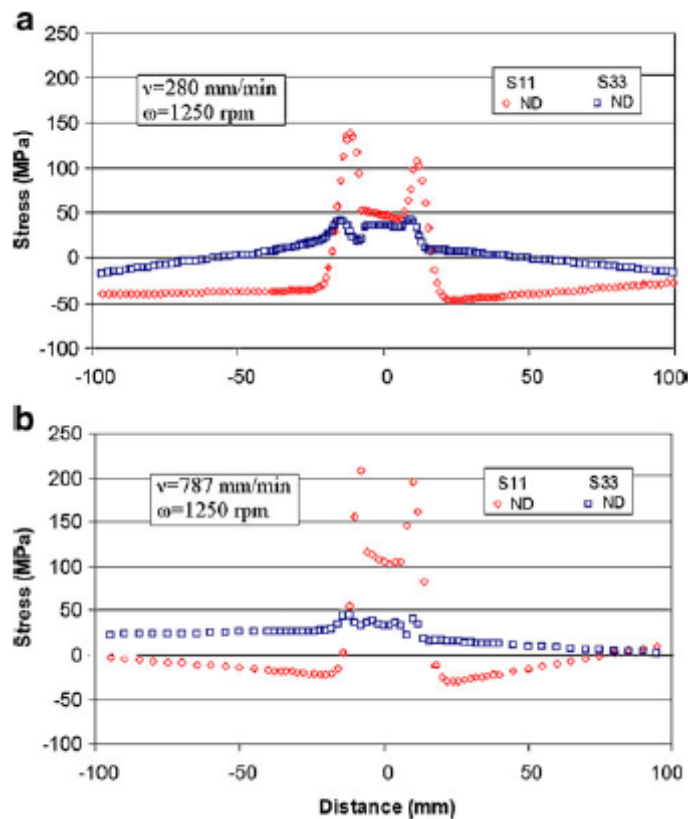


Рис. 1.53. Залишкові напруження при ЗТП, отримані експериментально для сплаву AA6061-Т6 [13].

В статті [14] були визначені експериментально залишкові напруження для різномірного зразку зварного з'єднання з алюмінієвих сплавів 2024 та 6061, для 4-х режимів ЗТП (Таблиця 1.3).

Експериментальні та розрахункові розподіли залишкових напружень представлені на Рис.1.54. Для всіх розглянутих режимів ЗТП повздовжня компонента залишкових напружень по центру зварного з'єднання визначена розтягувальною з максимальною величиною до 50 МПа, а поперечна компонента – стискувальна не вище -15 МПа. Розрахункові дані добре узгоджуються з експериментальними даними, але точок експериментального вимірювання залишкових напружень дуже мало (3-4 точки).

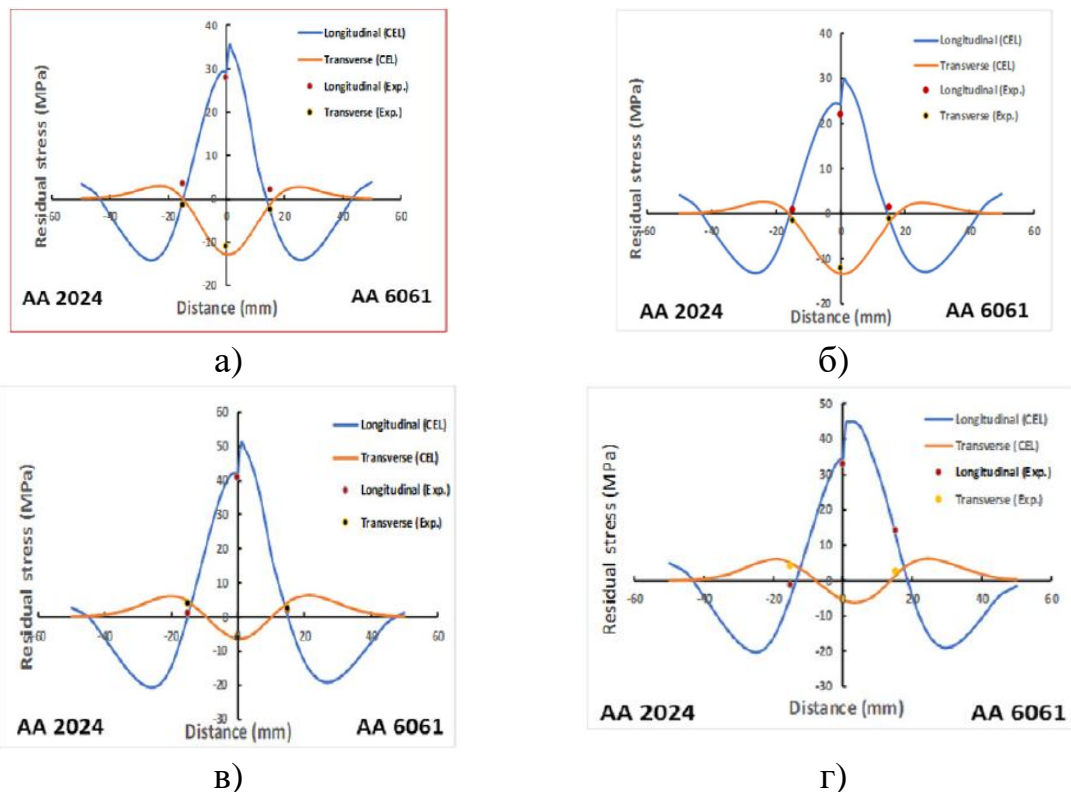


Рис. 1.54. Порівняння експериментальних та розрахункових залишкових напружень для 4-х режимів ЗТП [14]:

а) режим А; б) режим Б; в) режим В; г) режим Г

## Висновки до розділу 1

1. Аналіз літературних джерел стосовно математичного моделювання теплових і термодформаційних процесів при ЗТП для чисельного визначення залишкових напружень та деформацій в зоні зварних стикових

з'єднань із алюмінієвих сплавів показав, що найбільш поширеною і адекватною є розрахункова скінченно-елементна модель на основі підходів термопружнопластичного аналізу. Основними особливостями моделі являються:

- тепловиділення від тертя робочого інструменту відносно матеріалу з'єднання, а також за рахунок інтенсивного пластичного деформування матеріалу під час перемішування;
- специфічні для ЗТП умови жорсткого закріплення елементів з'єднання під час зварювання;
- послідовне простеження за часом термодформаційних процесів в матеріалі з'єднання від початку нагріву до повного охолодження.

2. В окремих дослідженнях в розроблених математичних моделях ЗТП додатково враховуються наступні фактори: залежність коефіцієнту тертя від температури матеріалу, відводу тепла в робочий інструмент і оснащення для закріплення, зниження тепловиділення від тертя за рахунок перемішування матеріалу, додаткового тепловиділення від пластичних деформацій матеріалу.

3. Враховуючи, що в більшості випадків на практиці ЗТП використовується для зварювання високоміцних алюмінієвих сплавів, які під дією зварювального нагріву в ЗТВ отримують ефект знеміцнення матеріалу, тобто деградації механічних властивостей алюмінієвого сплаву, то необхідно в математичній моделі визначення залишкових напружень і деформацій враховувати цей ефект.

4. Існуючі результати експериментального вимірювання і розрахункового визначення залишкових напружень при ЗТП є досить суперечливими як за характером розподілу повздовжніх і поперечних напружень, так і за їх величиною, тобто відсутнє загальноприйняте уявлення з цього питання.

### **Мета і задачі досліджень:**

Метою дослідження є визначення механічних властивостей з урахуванням ефекту знеміцнення матеріалу та напружено-деформованого стану зварних з'єднань із алюмінієвих сплавів, виконаних зварюванням тертям з перемішуванням (ЗТП), та математичне моделювання методом функції усадки загальних зварювальних деформацій великогабаритних конструкцій з великою кількістю з'єднань за технологією ЗТП.

Для досягнення мети досліджень в роботі поставлені наступні задачі:

- визначити теплофізичні та механічні властивості матеріалу зварного з'єднання з алюмінієвого сплаву 2219-T81 з урахуванням ефекту знеміцнення матеріалу в ЗТВ;
- виконати експериментальне вимірювання залишкових напружень в дослідних зразках зварних з'єднань із алюмінієвого сплаву 2219-T81, виконаних ЗТП;
- на основі результатів аналізу існуючих математичних моделей розрахунку залишкових деформацій і напружень при ЗТП в алюмінієвих сплавах вибрати модель джерела нагріву при ЗТП алюмінієвих сплавів, розробити розрахункові алгоритми вирішення задачі нестационарної теплопровідності при ЗТП алюмінієвих сплавів, а також застосувати ефективну модель термодформування матеріалу при ЗТП алюмінієвих сплавів на основі методу термопластичності та з урахуванням ефекту знеміцнення матеріалу;
- виконати розрахункове дослідження на основі розробленої моделі термопластичного аналізу для чисельного визначення залишкових напружень та деформацій в зоні зварних стикових з'єднань із алюмінієвих сплавів, виконаних ЗТП.
- розвинути математичну модель та провести розрахункове дослідження за методом функції усадки загальних зварювальних деформацій великогабаритних циліндричних конструкцій з великою кількістю з'єднань за технологією ЗТП.

## РОЗДІЛ 2. ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ МЕХАНІЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ І ЗАЛИШКОВИХ НАПРУЖЕНЬ НА ЗРАЗКАХ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ, ВИКОНАНИХ ЗВАРЮВАННЯМ ТЕРТЯМ З ПЕРЕМІШУВАННЯМ

### 2.1. Технологія зварювання тертям з перемішуванням дослідних зразків з алюмінієвого сплаву 2219-T81

Дослідні зразки ЗТП, які досліджувались в роботі, були стиковими з'єднаннями пластин товщиною 6 мм і 10 мм з алюмінієвого сплаву 2219-T81. ЗТП виконувалось з технологічними параметрами, які вказані в Таблиці 2.1. Особливістю технології ЗТП являється жорстке закріплення елементів, що з'єднуються, до опорної плити (Рис.2.1), розігрів за рахунок обертання робочого інструменту і занурення на початку з'єднання, потім рух з постійною лінійною швидкістю (Рис.2.2), зупинка лінійного руху і виймання інструменту в кінці з'єднання, тобто, виконання зварного з'єднання на стаціонарному режимі по всій довжині крім кінцевих ділянок.

Для складання стикового шва при ЗТП використовується підкладна опорна пластина, а з зовнішньої сторони елементи з'єднання фіксуються притискним механізмом типу фортепіанної клавіші (Рис.2.3).

Таблиця 2.1. Технологічні параметри ЗТП дослідних зразків

Товщина (мм)	Швидкість обертання інструменту (об/хв)	Лінійна швидкість зварювання (мм/хв)	Кут нахилу плеча інструменту (°)
6	700	200	2.5
10	700	170	2.5

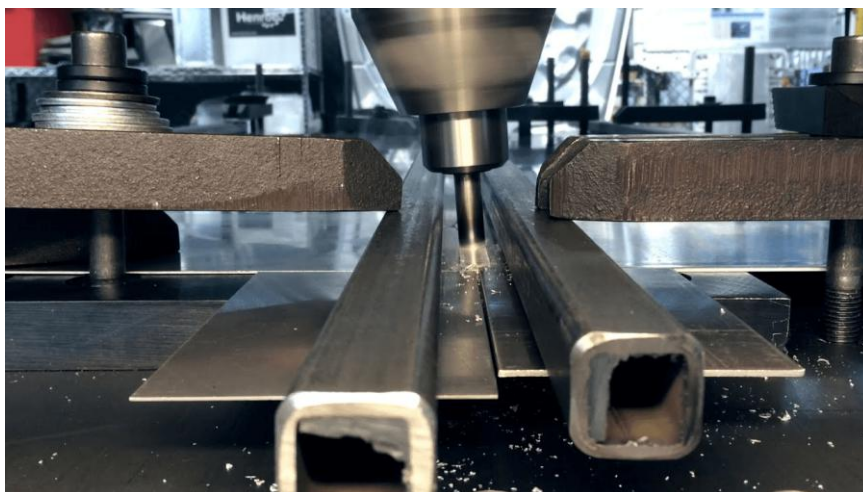


Рис.2.1. Закріплення елементів з'єднання при ЗТП.



Рис.2.2. Робочий інструмент при ЗТП стикового з'єднання



Рис. 2.3. Оснащення для притискання елементів з'єднання при ЗТП (вид зверху)

Для складання кільцевого стикового шва оболонок використовується внутрішня опора і з зовнішньої сторони оболонка фіксується притискним механізмом типу фортепіанної клавіші. Діаметр зовнішнього притискного механізму є фіксованою величиною, а діаметр оболонки може бути на 2 мм менший за діаметр притискного механізму. Під час збирання виставляються в стик обидві оболонки і розжимаються внутрішньою опорою (розжимним кільцем). Ширина дугового блоку внутрішньої опори становить приблизно 100 мм, а зовнішній діаметр внутрішньої опори на 2 мм більший за внутрішній діаметр оболонки. За рахунок ефекту локального пружного розжиму оболонки під час складання і зварювання намагаються компенсувати утворення деформацій корсетності для кільцевих з'єднань.

## 2.2 Механічні та теплофізичні властивості матеріалу зварного з'єднання з алюмінієвого сплаву 2219-T81

Алюмінієвий сплав 2219 з міддю, як основним легувальним елементом (Al-6,5% Cu) (Таблиця 2.2), має широке застосування в аерокосмічній галузі. Алюмінієвий сплав 2219-T81 – високоміцний термозміцнений сплав, з хорошою зварюваністю та в'язкістю до руйнування, має високу корозійну стійкість як основного матеріалу, так і матеріалу зварних з'єднань [22].

Таблиця 2.2. Хімічний склад алюмінієвого сплаву 2219 [23].

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	V	Zr	Zn	Ti	Al
0.20	0.30	5.8-6.8	0.2-0.4	0.02	0.05-0.15	0.1-0.25	0.10	0.02-0.1	bal.

В залежності від технології термообробки сплав 2219 може мати різні механічні властивості (Таблиця 2.3).

Алюмінієвий сплав 2219-O - це сплав 2219 у відпаленому стані. Він має найнижчу міцність і другу за величиною пластичність порівняно з іншими варіантами термообробки сплавів 2219.

Алюмінієвий сплав 2219-T81 - це сплав 2219 після термічного відпуску за режимом T81. Щоб досягти межі текучості на рівні 350 МПа, метал піддається термічній обробці в розчині, деформаційному зміцненню на 1%, а потім штучному старінню. Він має другу найвищу міцність порівняно з іншими варіантами термообробки алюмінієвих сплавів 2219.

Алюмінієвий сплав 2219-T852 - це сплав 2219 після термічного відпуску за режимом T852. Метал піддається термічній обробці в розчині, знімаються напруження, а потім метал піддається штучному старінню. Зняття напружень досягається шляхом холодного механічного стиснення металу на 1-5%. Сплав має найнижчу пластичність порівняно з іншими варіантами термообробки алюмінієвих сплавів 2219.

Після обробки C10S (термічна обробка розчином, холодна обробка з деформацією приблизно 10%, штучне старіння) сплав демонструє відмінні

механічні властивості – межа текучості до 410 МПа, стійкість до корозії під напруженням і зварюваність [23].

Таблиця 2.3 - Межа плинності сплаву 2219 для різних термообробок

$T$ , °C	2219-O $\sigma_T$ , МПа [24]	2219-T81 $\sigma_T$ , МПа [24]	2219-T852 $\sigma_T$ , МПа [22]	2219-C10S $\sigma_T$ , МПа [23]
20	76	350	315	410
100		347	312	406
200		325	293	381
300		200	180	234
400		100	91	119
500		50	44	57

На Рис.2.4-2.10 приведені графіки залежності від температури механічних та теплофізичних властивостей сплаву 2219-T81, зварні з'єднання з якого розглядаються в роботі, з різних літературних джерел [3, 24, 25], а також згідно результатів розрахунку за хімічним складом сплаву в ПЗ JMatPro [26]. На основі порівняльного аналізу даних на Рис.2.4-2.10 були вибрані залежності від температури властивостей сплаву 2219-T81, які являються більш достовірними (Таблиця 2.4).

Таблиця 2.4 - Механічні та теплофізичні властивості сплаву 2219-T81

$T$ , °C	$E$ , МПа [24]	$\sigma_T$ , МПа [24]	$\sigma_T(T)/$ $\sigma_T(20)$	$\nu$ [24]	$\alpha \cdot 10^6$ , 1/°C [24,26]	$\lambda$ , Вт/ (см·°C) [24]	$c_p$ , Дж/ (см <sup>3</sup> ·°C) [24]	$\rho$ , кг/м <sup>3</sup> [24]
20	73000	350	1	0,3	20,3	120	2,47	2840
100	67500	347	0,99	0,304	21,5	127	2,5	2840
200	58000	325	0,93	0,308	22,8	133	2,58	2840
300	39800	200	0,57	0,311	24	135	2,84	2840
400	33000	100	0,29	0,315	25	136	3,18	2840
500	27000	50	0,14	0,32	26,4	137	3,71	2840

Інтервал температур плавлення [27]:  $T_{sol} = 543^\circ\text{C}$ ,  $T_{liq} = 643^\circ\text{C}$ .

Питома теплота плавлення [27]:  $Q_{liq} = 390 \text{ кДж/кг} = 1,03 \text{ Дж/мм}^3$ .

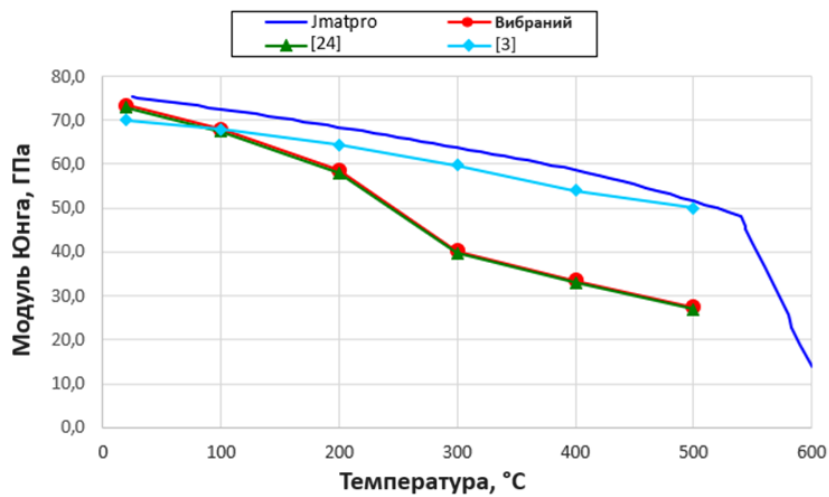


Рис. 2.4. Залежність модуля Юнга від температури для сплаву 2219-T81

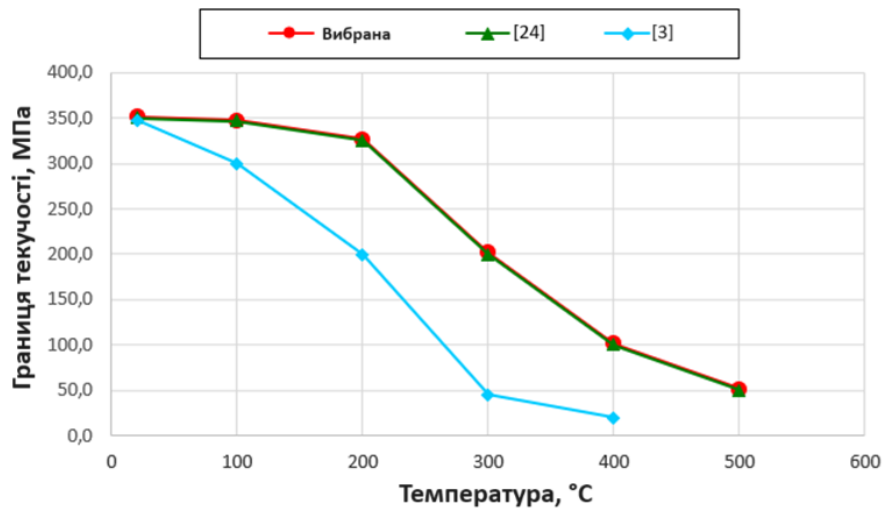


Рис. 2.5. Залежність межі текучості від температури для сплаву 2219-T81

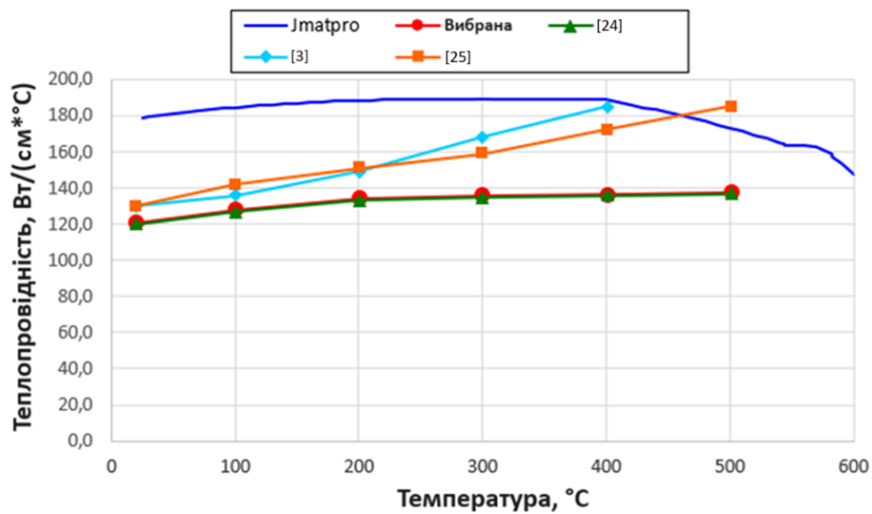


Рис. 2.6. Залежність коефіцієнту теплопровідності від температури для сплаву 2219

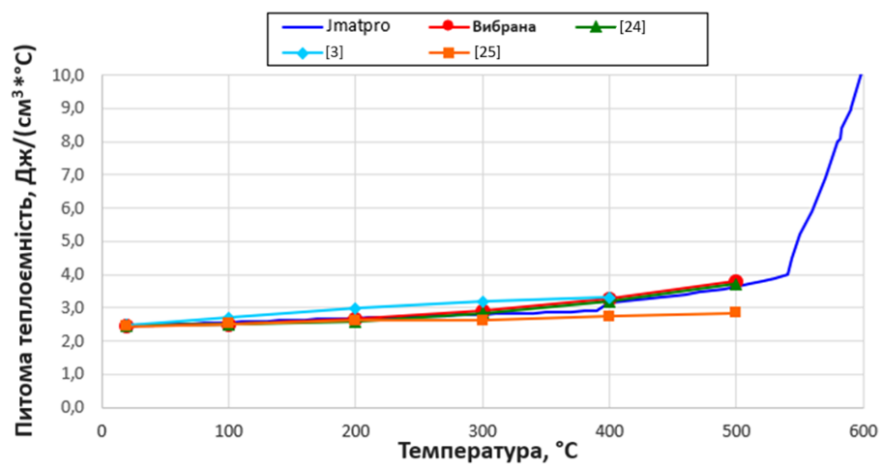


Рис. 2.7. Залежність питомої теплоємності від температури для сплаву 2219

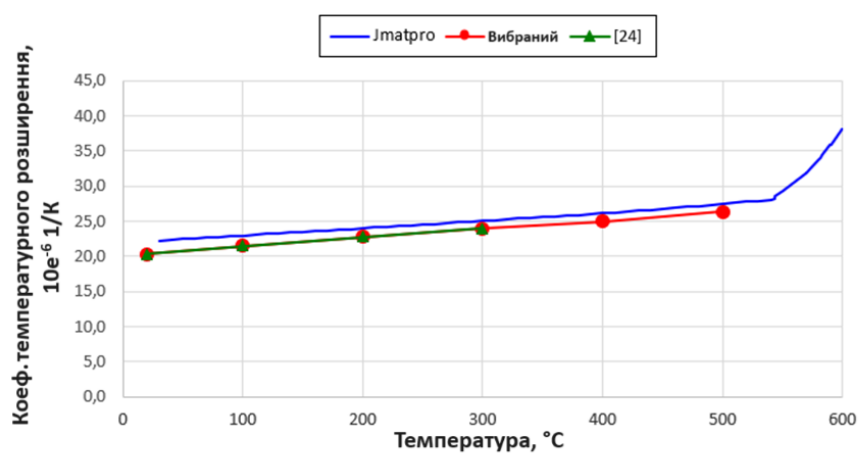


Рис. 2.8. Залежність коефіцієнта температурного розширення від температури для сплаву 2219

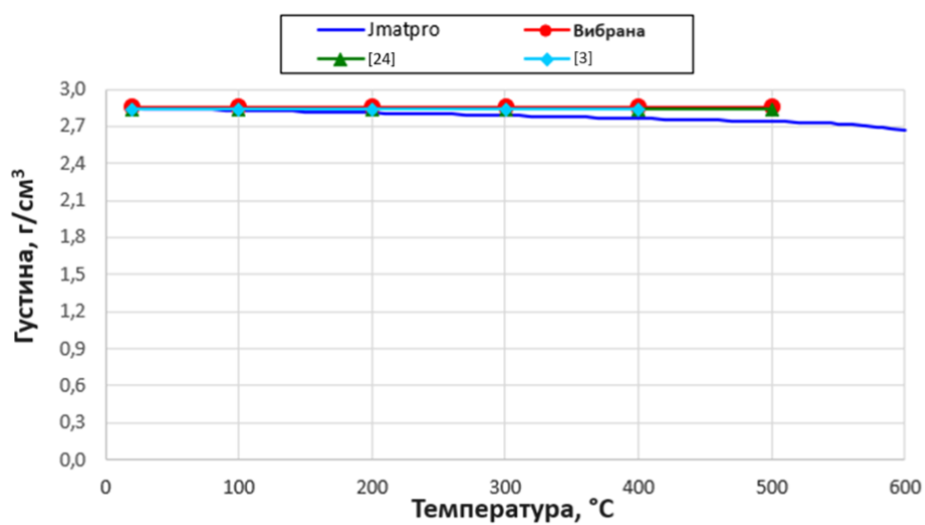


Рис. 2.9. Залежність густини від температури для сплаву 2219

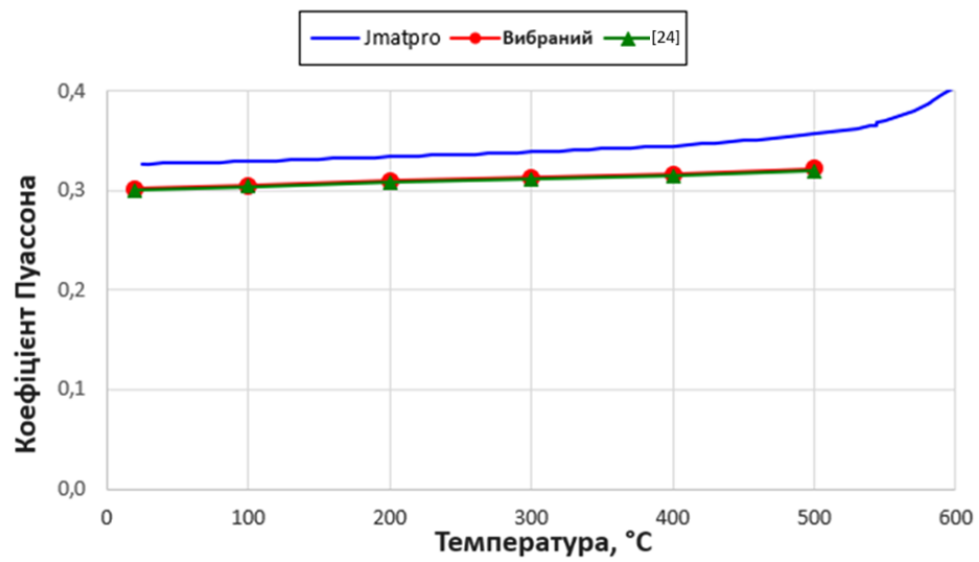
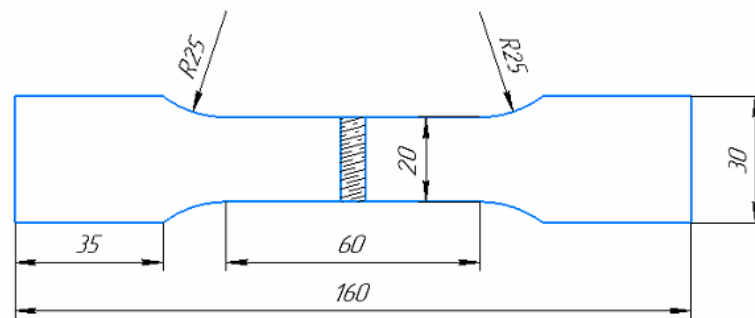


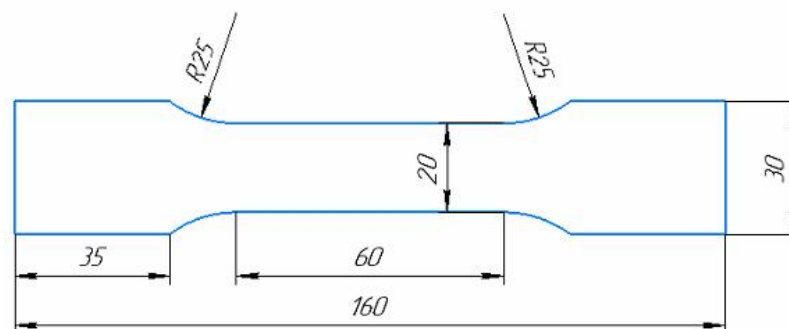
Рис. 2.10. Залежність коефіцієнта Пуассона від температури для сплаву 2219

## Результати лабораторних випробувань плоских зразків зварних з'єднань

Було проведено статистичне дослідження механічних властивостей контрольних зварних зразків. Оскільки не був відомий напрямок прокату листів металу, з яких виготовляли плоскі зразки, то для випробувань на одноосовий розтяг було виготовлено по 10 зразків на розрив з ОМ у двох взаємно перпендикулярних напрямках (для максимальної та мінімальної товщини пластин, відповідно, 10 і 6 мм) із метою подальшого визначення зразків, які відповідають напрямку прокату та перпендикулярних до нього. Метал зі зварного з'єднання істотно меншою мірою залежить від напрямку прокату через перекристалізацію металу шва і ЗТВ у процесі зварювання, тому для цих випробувань використовували 10 зразків (аналогічно, для максимальної та мінімальної товщин пластин).



(a)



(б)

Рис. 2.11. Схема зварного (а) і основного металу (б) зразків для випробувань на одноосовий розтяг

### Протокол випробувань на одновісний розтяг (Зразок 1.1.)

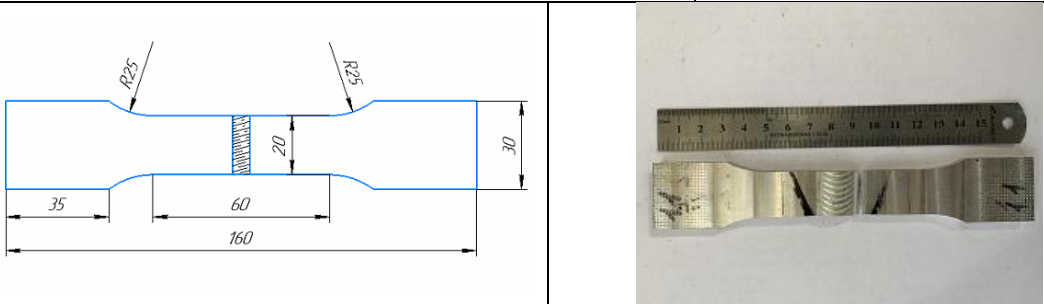
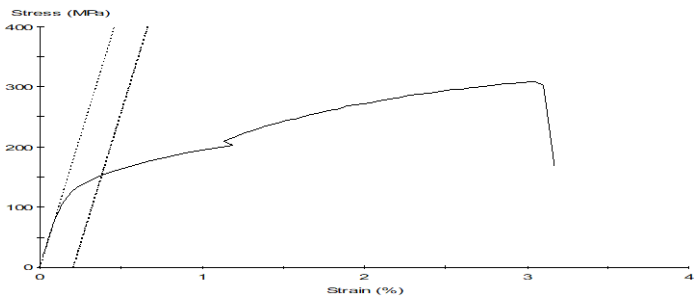
Тип зразка	зварний зразок на розрив
Товщина зразка, мм	5,950
Ширина основної частини зразка, мм	20,340
<u>Номінальні характеристики:</u>	
Умовна межа текучості $\sigma_{0,2}^*$ , МПа	153,0
Границя пропорційності $\sigma_n^*$ , МПа	85,2
Тимчасовий опір $\sigma_B$ , МПа	309.7
Пікове навантаження $P$ , Н	37478.8
Деформації пластичної течії $\varepsilon_n^*$	0,0010
Модуль Юнга $E^*$ , ГПа	85,2
<u>Розрахункові характеристики:</u>	
Істинні деформації пластичної течії $\varepsilon_n$	0,001
Істинний модуль Юнга $E$ , ГПа	85,3
Істинна умовна границя текучості $\sigma_{0,2}$ , МПа	153,4
Істинна границя пропорційності $\sigma_n$ , МПа	85,3
	
	

Рис.2.12 Приклад протоколу випробувань на одновісне розтягнення.

На прикладі зварних зразків різної товщини з алюмінієвого сплаву 2219-T81 в Таблиці 2.5 показано результати проведення статистичних досліджень механічних властивостей металу. Функції розподілу механічних властивостей зварних контрольних зразків, що розглядаються (модуля Юнга й умовної границі текучості), з достатнім ступенем точності відповідають нормальному закону розподілу.

Таблиця 2.5. Параметри нормального закону розподілу величин модуля Юнга і границі текучості

Характеристика матеріалу	Параметри нормального розподілу			
	6 мм		10 мм	
	дисперсія випадкової величини	математичне сподівання	дисперсія випадкової величини	математичне сподівання
Зразок з основного металу				
Модуль Юнга, ГПа	5,3	76,5	4,8	74,1
Границя текучості вздовж напрямку прокату, МПа	2,9	383,3	9,0	388,0
Границя текучості впоперек напрямку прокату, МПа	12,3	369,5	3,2	371,0
Зварний зразок				
Модуль Юнга, ГПа	8,4	85,5	16,0	76,5
Границя текучості, МПа	9,0	156,3	6,3	137,9

$\langle X \rangle$  - математичне сподівання,  $D_x$  - дисперсія випадкової величини [28]

$$\langle X \rangle = \sum_{j=1}^n x_j P(x_j) \quad (2.1)$$

$$D_x = \sum_{j=1}^n (x_j - \langle X \rangle)^2 P_j(x_j) \quad (2.2)$$

Вплив напрямку прокату на механічні властивості розглянутого матеріалу не перевищує 4,5 %, що дає змогу не враховувати анізотропію матеріалу під час проведення розрахунків, оперуючи мінімальною середньою величиною ( $\sigma_{0,2}=369,5$  МПа,  $E=74,1$  ГПа). Відчутний вплив на фактичні властивості металу зварних з'єднань чинить процес взаємодії легуючих елементів між собою при температурах 350-370°C, що сприяє перерозподілу структурних складових сплаву і призводить до зниження твердості металу в зоні нагріву [29, 30]. Як зазначалося в роботі [22], осадження і коагуляція зміцнюючих фаз нерозчинних елементів заліза і кремнію, а також осередків утворення легкоплавких евтектик на межах зерен при підвищених температурах зварювального нагріву, і протікання процесів коагуляції з утворенням зміцнюючих фаз, що призвело до збільшення розмірів інтерметалідних осадів, спричинили зниження твердості в цій зоні, в якій в результаті визначено суттєве знеміцнення металу: зниження тимчасового опору розриву  $\sigma_B$  до 44,4 % і істинної границі текучості  $\sigma_{0,2}$  до 63,4% відносно основного металу.

### **2.3 Результати вимірювання залишкових напружень в зварному з'єднанні з алюмінієвого сплаву 2219-T81**

Було виконано дослідження залишкових зварювальних напружень в зразках з алюмінієвого сплаву 2219-T81, які були зварені з використанням технології ЗТП [31, 32]. Вимірювання залишкових напружень проводилося двома методами:

1. Методом розрізування металу зварного з'єднання на вузькі смужки (темплети) для звільнення в них внутрішніх напружень і вимірювання отриманих при цьому пружних деформацій (залишкових зварних повздовжніх напружень) [33]. Для цього використовувався механічний деформометр з базою вимірювання 20 мм (рисунок 2.13) і

система конусних отворів, попередньо висвердлених на верхній і нижній поверхнях в поперечних перерізах в середній частині зразків.

2. Методом отворів у поєднанні з реєстрацією переміщень, що виникають у результаті локальної релаксації напружень, за допомогою лазерної спекл-інтерферометрії (ESPI-HD метод) (рис. 2.14). Він не вимагає підготовки поверхні та може використовуватись для визначення залишкових напружень на базі 0.5-1.0 мм у діаметрі та глибиною до 1 мм. Вимірювання виконувались у наступній послідовності: спекл-інтерферометр встановлювався на зварне з'єднання, після чого записувалися цифрові зображення, що характеризують початковий стан поверхні до свердління отвору. Після релаксації напружень, що викликана свердлінням некрізного отвору діаметром 1,0 мм і глибиною 0,5 мм, записувався інший набір спекл-зображень, що відображали деформований стан. На основі отриманих зображень методом фазових кроків розраховувались значення переміщення в площині зразка навколо отвору, за якими визначалися залишкові напруження [34, 35].

Вимірювання за допомогою механічного деформометра кожної вимірювальної бази (20 мм) проводились до і після повного розрізування зразків на темплети для повного звільнення від залишкових пружних деформацій. Після цього був виконаний перерахунок отриманих даних пружних деформацій кожної вимірювальної бази в залишкові зварні напруження в заданій точці зразка. При цьому для даного алюмінієвого сплаву 2219-T81 в розрахунках використовувався модуль пружності, який дорівнює  $E=75000$  МПа.

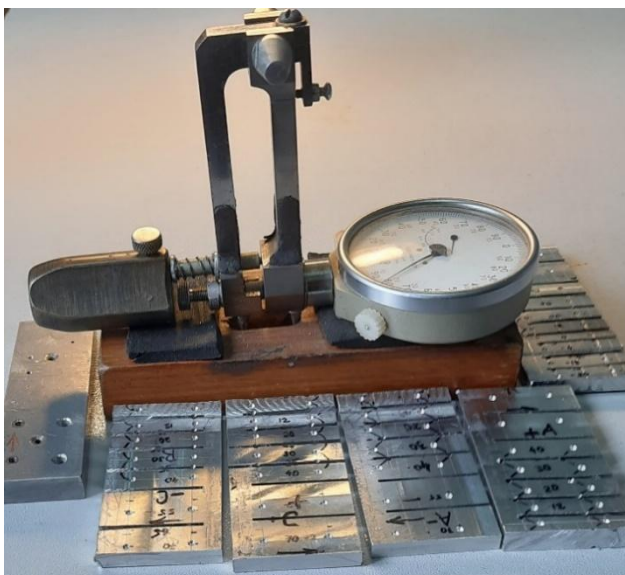


Рис. 2.13. Зовнішній вигляд механічного деформометра, база вимірювання 20 мм, та вирізані частини зварного зразка (темплети) з матеріальними базами (конусні отвори) для визначення ЗЗН

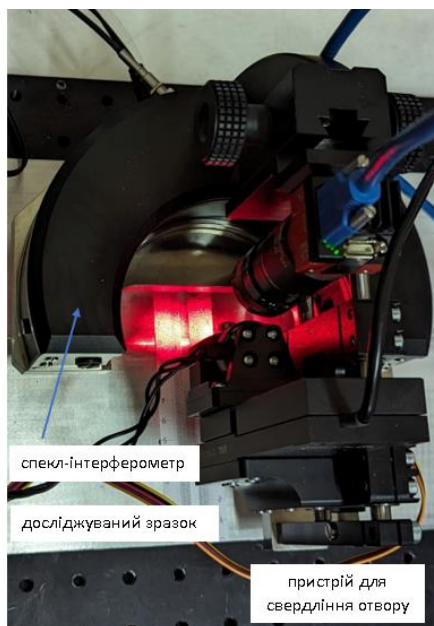


Рис. 2.14 Зовнішній вигляд ESPI-HD приладу для вимірювання ЗЗН.

Зразок для вимірювання залишкових напружень представляє стикове з'єднання двох однакових пластин загальним розміром: довжина 500 мм, ширина 300 мм і товщина 8 мм. Для вимірювання залишкових пружних деформацій використано 26 вимірювальних баз (52 отвори) у поперечному перерізі А на обох сторонах зразка (див. рис. 2.15).

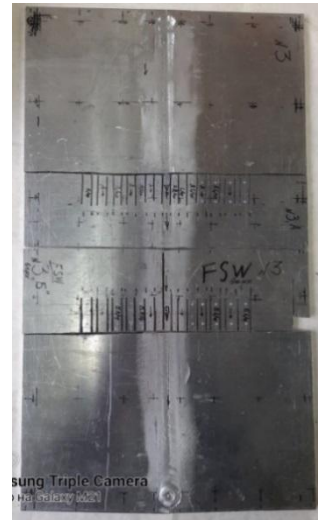
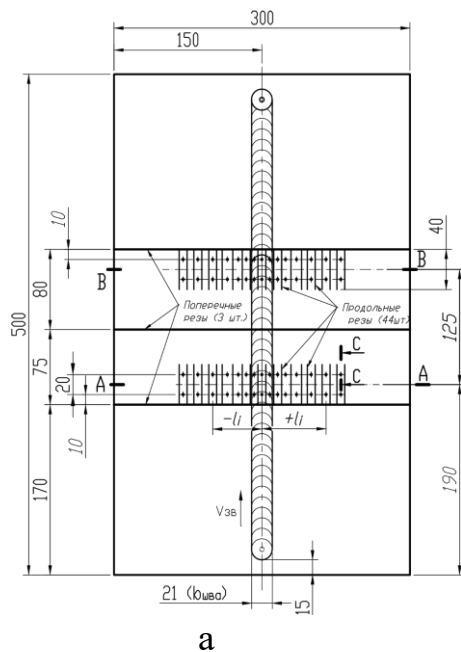


Рис. 2.15. Схема розташування мірятьних баз (а) та зовнішній вигляд (б) зразка №2 розміром 500x300x8 мм стикового з'єднання пластин товщиною 8 мм, виконаного ЗТП.

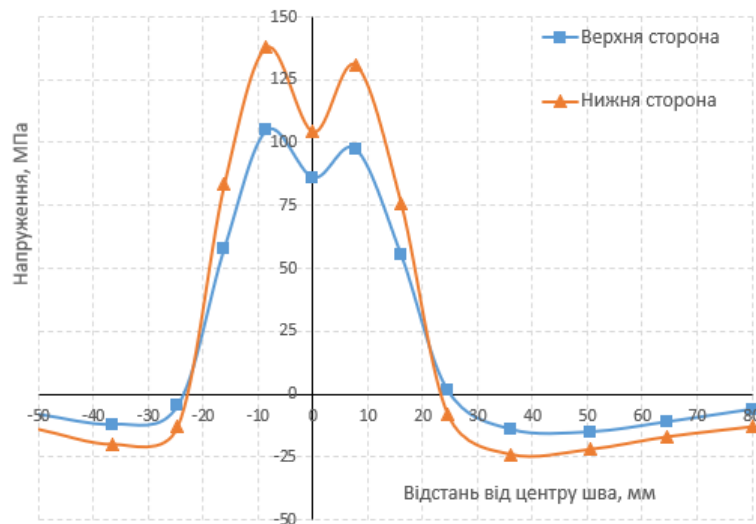
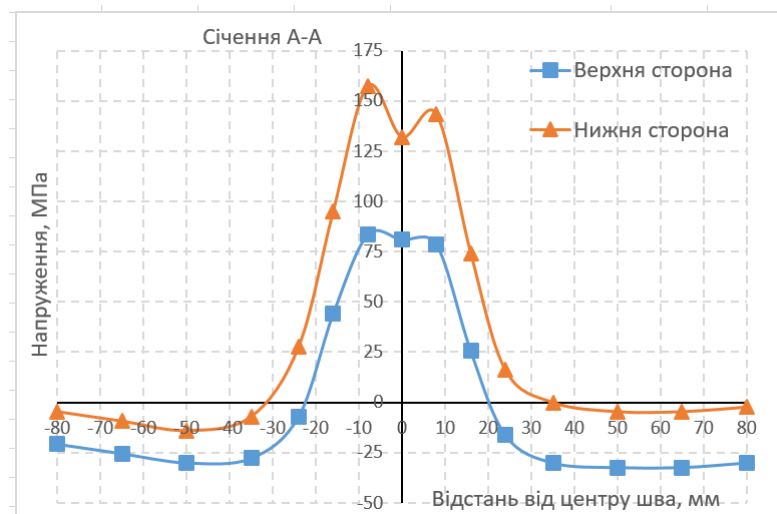


Рис. 2.16. Залишкові поздовжні напруження в поперечному центральному перерізі в зразку №1 товщиною 8 мм на верхній (σ<sub>х</sub>, верх) і нижній (σ<sub>х</sub>, низ) поверхнях.

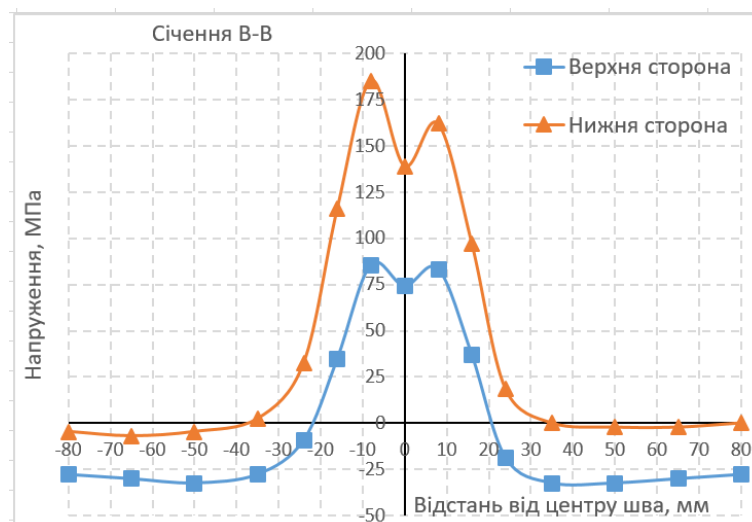
Результати вимірювання залишкових поздовжніх напружень у зразку №1 у центральному перерізі і у зразку №2 у двох перерізах А і В стикового з'єднання, виконаного ЗТП, після повного розрізання матеріалу на поздовжні темплети і вимірювання пружних деформацій показали гарну

повторюваність результатів і максимальний рівень напружень розтягувальних до 180 МПа (Рис. 2.17).

Визначена значна відмінність між рівнем залишкових поздовжніх напружень на верхній і нижній поверхнях зразка. На верхній поверхні рівень виміряних напружень помітно нижче: максимальні напруження розтягувальні не перевищують 80 МПа, в той час як на нижній поверхні – досягають 180 МПа. Значну згинальну складову повздовжніх напружень по товщині підтверджує наявність залишкового повздовжнього прогину центральної частини зразка до 2,5 мм.



а

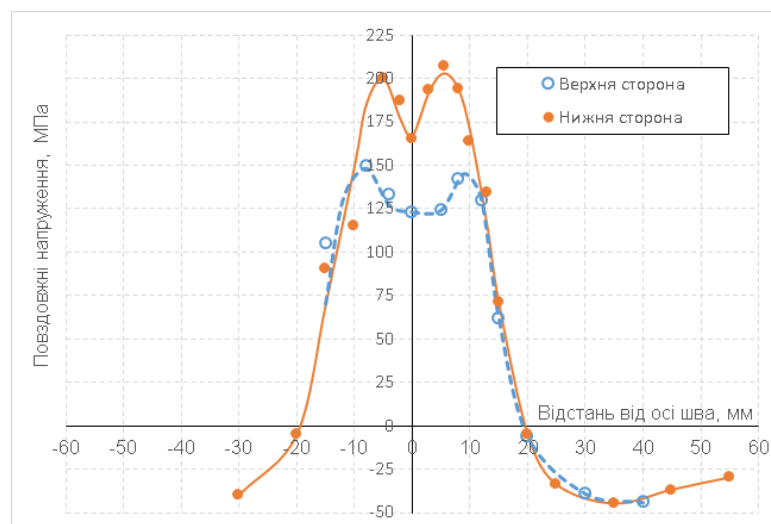


б

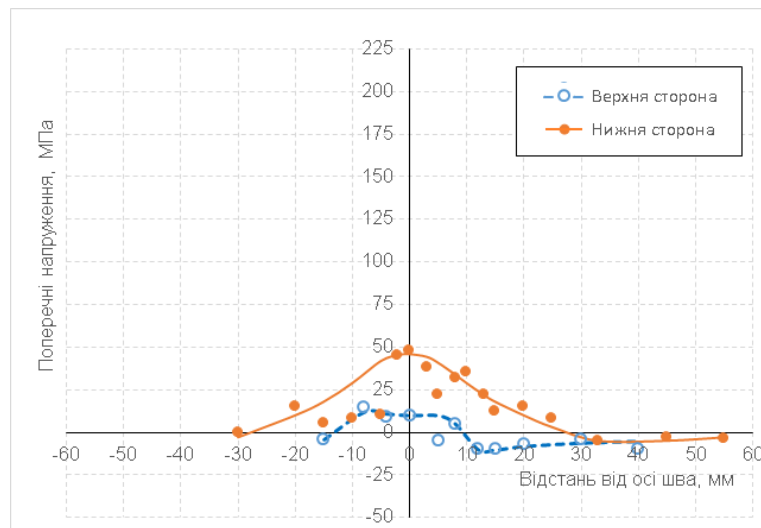
Рис. 2.17. Експериментальні розподіли залишкових повздовжніх напружень на нижній і верхній поверхнях зварного зразка № 2 зі сплаву А2219-Т81 в перерізах А (а) і В (б).

Вимірювання методом голографічної спеклінтерферометрії (із застосуванням свердління отворів діаметром 1 мм) проводили у двох поперечних перерізах: переріз 1 - на відстані 130 мм від початку зварного шва і переріз 2 - на відстані 350 мм. У перерізі 1 вимірювання отримано на верхній і нижній поверхнях зразка, а в перерізі 2 - тільки на нижній поверхні. Результати вимірювання показали (Рис. 2.18), що переважає поздовжня компонента залишкових напружень. На верхній поверхні розтягувальні поздовжні напруження не перевищують 120...150 МПа, а на нижній поверхні досягають 200...215 МПа. Решта компонентів залишкових напружень істотно нижчі за величиною. Поперечні розтягувальні залишкові напруження на верхній поверхні не перевищують 20-25 МПа, а на нижній – 50 МПа.

Метод голографічної спеклінтерферометрії в ділянці високих напружень, близьких до межі текучості матеріалу, також може мати підвищену похибку вимірювання, через те, що при перерахунку деформацій в напруження використовують методи теорії пружності, які не можуть визначити пластичну поведінку матеріалу.



а



б

Рис. 2.18. Результати вимірювання залишкових напружень методом голографії на відстані 130 мм від початку зварного шва у зразку №1: а) поздовжня компонента; б) поперечна компонента

Проте результати вимірювання двома методами залишкових напружень у зразку №1 показали, що під час зварювання тертям з перемішуванням рівень залишкових поздовжніх напружень доволі високий, близький до межі плинності алюмінієвого сплаву 2219-T81 у відпаленому стані (до 150-180 МПа), тобто з урахуванням знеміцнення матеріалу в зоні зварювального нагріву. При цьому залишкові поздовжні напруження на нижній поверхні зразка істотно вищі (приблизно на 20%), ніж виміряні на верхній поверхні.

## Висновки до розділу 2:

1. Результати механічних випробувань зразків основного матеріалу і зварних з'єднань з алюмінієвого сплаву 2219-T81 показали, що вплив напрямку прокату на механічні властивості розглянутого матеріалу не перевищує 4,5 %, що дає змогу не враховувати анізотропію матеріалу під час проведення розрахунків, оперуючи мінімальною середньою величиною ( $\sigma_{0,2}=369,5$  МПа,  $E=74,1$  ГПа). Відчутний вплив на фактичні властивості металу зварних з'єднань чинить висока температура зварювального нагріву, що призводить до зниження твердості металу в зоні нагріву. В зразках зварних з'єднань в ЗТВ визначено суттєве знеміцнення металу: зниження тимчасового опору розриву  $\sigma_B$  до 44,4 % і істинної границі текучості  $\sigma_{0,2}$  до 63,4%.

2. Результати експериментального вимірювання залишкових напружень у зразку №1 показали, що при зварюванні тертям з перемішуванням рівень залишкових поздовжніх напружень доволі високий, близький до межі текучості алюмінієвого сплаву 2219-T81 у відпаленому стані (до 150-180 МПа), тобто з урахуванням знеміцнення матеріалу в зоні зварювального нагріву. При цьому залишкові поздовжні напруження на нижній поверхні зразка вищі (приблизно на 20%), ніж виміряні на верхній поверхні. Поперечні розтягувальні залишкові напруження істотно нижчі за величиною: на верхній поверхні не перевищують 20-25 МПа, а на нижній – 50 МПа.

### РОЗДІЛ 3. МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ З'ЄДНАНЬ ІЗ АЛЮМІНІЄВИХ СПЛАВІВ, ВИКОНАНИХ ЗВАРЮВАННЯМ ТЕРТЯМ З ПЕРЕМІШУВАННЯМ

#### **3.1 Розробка математичної моделі визначення зварювальних напружень і деформацій в з'єднаннях, виконаних ЗТП, на основі загального методу термопластичності**

У процесі зварювання тертя з перемішуванням (Рис.3.1), коли робочий інструмент (Рис.3.2) занурений у метал зварного з'єднання, обертається і поступово рухається вздовж з'єднання, відбувається інтенсивний процес тертя плеча інструменту з поверхнею елементів, що з'єднуються, і поверхні штиря з матеріалом в об'єму деталей. Також відбувається процес перемішування металу в об'ємі поблизу поверхні контакту штиря і плеча з елементами, що з'єднуються. Дія сил тертя та деформування металу зварного з'єднання призводить до інтенсивного виділення тепла та підвищення температури робочого інструменту та матеріалу елементів, що з'єднуються.

Для ефективного моделювання даного процесу можуть використовуватися різні підходи в залежності від мети дослідження. Це може бути прогнозування якості формування зварного з'єднання для оптимізації технології зварювання або прогнозування залишкових зварювальних напружень і деформацій, які впливають на службові характеристики, а саме точність і міцність зварного вузла або конструкції.

Існуючі математичні моделі визначення напружено-деформованого стану при ЗТП враховують дію термонапружень на процеси пружньопластичного деформування матеріалу в процесі зварювання і подальшого охолодження. Основною особливістю моделювання процесу ЗТП є доволі жорстке закріплення в процесі зварювання елементів, які з'єднуються .

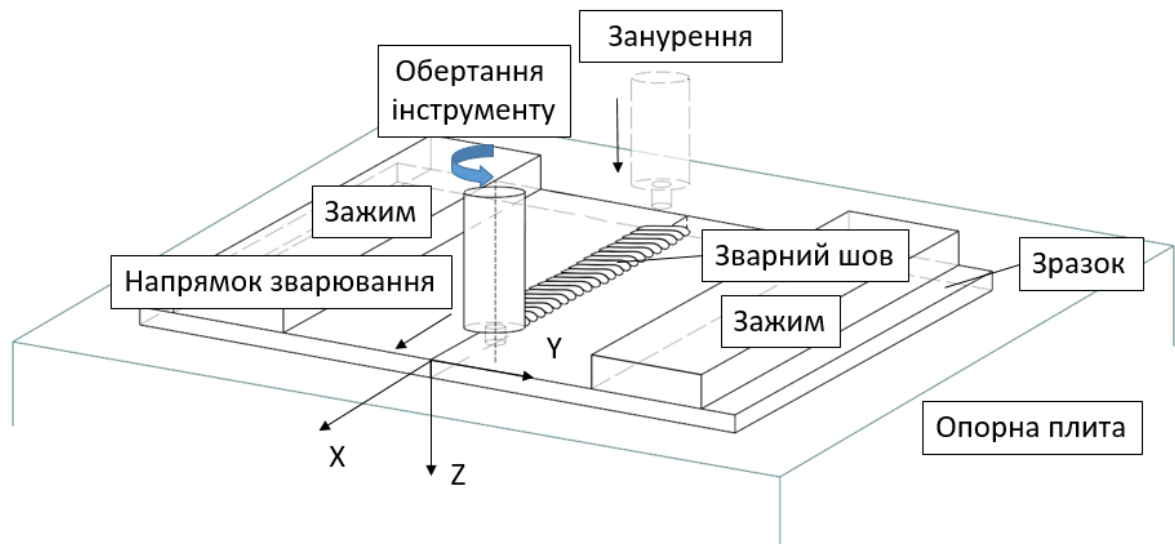


Рис.3.1. Схема процесу ЗТП

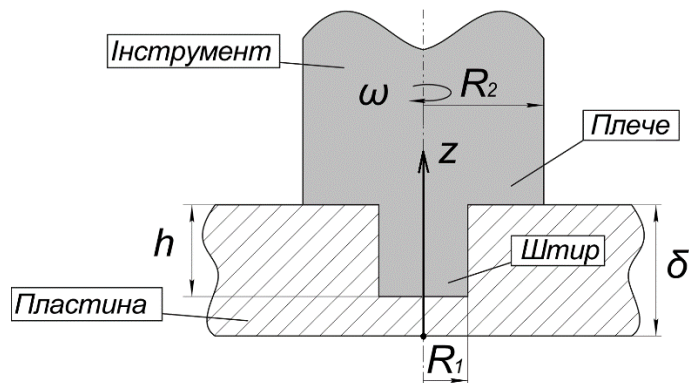


Рис.3.2 Схема робочого інструменту при ЗТП

В результаті аналізу існуючих робіт з математичного моделювання процесів термопружньопластичного деформування і масопереносу при ЗТП була розроблена досить проста математична модель [36, 37], спрямована на оперативне визначення залишкових зварювальних напружень і деформацій з інженерною точністю з метою подальшої оцінки міцності зварних з'єднань в умовах експлуатації або прогнозування загальних деформацій великогабаритних конструкцій з великою кількістю зварних з'єднань за методом функції усадки [38].

Відомо, що тепловиділення при ЗТП, отримане в результаті деформування, не перевищує 5% від загальної кількості тепловиділень [39].

Тому в запропонованій моделі для оперативного отримання даних відносно залишкових зварювальних напружень та деформацій при ЗТП елементів з алюмінієвих сплавів тепловиділенням від деформування металу можна знехтувати. Також з метою спрощення моделі при збереженні інженерної точності прогнозування не були враховані наступні фактори: залежність коефіцієнта тертя від температури матеріалу, відвід тепла в робочий інструмент і оснащення для закріплення елементів з'єднання (опорна пластина і прижими), часткове зниження тепловиділення від тертя за рахунок перемішування матеріалу. Врахування ефекту знеміцнення - зниження механічних властивостей алюмінієвого сплаву під час нагрівання є важливим аспектом моделювання механічних властивостей матеріалу зварного з'єднання і відповідно НДС при зварюванні [40].

При моделюванні температурних полів при ЗТП застосовувалося рівняння нестационарної теплопровідності, яке включає в себе врахування об'ємного зварювального джерела нагріву  $W(x,y,z,t)$

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + W(x, y, z, t) = c\rho \frac{\partial T}{\partial t}, \quad (3.1)$$

де  $\rho$  – щільність матеріалу,  $c$  – питома теплоємність,  $\lambda$  – коефіцієнт теплопровідності,  $T$  - температура матеріалу.

Граничні умови на поверхнях елементів з'єднання з урахуванням конвекційного теплообміну з навколишнім середовищем задавалися у вигляді:

$$q = -h(T_{out} - T), \quad (3.2)$$

де  $T_{out}$  – температура довколишнього середовища,  $q$  – тепловий потік,  $h$  – коефіцієнт теплопередачі з поверхні при конвекційному теплообміні з навколишнім середовищем (зазвичай в умовах природної конвекції на повітрі  $T_{out}=20^\circ\text{C}$ ,  $h=10\text{-}20 \text{ Вт/м}^2\text{ }^\circ\text{C}$ ).

Особливістю розробленої моделі джерела нагріву при ЗТП являється тепловиділення за рахунок тертя інструменту відносно матеріалу з'єднання.

Інструмент обертається навколо вертикальної осі з певною кутовою швидкістю  $\omega$ , (об/с), і притискається до пластин з осьовим зусиллям  $P_n$ , (Па), що викликає на поверхні контакту інструменту тепловий потік в матеріал з'єднання

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = \mu \cdot P_n \cdot \omega \cdot r, \text{ (Вт/м}^2\text{)}, \quad (3.3)$$

де  $\mu$  - коефіцієнт тертя,  $r = \sqrt{(x-x_0)^2 + (y-y_0)^2}$  – відстань розглянутої точки контакту від осі обертання робочого інструменту  $(x_0, y_0)$ . У загальному вигляді для виробу, що зварюється (Рис.3.1.), під час руху центру  $(x_0, y_0, z_0)$  робочого інструменту зі швидкістю зварювання  $v_w$  відстань розглянутої точки контакту від осі обертання робочого інструменту в момент часу  $t$  буде дорівнювати  $r = \sqrt{(x-x_0+vt)^2 + (y-y_0)^2}$ .

Тоді потужність тепловиділення  $Q$ , (Вт), на відповідних поверхнях контакту площею  $S$  (Рис.3.2):

$$Q = \mu \cdot P_n \cdot \omega \cdot \pi \cdot \iint_S r dS, \quad (3.4)$$

а саме, в зоні:

- плече ( $z = \delta, R_1 < r < R_2$ )  $Q_1 = \frac{2\pi}{3} \mu \cdot P_n \cdot \omega \cdot (R_2^3 - R_1^3),$
- бічна поверхня штиря ( $\delta-h < z < \delta, r = R_1$ )  $Q_2 = 2\pi \cdot \mu \cdot P_n \cdot \omega \cdot R_1^2 \cdot h,$
- нижня торцева поверхня штиря ( $z = \delta-h, 0 < r < R_1$ )  $Q_3 = \frac{2\pi}{3} \cdot \mu \cdot P_n \cdot \omega \cdot R_1^3,$

де  $\delta$  – товщина елементів, що зварюються,  $R_1$  – радіус штиря,  $R_2$  – радіус плеча,  $h$  – довжина штиря, який входить в матеріал.

Кутом нахилу плеча  $\beta$  можна знехтувати, оскільки при малих кутах  $\beta \leq 2-3^\circ$  збільшення площі контакту в зоні плеча не перевищує 5%.

Відповідно потужність об'ємного тепловиділення  $W(x, y, z, t)$ , (Вт/м<sup>3</sup>) складається з двох складових. Перша пов'язана з тепловиділенням в об'ємі  $V_I$  на верхній поверхні пластин з'єднання під плечем інструменту ( $\delta-dz < z < \delta$ ,

$R_1 < r < R_2$ ),  $dz$  - розмір скінченного елементу, а друга – в об'ємі штиря  $V_2$  ( $\delta$ - $h < z < \delta$ ,  $0 < r > R_1$ ):

$$W(x, y, z, t) = W_1 + W_2,$$

$$W_1 = \frac{Q_1}{V_1} = \frac{\frac{2\pi}{3} \mu P_n \omega (R_2^3 - R_1^3)}{\pi (R_2^2 - R_1^2) dz} = \frac{2\mu P_n \omega (R_2^2 + R_2 R_1 + R_1^2)}{3(R_2 + R_1) dz}, \quad (3.5)$$

$$W_2 = \frac{Q_2 + Q_3}{V_2} = \frac{2\pi \mu P_n \omega R_1^2 h + \frac{2\pi}{3} \mu P_n \omega R_1^3}{\pi R_1^2 h} = 2\mu P_n \omega \left( 1 + \frac{R_1}{3h} \right).$$

Після визначення теплових розподілів при ЗТП чисельне визначення напружень і деформацій проводиться за аналогічним алгоритмом як для дугового зварювання шляхом послідовного простеження за часом термдеформаційних процесів в матеріалі з'єднання від початку нагріву до повного охолодження методами пружно-пластичного аналізу та скінченних елементів [41]. Відмінністю моделі визначення напружень і деформацій при ЗТП від моделі при дуговому зварюванні є умова жорсткого закріплення елементів в процесі зварювання і наступного охолодження, тобто граничні умови в зоні закріплення по всій довжині елементів, що зварюються, на невеликій відстані ( $\approx 30$ - $40$  мм) від зварного шву

$$Ux(x, y, z, t) = Uy(x, y, z, t) = Uz = 0 \text{ при } |y| > y_w, \quad (3.6)$$

де  $y_w$  – відстань від осі зварного з'єднання до розташування пристроїв закріплення.

В пружньопластичній постановці тензор деформацій може бути представлений у вигляді:

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^p \quad (i, j = x, y, z), \quad (3.7)$$

де  $\varepsilon_{ij}^e$  – тензор пружних деформацій,  $\varepsilon_{ij}^p$  – тензор пластичних деформацій.

Компоненти тензорів напружень  $\sigma_{ij}$  та пружних деформацій  $\varepsilon_{ij}^e$  пов'язані один з одним законом Гука:

$$\varepsilon_{ij}^e = \frac{\sigma_{ij} - \delta_{ij}\sigma}{2G} + \delta_{ij}(K\sigma + \varphi), \quad (3.8)$$

де  $\delta_{ij}$  – одиничний тензор ( $\delta_{ij}=0$ , якщо  $i \neq j$ ,  $\delta_{ij}=1$ , якщо  $i=j$ ),  
 $\sigma = \frac{1}{3}(\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz})$  – середній тиск,  $G = \frac{E}{2(1+\nu)}$  – модуль зсуву,  $K = \frac{1-2\nu}{E}$  –  
 податливість об'ємного стиснення,  $E$  – модуль Юнга,  $\nu$  – коефіцієнт  
 Пуассона,  $\varphi$  – функція вільних відносних подовжень (об'ємних змін),  
 викликаних зміною температури:

$$\varphi = \alpha(T - T_0), \quad (3.9)$$

де  $\alpha$  – коефіцієнт відносного температурного видовження матеріалу.

Пластичні деформації пов'язані з напруженим станом рівнянням теорії  
 пластичної неізотермічної течії, асоційованої з умовою текучості Мізеса:

$$d\varepsilon_{ij}^p = d\theta \cdot (\sigma_{ij} - \delta_{ij}\sigma) \quad (i, j = x, y, z), \quad (3.10)$$

де  $d\varepsilon_{ij}^p$  – прирощення тензора  $\varepsilon_{ij}^p$  в даний момент часу  $t$  обумовлене  
 історією деформування, напруженнями  $\sigma_{ij}$  та температурою  $T$ ,  $d\theta$  –  
 скалярна функція, яка визначається умовами течії:

$$\begin{aligned} d\theta &= 0, \text{ якщо } f = \sigma_i^2 - \sigma_T^2(T) < 0 \text{ або } f = 0, \text{ при } df < 0; \\ d\theta &> 0, \text{ якщо } f = 0 \text{ і } df > 0; \\ \text{стан } f > 0 &\text{ неприпустимий,} \end{aligned} \quad (3.11)$$

де  $\sigma_i$  – інтенсивність напружень

$$\sigma_i = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + (\sigma_{xx} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + 6(\sigma_{xy}^2 + \sigma_{xz}^2 + \sigma_{yz}^2)},$$

$\sigma_T(T)$  – межа текучості матеріалу при температурі  $T$ .

Для отримання результатів щодо компонент залишкових напружень  $\sigma_{ij}$   
 і деформацій  $\varepsilon_{ij}$  необхідно розглядати процес розвитку пружно-пластичних  
 деформацій за часом, починаючи з деякого початкового стану. Для цього  
 традиційно використовують метод послідовного простежування, коли для  
 моменту  $t$  розв'язок шукається, якщо відомий повний розв'язок для моменту

$(t - \Delta t)$ , де  $\Delta t$  – крок простеження розвитку пружно-пластичних деформацій, в межах якого можна приблизно вважати, що розвиток відбувається за досить простою траєкторією навантаження. У цьому випадку зв'язок між кінцевими приращеннями тензора деформацій  $\Delta \varepsilon_{ij}$  і тензором напружень  $\sigma_{ij}$  відповідно до [41] можна записати у вигляді:

$$\Delta \varepsilon_{ij} = \psi (\sigma_{ij} - \delta_{ij} \sigma) + \delta_{ij} (K \sigma) - b_{ij}, \quad (3.12)$$

де  $\psi$  – функція стану матеріалу в точці  $(x, y, z)$  в момент  $t$ .

$$\begin{aligned} \psi &= \frac{1}{2G}, \text{ якщо } f < 0, \\ \psi &> \frac{1}{2G}, \text{ якщо } f = 0, \end{aligned} \quad (3.13)$$

стан  $f > 0$  є неприпустимим,

$b_{ij}$  – тензорна функція додаткових деформацій, яка визначається приращенням об'ємних змін  $\Delta \varphi$  і відомими результатами попереднього етапу простеження:

$$b_{ij} = \left[ \frac{\sigma_{ij} - \delta_{ij} \sigma}{2G} + \delta_{ij} (K \sigma) \right]_{t-\Delta t} + \delta_{ij} \Delta \varphi \quad (i, j = x, y, z). \quad (3.14)$$

Умови течії у вигляді (9) включають значну фізичну нелінійність в функції стану матеріалу  $\psi$ , для реалізації якої зазвичай використовують ітераційні процеси. В результаті на кожній ітерації фізично нелінійна задача переходить в лінійну задачу типу задачі теорії пружності зі змінним модулем зсуву, який дорівнює  $\frac{1}{2\psi}$ , і додатковими деформаціями  $b_{ij}$ .

### **3.2 Порівняння результатів математичного моделювання залишкового напружено-деформованого стану з'єднань з алюмінієвого сплаву АМгб при ЗТП з дуговими процесами зварювання**

За допомогою розробленої моделі ЗТП (3.1)-(3.14) проведені розрахунки для стикового з'єднання пластини обмеженого розміру (300x300 мм,  $\delta=8$  мм, режим зварювання  $R_1=5$  мм,  $R_2=10$  мм,  $\omega=700$  об/хв,

$\mu=0,4$ ,  $P_n=70$  МПа,  $v_w=1,7$  мм/с) та представлені результати щодо характерного розподілу залишкових напружень та пластичних деформацій у порівнянні з дуговим зварюванням стикового з'єднання для пластини розміру (500x500 мм,  $\delta=8$  мм, режим TIG  $I=230$  А,  $U=15$  В,  $v_w=3$  мм/с, ефективний коефіцієнт  $\eta=0,6$ ). Механічні і теплофізичні властивості матеріалу в залежності від температури були прийняті при моделюванні як для алюмінієвого сплаву АМг6 (Таблиця 3.1).

Таблиця 3.1. Механічні і теплофізичні властивості алюмінієвого сплаву типу АМг6 [41-43]

$T$ , °C	$E$ , МПа	$\sigma_T$ , МПа	$\nu$	$\alpha \cdot 10^6$ , 1/°C	$\lambda$ , Вт/см·°C	$c$ , Дж/ (см <sup>3</sup> ·°C)	$\rho$ , кг/м <sup>3</sup>
20	71440	155	0,324	22,7	1,18	2,40	2640
100	68770	152	0,327	23,4	1,22	2,51	2640
200	64790	149	0,332	24,5	1,27	2,62	2640
300	60330	143	0,337	25,5	1,33	2,73	2640
400	55400	98	0,343	26,6	1,38	2,85	2640
500	49590	70	0,351	27,6	1,43	3,00	2640

Примітки: Інтервал температур плавлення [43]  $T_{sol} = 560^\circ\text{C}$ ,  $T_{liq} = 640^\circ\text{C}$ , питома теплота плавлення [43]  $Q_{liq} = 390$  кДж/кг = 1,03 Дж/мм<sup>3</sup>.

Результати чисельного розрахунку показали (Рис.3.3), що максимальна температура нагрівання при ЗТП (до 500-550°C) значно нижча, ніж при дуговому зварюванні (до 750°C і вище) і не досягає температури плавлення алюмінієвого сплаву  $T_{liq}=650^\circ\text{C}$ . Поздовжня компонента залишкових пластичних деформацій при ЗТП розподілена в більш вузькій зоні, ніж при дуговому зварюванні, тому інтегральна величина поздовжньої усадки приблизно в 3 рази нижче (Рис.3.4). Поперечна компонента залишкових пластичних деформацій при ЗТП за абсолютною величиною в 3 рази нижче, ніж при дуговому зварюванні (Рис.3.5). Залишкові поздовжні напруження при ЗТП за максимальною величиною напружень

розтягувальних (до 150 МПа) можна порівняти з залишковими поздовжніми напруженнями при дуговому зварюванні ТІГ, але зона напружень розтягувальних при ЗТП значно (в 3 рази) вужче (Рис.3.6). Залишкові поперечні напруження при ЗТП (до 14 МПа) значно нижчі за абсолютною величиною ніж за дугового зварювання (до 40 МПа) (Рис.3.7).

Таким чином, отримані за допомогою розробленої моделі ЗТП розрахункові результати підтверджують, що при ЗТП алюмінієвих сплавів утворюються небажані напруження і деформації, причому залишкові напруження (особливо повздовжня компонента) за величиною і характером розподілу близькі до залишкових напружень при дуговому зварюванні, а залишкові деформації мають значно нижчий рівень ніж за традиційних дугових способах зварювання.

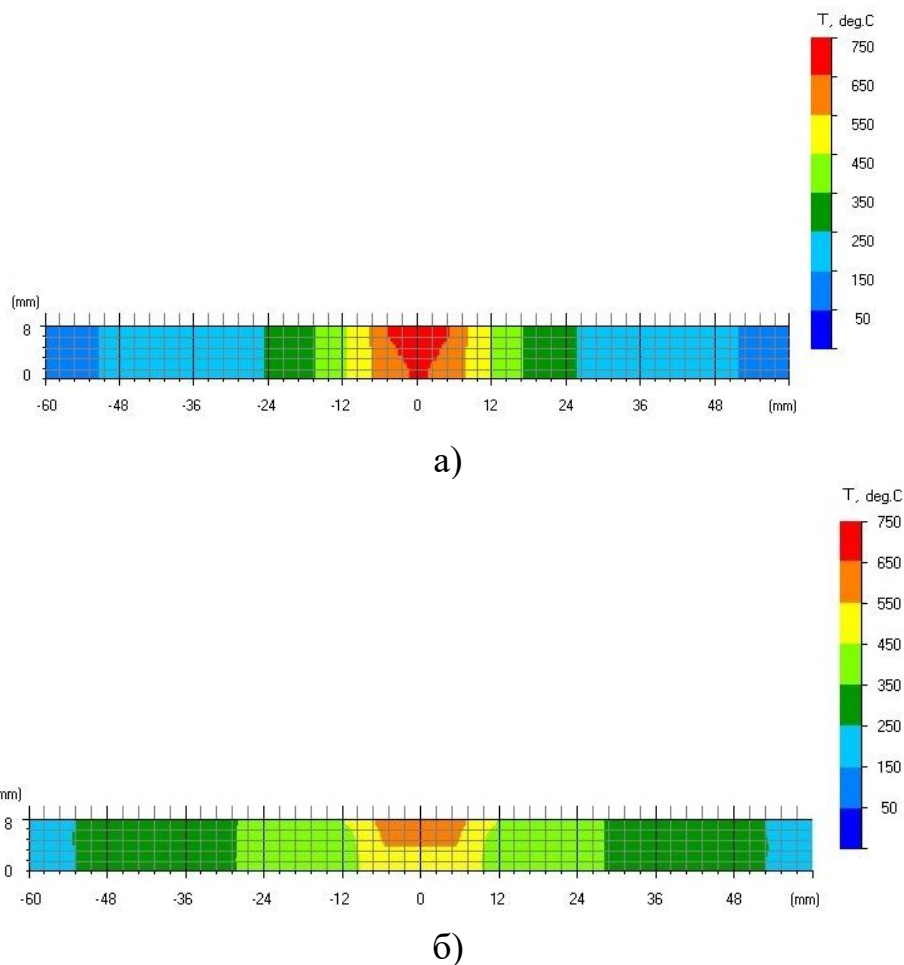


Рис.3.3. Результати чисельного розрахунку розподілу температури поперечному перерізі при зварюванні стикових з'єднань (сплав АМг6) для моделі ТІГ зварювання (а) пластини розміру (500x500 мм,  $\delta=8$  мм) та моделі ЗТП (б) пластини розміру (300x300 мм,  $\delta=8$  мм).

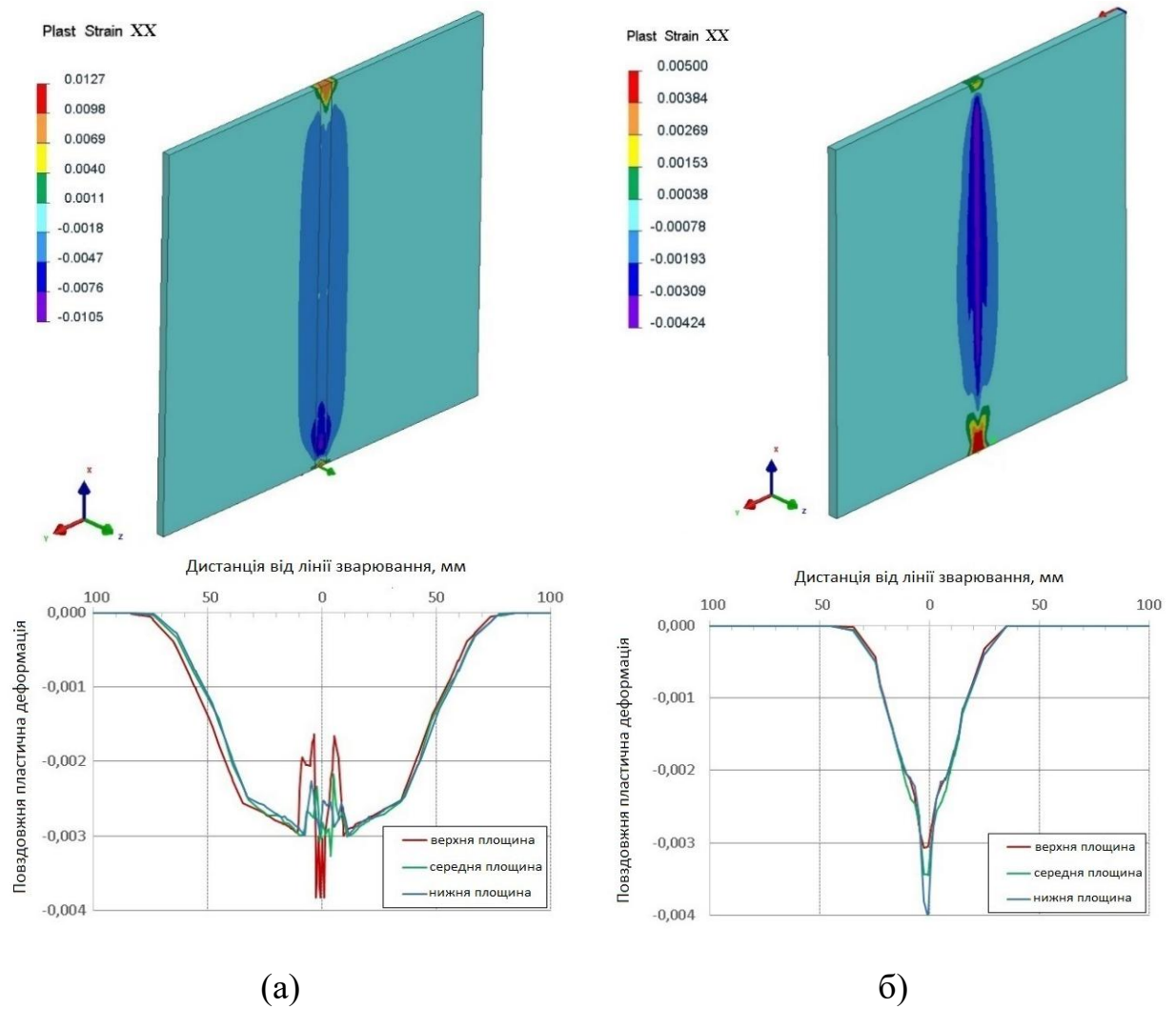


Рис.3.4. Результати чисельного розрахунку розподілу поздовжніх пластичних деформацій для стикових зварних з'єднань (сплав АМг6) у моделі ТІГ зварювання (а) та моделі ЗТП.

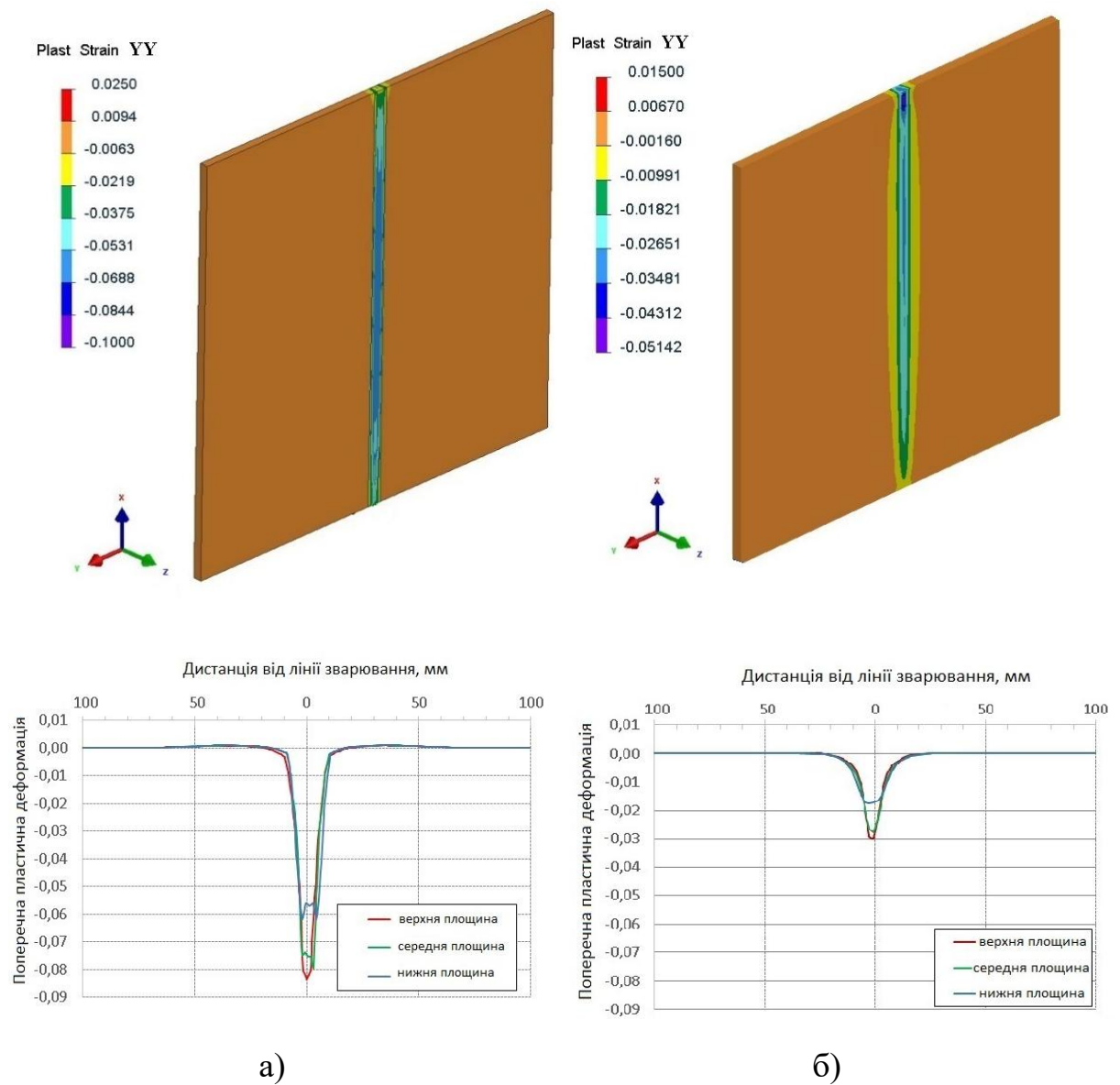


Рис.3.5. Результати чисельного розрахунку розподілу поперечних пластичних деформацій для стикових зварних з'єднань (сплав АМгб) у моделі дугового зварювання (а) та моделі ЗТП (б).

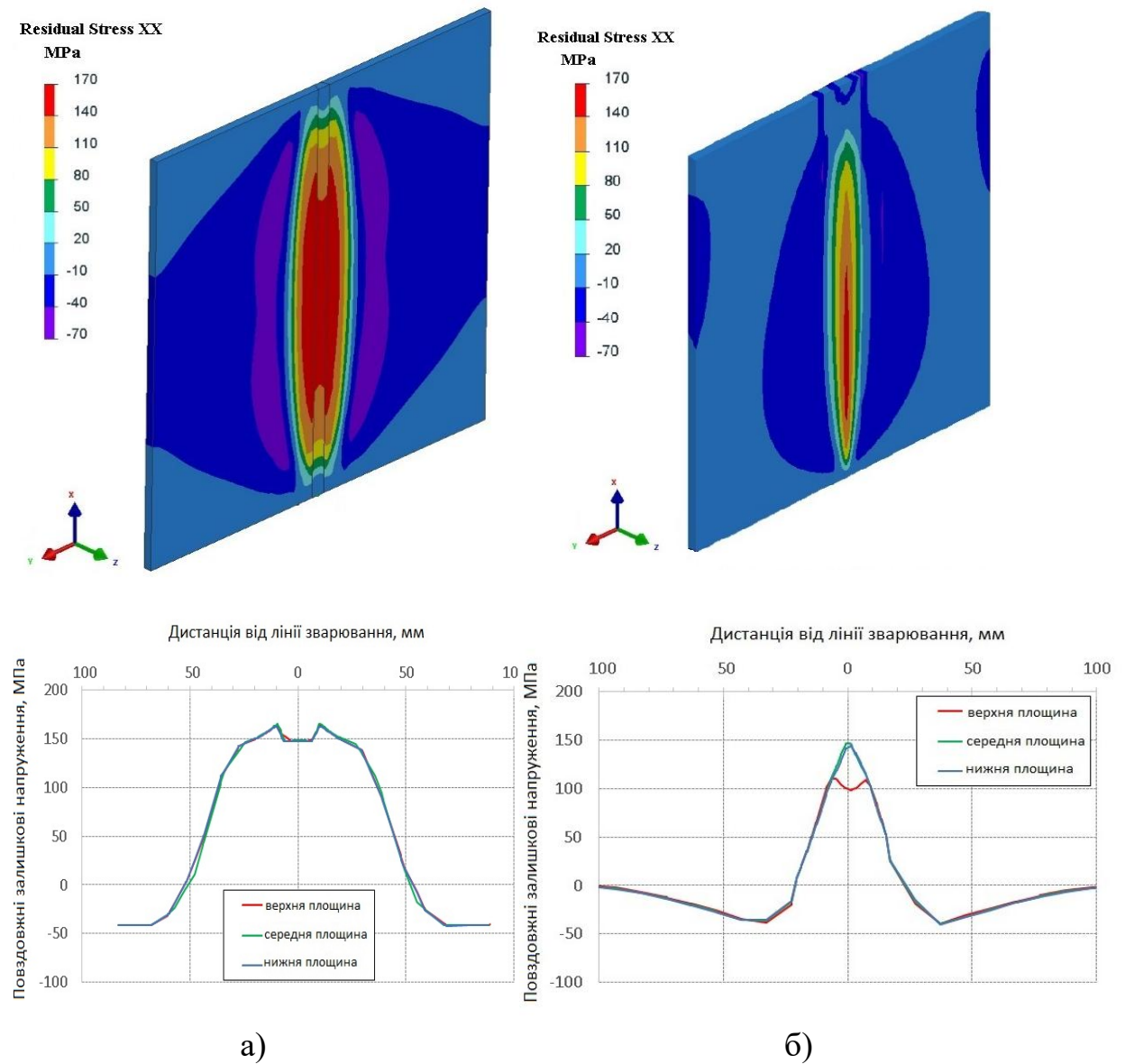
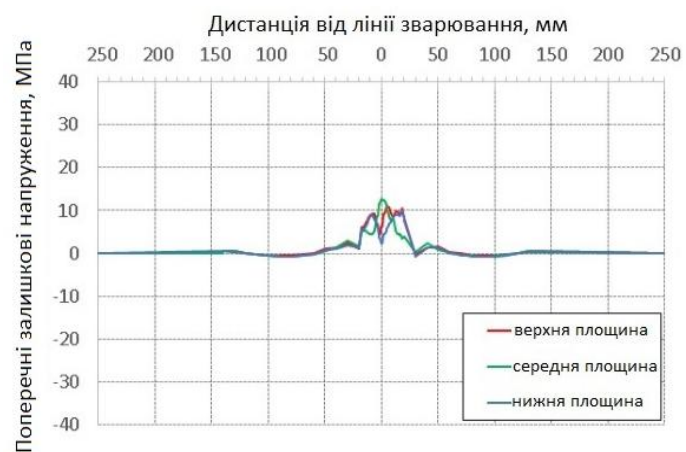
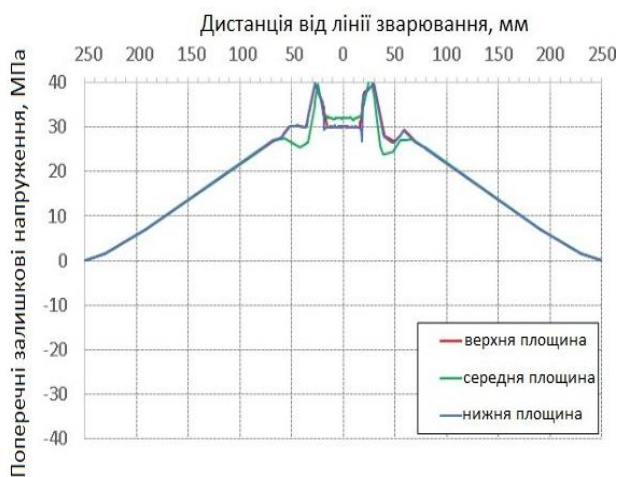
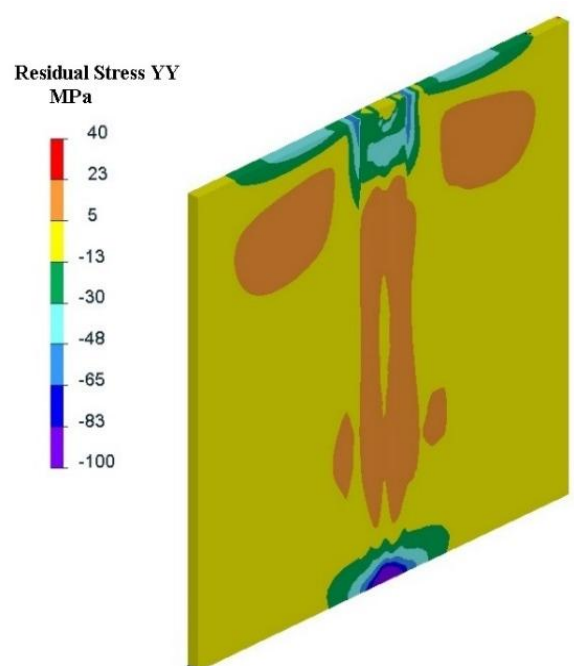
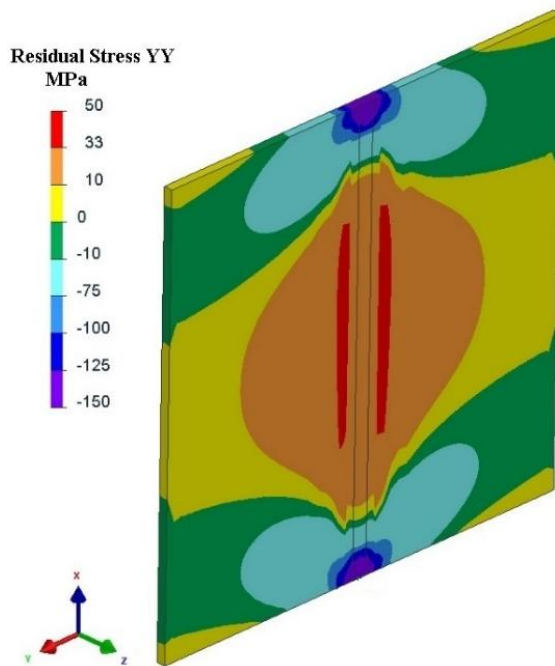


Рис.3.6. Результати чисельного розрахунку розподілу поздовжніх залишкових напружень для стикових зварних з'єднань (сплав АМг6) у моделі дугового зварювання (а) та моделі ЗТП (б).



а)

б)

Рис.3.7. Результати чисельного розрахунку розподілу поперечних залишкових напружень для стикових зварних з'єднань (сплав АМгб) моделі ТІГ зварювання (а) і моделі ЗТП (б).

### 3.3 Модель знеміцнення алюмінієвого сплаву 2219-T81 при зварювальному нагріві

При моделюванні залишкових напружень можуть бути розглянуті різні фактори, які будуть в тій чи іншій мірі впливати на розповсюдження температурного поля та утворення залишкових напружень в зварному з'єднанні при (ЗТП). Наприклад, такі як відведення тепла в інструмент і пристрої закріплення, тепловиділення від пластичної роботи при перемішуванні матеріалу, зміна коефіцієнту тертя від температури, жорстке закріплення елементів з'єднання, а також ефект знеміцнення матеріалу від зварювального нагріву. Аналіз літературних джерел показав, що вище перелічені фактори не суттєво впливають на чисельний розрахунок залишкових напружень, крім ефекту знеміцнення матеріалу.

За результатами вимірювання твердості по Роквелу в поперечному перерізі дослідного зразка (Рис.3.8) було визначено, що в зоні зварного з'єднання в ЗТВ спостерігається зона зниження міцності матеріалу шириною приблизно 20 мм, де характеристики твердості знижуються майже в двічі, в середньому з 70 HRB до 35 HRB [44-46]. Це також узгоджується з визначеним в результаті механічних випробувань зразків на розтяг зниженням в ЗТВ характеристик міцності матеріалу для сплаву A2219-T81, а саме межі текучості з 350 МПа до 160 МПа.

Порівняння розрахункового розподілу максимальних температур у поперечному перерізі зварного з'єднання ЗТП пластин  $\delta=8$  мм із алюмінієвого сплаву 2219-T81 (Рис. 3.9) з результатами вимірювання твердості (Рис. 3.8) показало, що ширина зони початку зниження міцності 40 мм відповідає температурі  $T_s=240^\circ\text{C}$ , а зона максимального зниження міцності на верхній поверхні шириною приблизно 20 мм і на нижній поверхні шириною 10 мм визначає температуру завершення знеміцнення на рівні  $T_e=450^\circ\text{C}$  нагріву матеріалу при зварюванні.

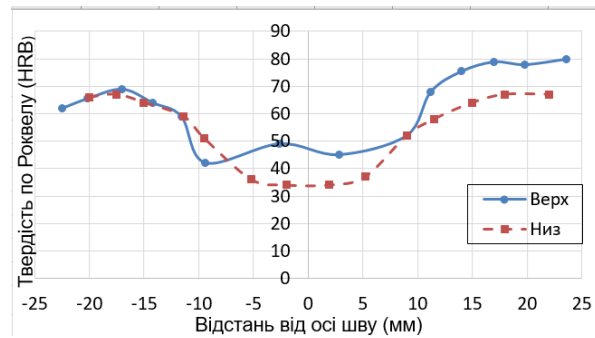


Рис. 3.8 Розподіл твердості по Роквелу в з'єднанні ЗТП пластин зі сплаву 2219-T81

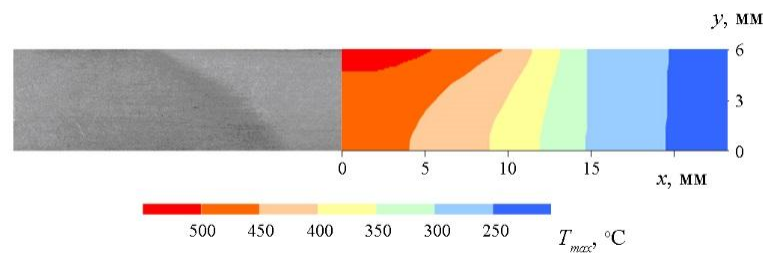


Рис. 3.9 Порівняння розрахункового розподілу максимальних температур у поперечному перерізі зварного з'єднання ЗТП пластин зі сплаву 2219-T81 з формою ЗТВ на макрошліфі.

Прийняті в моделі параметри знеміцнення матеріалу - це межа текучості знеміцненого матеріалу  $\sigma_{soft}$ , а також температури початку  $T_s$  і завершення  $T_e$  зниження міцності. На рис. 3.10 представлені три варіанти моделі знеміцнення сплаву 2219-T81 від температури нагріву ( $\sigma_{soft}=160$  МПа,  $T_s=240^\circ\text{C}$ ), які відрізняються температурою завершення зниження міцності  $T_e=340^\circ\text{C}$ ,  $T_e=450^\circ\text{C}$  і  $540^\circ\text{C}$ . При математичному моделюванні НДС при ЗТП не врахування знеміцнення матеріалу призводить до суттєвого збільшення (на 30%) максимальних повздовжніх залишкових напружень (рис. 3.11).

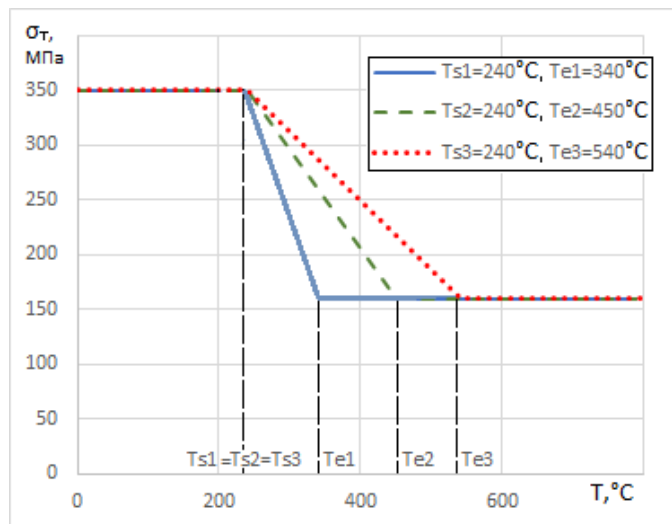


Рис. 3.10 Моделі знеміцнення сплаву 2219-T81 від температури нагріву

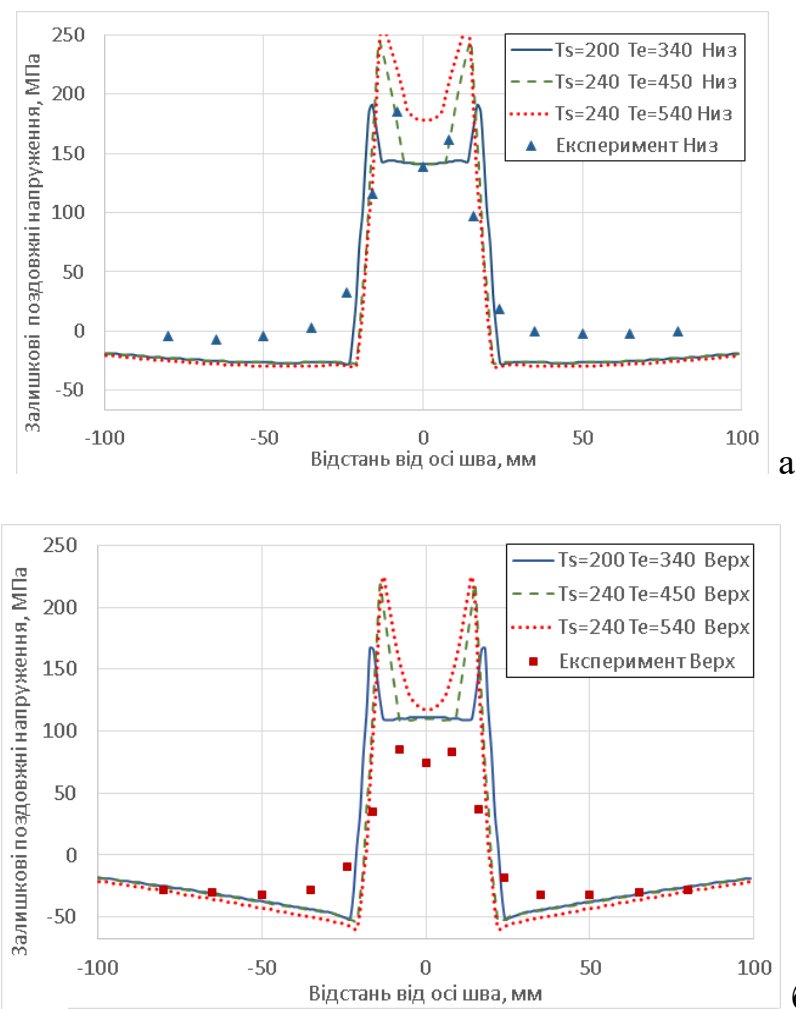


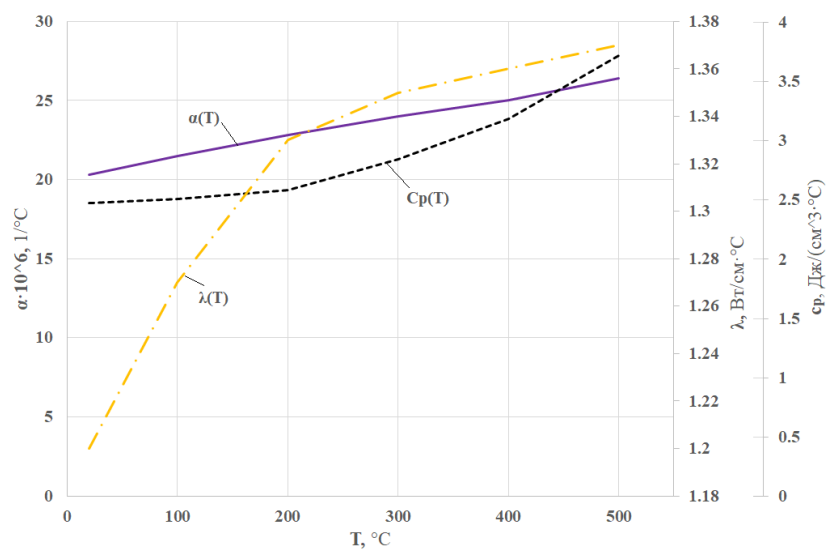
Рис. 3.11 Результати моделювання розподілу повздовжніх залишкових напружень на нижній (а) і верхній б) поверхнях з'єднання ЗТП відповідно до параметрів  $T_s$ ,  $T_e$  моделі знеміцнення матеріалу

### 3.4 Результати математичного моделювання зварювального напружено-деформованого стану з'єднань з алюмінієвого сплаву 2219-T81, виконаних ЗТП

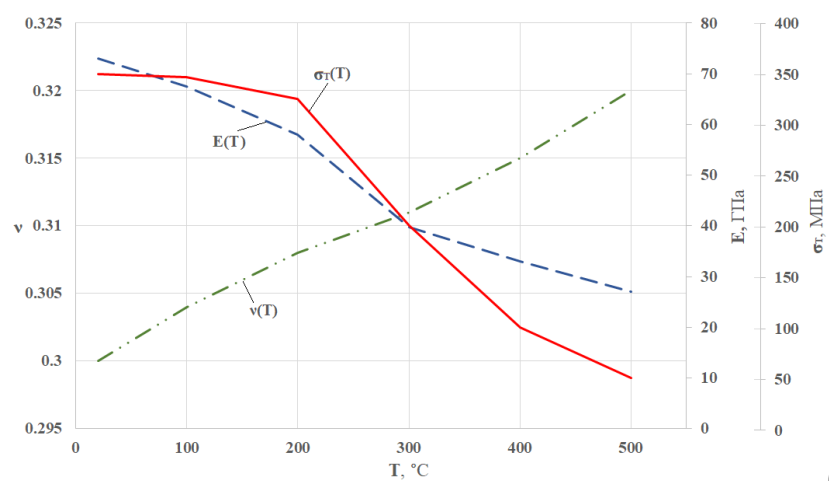
Була проведена валідація розрахункової моделі визначення залишкових напружень і деформацій при ЗТП пластин з алюмінієвого сплаву 2219-T81 (Al-6,5%Cu) шляхом порівняння результатів розрахунку за залишковими напруженнями з даними експериментальних вимірювань. Розрахункові залишкові повздовжні напруження при ЗТП стикового з'єднання алюмінієвого сплаву товщиною 10 мм були визначені в результаті вирішення задачі термопластичності для 3D моделі стикового зварного з'єднання пластин обмеженого розміру 300x300 мм. Теплофізичні і механічні властивості алюмінієвого сплаву в залежності від температури представлені на Рис.3.12 [24]. Параметри ЗТП були наступні:  $R_2=10$  мм,  $R_1=5$  мм,  $\omega=700$  об/хв,  $P_n=70$  МПа, лінійна швидкість зварювання 160 мм/хв. Максимальна розрахункова температура при заданих параметрах ЗТП не перевищує 470 °C (Рис.3.13).

Експериментальне вимірювання розподілу залишкових напружень проводили на зразках стикових з'єднань, виконаних ЗТП, методом повної розрізки на темплети і вимірювання пружних деформацій за допомогою механічного деформометру.

Характер розподілу розрахункових залишкових напружень близький до експериментального (Рис.3.14). Максимальний рівень розрахункових напружень розтягувальних (до 200 МПа) трохи перевищує експериментальні значення (до 180 МПа). В центрі зварного з'єднання є зона суттєвого зниження повздовжніх напружень розтягувальних, що пов'язано з ефектом знеміцнення алюмінієвого сплаву. Також для експериментальних і розрахункових даних характерна значна різниця між напруженнями на верхній і нижній поверхнях зварного з'єднання – на нижній поверхні залишкові повздовжні напруження більш високі.



а



б

Рис. 3.12 Теплофізичні (а) і механічні (б) властивості алюмінієвого сплаву 2219 (Al-6,5%Cu)

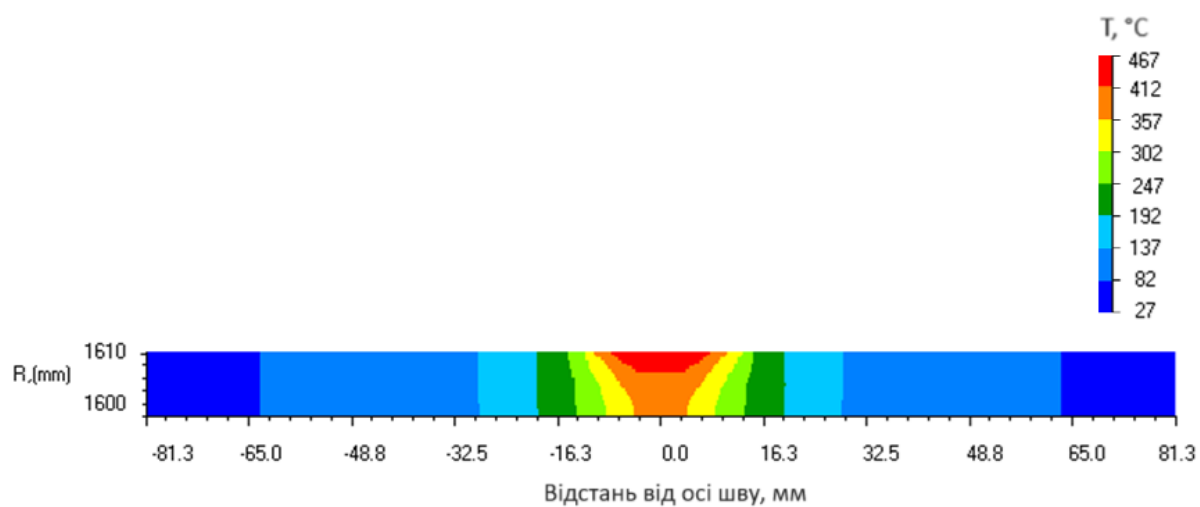


Рис.3.13 Максимальна розрахункова температура при ЗТП стикового з'єднання

Оцінка похибки розрахункових даних показує, що в зоні напружень розтягувальних (3 центральні точки, від -16 мм до +16 мм від осі з'єднання) середньоквадратичне відхилення від експериментальних значень на нижній поверхні зразка складає 21%, а на верхній поверхні – до 31%. Така похибка може прийматися задовільною, враховуючи складний характер розподілу залишкових напружень.

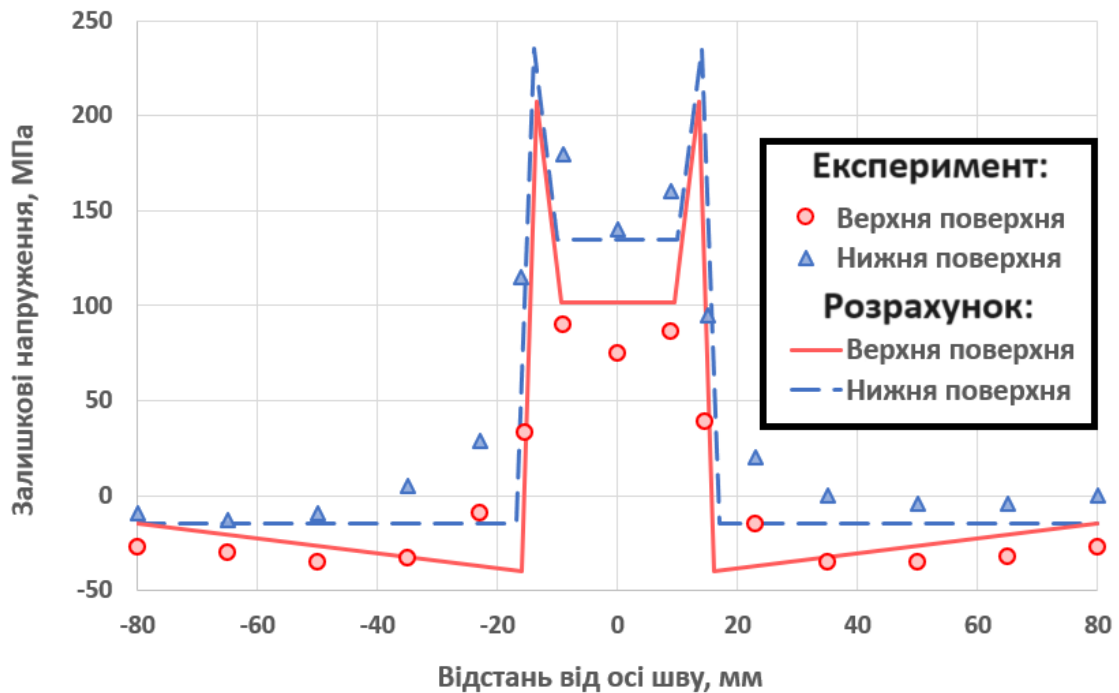
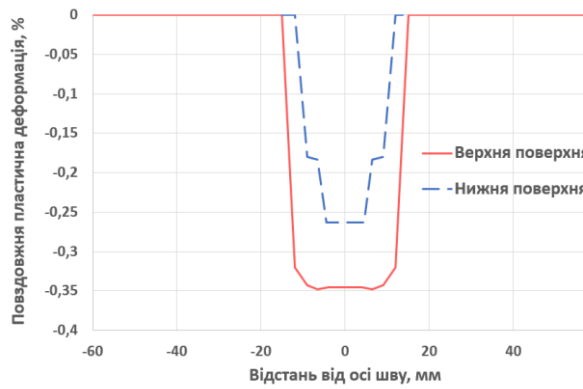
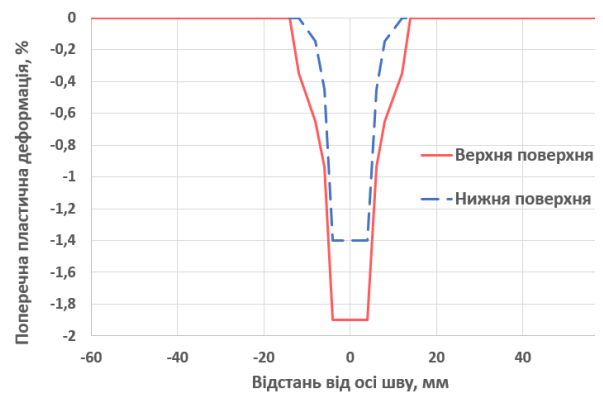


Рис. 3.14 Розподіл залишкових повздовжніх напружень

Отримані результати розподілів залишкових повздовжніх та поперечних пластичних деформацій при ЗТП (Рис. 3.15). Треба зазначити, що поперечна і повздовжня пластичні деформації на верхній поверхні зварної пластини приблизно на 25 % вищі по абсолютній величині ніж на нижній поверхні. Це зумовлено нерівномірним розподілом максимальної температури по товщині зварного з'єднання. Також необхідно відмітити, що поперечні пластичні деформації за абсолютною величиною приблизно у 5 разів вище ніж повздовжні, але зона утворення повздовжніх пластичних деформацій в 1,5-2 рази ширше.



а)



б)

Рис.3.15 Результати розрахунку розподілу поздовжніх (а) і поперечних (б) пластичних деформацій для стикових зварних з'єднань у моделі ЗТП пластини (300x300 мм,  $\delta=8$  мм)

### Висновки до розділу 3:

1. Розроблена розрахункова модель на основі підходів термопластичного аналізу для чисельного визначення залишкових напружень та деформацій в зоні зварних стикових з'єднань із алюмінієвих сплавів, виконаних ЗТП. Основними особливостями моделі являються:

- тепловиділення від тертя робочого інструменту відносно матеріалу з'єднання;
- специфічні для ЗТП умови жорсткого закріплення елементів з'єднання;
- послідовне простеження за часом термодеомаційних процесів в матеріалі з'єднання від початку нагріву до повного охолодження.

2. На результат математичного моделювання залишкових напружень при ЗТП алюмінієвих сплавів суттєво впливає врахування моделі зниження міцності матеріалу в зоні зварювального нагріву, параметрами якої являються значення межі текучості знеміцненого матеріалу  $\sigma_{soft}$ , а також діапазон температури початку  $T_s$  і завершення  $T_e$  ефекту зниження міцності. Не врахування знеміцнення матеріалу призводить до суттєвого збільшення (більш ніж на 30%) максимальних поздовжніх залишкових напружень.

3. Отримані за допомогою розробленої моделі розрахункові результати показали, що при ЗТП алюмінієвих сплавів утворюються небажані залишкові напруження та деформації, але вони можуть мати нижчий рівень, ніж при традиційних дугових способах зварювання. Розроблена модель може ефективно використовуватися для оперативного розрахункового визначення залишкових напружень та деформацій у зоні зварних з'єднань, виконаних ЗТП, з метою оцінки міцності зварних з'єднань при експлуатації або прогнозування загальних деформацій великогабаритних конструкцій з великою кількістю зварних з'єднань за методом функції усадки.

## РОЗДІЛ 4. МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ МЕТОДОМ ФУНКЦІЇ УСАДКИ ЗАГАЛЬНИХ ДЕФОРМАЦІЙ ВЕЛИКОГАБАРИТНИХ ЄМНОСТЕЙ З ВЕЛИКОЮ КІЛЬКІСТЮ З'ЄДНАНЬ, ВИКОНАНИХ ЗВАРЮВАННЯМ ТЕРТЯМ З ПЕРЕМІШУВАННЯМ

### **4.1** Методологія моделювання зварних залишкових напружень і деформацій великогабаритних циліндричних ємностей

На основі проведеного аналізу існуючих підходів моделювання зварних напружень і деформацій великогабаритних конструкцій пропонується для вирішення задач прогнозування напружень і деформацій великогабаритних циліндричних ємностей з алюмінієвого сплаву з великою кількістю зварних швів (Рис. 4.1) застосувати методологію моделювання залишкових зварювальних напружень і деформацій на основі комбінованого використання загальних методів термопластичності та наближеного методу функції усадки.

За допомогою загальних методів термопластичності моделюються тимчасові і залишкові напруження і деформації для окремих зварних швів. Відомо, що залишкові зварювальні напруження і пластичні деформації є локальними, тобто утворюються в обмеженій області в зоні зварного з'єднання. Тому розподілення залишкових напружень і параметрів функції усадки може бути отримано на спрощених моделях зварного з'єднання обмеженого розміру з аналогічного матеріалу і товщини, при аналогічній технології зварювання. Моделювання залишкових зварювальних напружень і деформацій (параметрів функції усадки) на спрощених моделях обмеженого розміру потребує значно менших комп'ютерних ресурсів і часу на розрахунок.

Стосовно прогнозування зварювальних напружень і деформацій великогабаритних циліндричних ємностей з повздовжніми і кільцевими стиковими з'єднаннями доцільно розглядати два типи спрощених моделей обмеженого розміру.

Для визначення локальних розподілень залишкових напружень і деформацій (параметрів функції усадки) в зонах повздовжніх з'єднань циліндричних ємностей великого діаметру можна використовувати моделі стикового з'єднання плоских елементів обмеженого розміру (Рис. 4.2а). Довжина  $L$  і сумарна ширина  $2B$  пластин може на перевищувати 50 товщин. Наприклад, для елементів товщиною  $\delta=10$  мм модель стикових зварних з'єднань може бути розміром  $2B \times L=500 \times 500$  мм і навіть менше. Розмір кінцевих ефектів, пов'язаних з початком і кінцем зварювання, а також з краями елементів зазвичай не перевищує  $10\delta$ . Враховуючи обмежені розміри моделі, можливо проведення моделювання зварювання методом скінченних елементів в загальній трьохмірній постановці. Результатом моделювання будуть характерні розподілення залишкових напружень і пластичних деформацій (параметрів функції усадки) в середньому поперечному січенні повздовжнього зварного з'єднання.

В зоні кільцевих з'єднань циліндричних ємностей великого діаметру для визначення локальних розподілень залишкових напружень і деформацій (параметрів функції усадки) можна використовувати спрощену модель стикового кільцевого з'єднання реального розміру (діаметр ємності), але при припущенні швидкого руху джерела зварного нагріву і гіпотези «плоскої деформації» (Рис. 4.2б). Вказані припущення дозволяють розглядати задачу в двовимірній постановці, без врахування локального кінцевого ефекту по довжині шва (початок-кінець зварювання). Двовимірною постановкою задачі дозволяє проведення моделювання зварювання методом скінченних елементів без високих вимог до комп'ютерних потужностей і за короткий час розрахунку. Результатом моделювання будуть характерні розподілення залишкових напружень і пластичних деформацій (параметрів функції усадки) в довільному поперечному січені кільцевого зварного з'єднання крім зони кінцевого ефекту, яка проявляється локально і не має великого впливу на загальні деформації циліндричної конструкції.

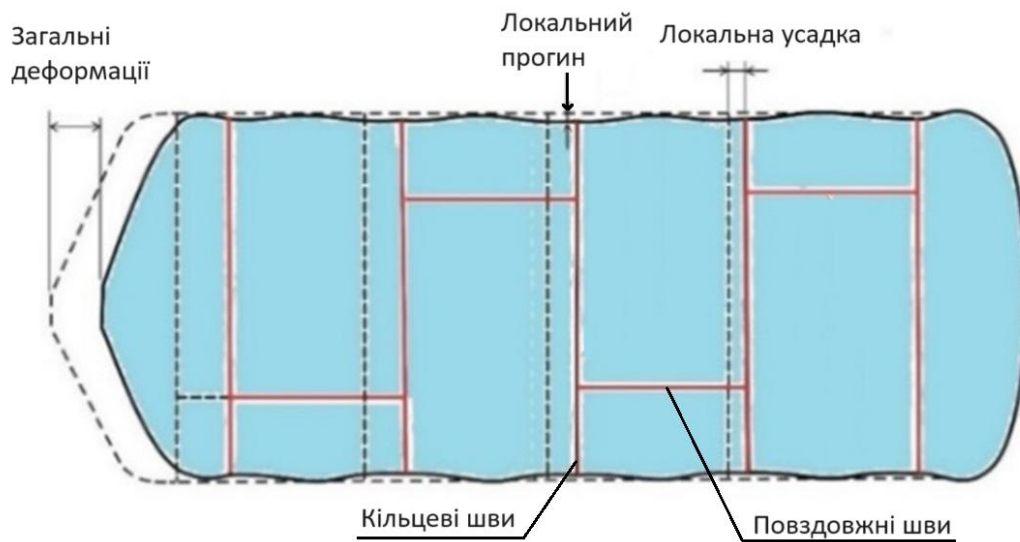


Рис.4.1 Схема деформацій великогабаритної циліндричної ємності з великою кількістю повздожніх і кільцевих з'єднань.

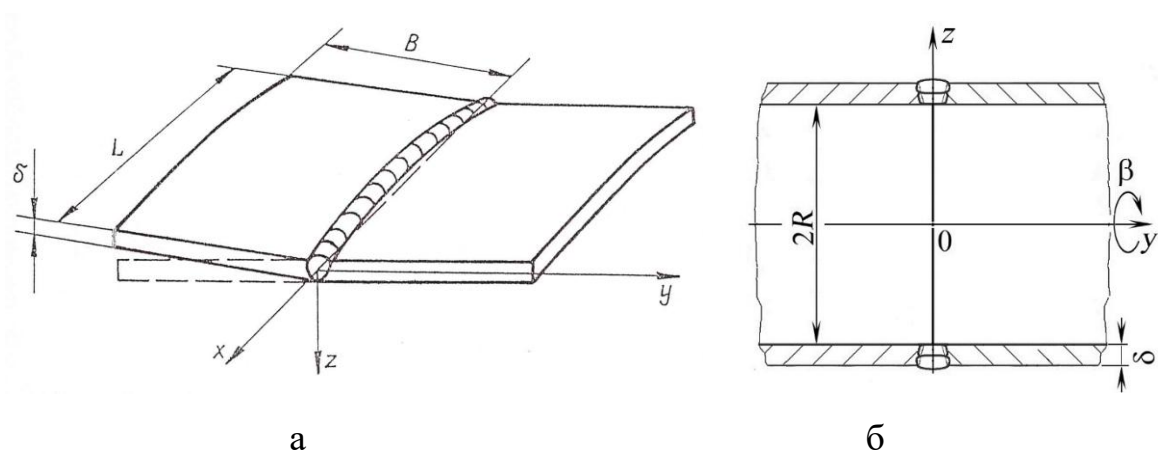


Рис. 4.2 Два типи спрощених моделей для визначення параметрів функції усадки: а) схема 3D моделі стикового зварного з'єднання пластин обмеженого розміру; б) схема 2D моделі кільцевого стикового зварного з'єднання.

Таким чином, в першу чергу, з використанням спрощених моделей обмеженого розміру за допомогою методів термопластичності і МСЕ визначаються характерні розподілення залишкових напружень і деформацій для основних типів зварних з'єднань великогабаритних циліндричних ємностей: повздовжніх і кільцевих стикових з'єднань. Для кожного типу зварного з'єднання враховується особливості технології зварювання (процес дугового зварювання TIG чи ЗТП, режим зварювання, умови закріплення та ін.).

Потім в другу чергу, з використанням трьохмірної моделі циліндричної ємності реального розміру за допомогою наближеного методу функції усадки в рамках пружної постановки задачі моделюються загальні деформації великогабаритної зварної конструкції від всіх зварних швів. Модель великогабаритної циліндричної ємності може включати всі конструкційні елементи і зварні з'єднання, тобто мати закінчений вид, чи частину елементів, моделюючи процес монтажу великогабаритної конструкції. При цьому під тимчасовими напруженнями і деформаціями розглядають залишкові напруження і деформації після монтажу кожної секції ємності. З метою реалізації методу функції усадки для зварних з'єднань складної просторової конфігурації пропонується використовувати метод скінченних елементів.

Нижче представлені основні складники розробленої методології моделювання зварювальних залишкових напружень і деформації великогабаритних циліндричних ємностей з алюмінієвого сплаву [47, 48], а саме, узагальнене представлення функції усадки для зварних з'єднань і загальна постановка задачі визначення зварювальних деформацій великогабаритних конструкцій на основі тензорної функції усадки.

## 4.2 Математична модель прогнозування залишкових зварювальних напружень і деформацій за методом функції усадки

Аналіз існуючих методів прогнозування зварювальних деформацій показав, що існує багато різноманітних варіантів інтерпретації функції усадки при вирішенні конкретних задач. Найбільш загальним із існуючих є представлення функції усадки як тензора пластичних деформацій

$$\Pi_{ij} = \begin{vmatrix} \Pi_{xx} & \Pi_{xy} & \Pi_{xz} \\ \Pi_{yx} & \Pi_{yy} & \Pi_{yz} \\ \Pi_{zx} & \Pi_{zy} & \Pi_{zz} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} \varepsilon_{xx}^p & \varepsilon_{xy}^p & \varepsilon_{xz}^p \\ \varepsilon_{yx}^p & \varepsilon_{yy}^p & \varepsilon_{yz}^p \\ \varepsilon_{zx}^p & \varepsilon_{zy}^p & \varepsilon_{zz}^p \end{vmatrix} \quad (i, j = x, y, z), \quad (4.1)$$

де  $\varepsilon_{xx}^p$ ,  $\varepsilon_{yy}^p$ ,  $\varepsilon_{zz}^p$  – нормальні компоненти, а всі інші  $\varepsilon_{ij}^p$  ( $i \neq j$ ) – дотичні компоненти тензора. Із загальних положень теорії деформації суцільних середовищ можна на величини компонента тензора накласти певні обмеження. Так, тензор можна вважати симетричним, тобто  $\varepsilon_{ij}^p = \varepsilon_{ji}^p$ , а суму нормальних компонент рівною нулеві (умова збереження об'єму).

$$\varepsilon_{xx}^p + \varepsilon_{yy}^p + \varepsilon_{zz}^p = 0 \quad (4.2)$$

Ці обмеження дозволяють із дев'яти компонентів незалежними вважати тільки п'ять ( $\varepsilon_{xx}^p$ ,  $\varepsilon_{yy}^p$ ,  $\varepsilon_{xy}^p$ ,  $\varepsilon_{xz}^p$ ,  $\varepsilon_{yz}^p$ ). Оскільки повздовжній і поперечний напрямки для зварних швів є головними, то якщо поєднати вісь Х з повздовжнім напрямком, а вісь Y з поперечним і вважати їх головними для тензора (1.2.1), то дотичними компонентами можна знехтувати і представити тензор функції усадки в достатньо простому вигляді

$$\Pi_{ij} = \begin{vmatrix} \varepsilon_{xx}^p & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_{yy}^p & 0 \\ 0 & 0 & -(\varepsilon_{xx}^p + \varepsilon_{yy}^p) \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} \Pi_{xx} & 0 & 0 \\ 0 & \Pi_{yy} & 0 \\ 0 & 0 & -(\Pi_{xx} + \Pi_{yy}) \end{vmatrix}. \quad (4.3)$$

В цьому випадку тільки два параметри (функції координат)  $\Pi_{xx} = \varepsilon_{xx}^p(x, y, z)$  – повздовжня усадка і  $\Pi_{yy} = \varepsilon_{yy}^p(x, y, z)$  – поперечна усадка

визначають функцію усадки для кожного зварного шву.

Оскільки у відповідності з запропонованою методологією розрахункове моделювання залишкових зварювальних напружень і деформацій великогабаритних циліндричних ємностей буде проводитись за допомогою методу функції усадки і методу скінчених елементів, то в зоні кожного зварного з'єднання скінченно-елементної моделі циліндричної ємності будуть задаватися розподілення залишкових пластичних деформацій  $\Pi_{xx} = \varepsilon_{xx}^p(x, y, z)$  і  $\Pi_{yy} = \varepsilon_{yy}^p(x, y, z)$ , отримані моделюванням зварювання за допомогою термопластичного аналізу на спрощених моделях типових зварних з'єднань (повздовжніх і кільцевих). Для того щоб максимально спростити розрахункову модель без втрати точності результатів прогнозування пропонується задавати характерні розподілення залишкових пластичних деформацій, які отримані в середній частині зварного з'єднання без урахування кінцевих ефектів початку і кінця зварювання. Тоді функцію усадки можна представити як більш просте характерне розподілення залишкових пластичних деформацій  $\Pi_{xx} = \varepsilon_{xx}^p(y, z)$  і  $\Pi_{yy} = \varepsilon_{yy}^p(y, z)$  в напрямках поперек зварного з'єднання і по товщині стінки ємності. Вздовж зварного з'єднання функція усадки буде постійною як для повздовжнього стикового з'єднання (Рис. 4.2а) циліндричної ємності так і для кільцевого стикового з'єднання (Рис. 4.2б).

Під час математичного моделювання зварювальних напружень і деформацій у циліндричних оболонках зручно використовувати циліндричну систему координат  $(r, \beta, z)$  (Рис.4.3).

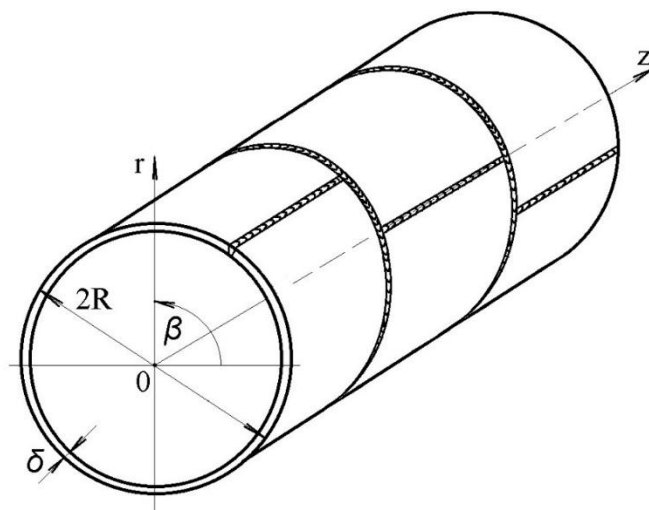


Рис.4.3 Схема зварної циліндричної оболонки в циліндричній системі координат  $(r, \beta, z)$

Визначившись з функцією усадки, наприклад, у вигляді (4.3), можна вважати, що тензор повних деформацій  $\varepsilon_{ij}$  в зварному елементі будуть визначатися сумою тензора пружних деформацій  $\varepsilon_{ij}^e$  і тензора функції усадки  $\Pi_{ij}$ .

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \Pi_{ij}, \quad (i, j = r, \beta, z). \quad (4.4)$$

Компоненти тензора повних деформацій  $\varepsilon_{ij}$  виражаються в кожній точці  $(r, \beta, z)$  оболонки трьома компонентами вектору переміщень  $U_i$  (співвідношення Коші) [49]:

$$\begin{aligned} \varepsilon_{rr} &= \frac{\partial U_r}{\partial r}, \quad \varepsilon_{zz} = \frac{\partial U_z}{\partial z}, \quad \varepsilon_{\beta\beta} = \frac{\partial U_\beta}{r \cdot \partial \beta} + \frac{U_r}{r}, \\ \varepsilon_{rz} &= \frac{1}{2} \left( \frac{\partial U_r}{\partial z} + \frac{\partial U_z}{\partial r} \right), \\ \varepsilon_{r\beta} &= \frac{1}{2} \left( \frac{\partial U_r}{r \cdot \partial \beta} + \frac{\partial U_\beta}{\partial r} - \frac{U_\beta}{r} \right), \\ \varepsilon_{z\beta} &= \frac{1}{2} \left( \frac{\partial U_\beta}{\partial z} + \frac{\partial U_z}{r \cdot \partial \beta} \right) \end{aligned}, \quad (4.5)$$

Рівняння сумісності деформацій [49]:

$$\begin{aligned}
\frac{\partial^2 \varepsilon_{rr}}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_{zz}}{\partial r^2} &= 2 \frac{\partial^2 \varepsilon_{rz}}{\partial r \partial z}; \\
\frac{1}{r} \frac{\partial^2 \varepsilon_{rr}}{\partial \beta \partial z} &= -\frac{\partial^2}{\partial r \partial \beta} \left( \frac{\varepsilon_{rz}}{r} \right) - \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 (r^2 \varepsilon_{r\beta})}{\partial r \partial z} + \frac{\partial}{\partial r} \left( \frac{1}{r} \frac{\partial \varepsilon_{\beta z}}{\partial r} \right); \\
\frac{1}{r} \frac{\partial^2 \varepsilon_{rr}}{\partial \beta^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r^2 \frac{\partial \varepsilon_{\beta\beta}}{\partial r} \right) &= \frac{2}{r} \frac{\partial^2 (r \varepsilon_{\beta r})}{\partial \beta \partial r} + \frac{\partial \varepsilon_{rr}}{\partial r}; \\
r \frac{\partial}{\partial z} \left( \varepsilon_{rr} - \frac{\partial (r \varepsilon_{\beta\beta})}{\partial r} \right) &= \frac{\partial^2 \varepsilon_{rz}}{\partial \beta^2} - \frac{\partial^2 (r \varepsilon_{\beta z})}{\partial r \partial \beta} - \frac{\partial^2 (r \varepsilon_{\beta r})}{\partial z \partial \beta}; \\
\frac{\partial^2 \varepsilon_{\beta\beta}}{\partial z^2} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 \varepsilon_{zz}}{\partial \beta^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \varepsilon_{zz}}{\partial r} &= \frac{2}{r} \frac{\partial}{\partial z} \left( \frac{\partial \varepsilon_{\beta z}}{\partial \beta} + \varepsilon_{rz} \right); \\
\frac{\partial^2}{\partial r \partial \beta} \left( \frac{\varepsilon_{zz}}{r} \right) &= -\frac{\partial^2 \varepsilon_{\beta r}}{\partial z^2} + r \frac{\partial^2}{\partial r \partial z} \left( \frac{\varepsilon_{\beta z}}{r} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial^2 \varepsilon_{rz}}{\partial z \partial \beta}.
\end{aligned} \tag{4.6}$$

Компоненти тензора повних деформацій  $\varepsilon_{ij}$  у рамках пружної постановки задачі пов'язані з тензором напружень  $\sigma_{ij}$  законом Гука [41, 50].

$$\begin{aligned}
\varepsilon_{rr} &= \frac{1}{E} \left( \sigma_{rr} - \nu (\sigma_{\beta\beta} + \sigma_{zz}) \right) + \Pi_{rr}; \\
\varepsilon_{\beta\beta} &= \frac{1}{E} \left( \sigma_{\beta\beta} - \nu (\sigma_{rr} + \sigma_{zz}) \right) + \Pi_{\beta\beta}; \\
\varepsilon_{zz} &= \frac{1}{E} \left( \sigma_{zz} - \nu (\sigma_{rr} + \sigma_{\beta\beta}) \right) + \Pi_{zz}; \\
\varepsilon_{r\beta} &= \frac{2(1+\nu)}{E} \sigma_{r\beta} + \Pi_{r\beta}; \\
\varepsilon_{rz} &= \frac{2(1+\nu)}{E} \sigma_{rz} + \Pi_{rz}; \\
\varepsilon_{\beta z} &= \frac{2(1+\nu)}{E} \sigma_{\beta z} + \Pi_{\beta z}.
\end{aligned} \tag{4.7}$$

Компоненти тензора напружень пов'язані один з одним рівняннями рівноваги [49]

$$\begin{aligned}
\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \sigma_{rr}) + \frac{1}{r} \frac{\partial \sigma_{r\beta}}{\partial \beta} + \frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial z} + \rho F_r &= 0; \\
\frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} (r^2 \sigma_{r\beta}) + \frac{1}{r} \frac{\partial \sigma_{\beta\beta}}{\partial \beta} + \frac{\partial \sigma_{\beta z}}{\partial z} + \rho F_\beta &= 0; \\
\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \sigma_{rz}) + \frac{1}{r} \frac{\partial \sigma_{\beta z}}{\partial \beta} + \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} + \rho F_z &= 0;
\end{aligned} \tag{4.8}$$

де  $\rho$  - густина матеріалу,  $F_r$ ,  $F_\beta$ ,  $F_z$  - компоненти масової сили, у розглянутій задачі визначення зварювальних напружень і деформацій у циліндричній оболонці  $F_r = F_\beta = F_z = 0$ .

Лінійну задачу теорії пружності можна розв'язувати методом переміщень. Виражаємо з рівнянь узагальненого закону Гука (4.7) напруження через деформації [41, 50]:

$$\begin{aligned}
\sigma_{rr} &= A_1 \varepsilon_{rr} + A_2 (\varepsilon_{\beta\beta} + \varepsilon_{zz}) + Y_{rr}; \\
\sigma_{\beta\beta} &= A_1 \varepsilon_{\beta\beta} + A_2 (\varepsilon_{rr} + \varepsilon_{zz}) + Y_{\beta\beta}; \\
\sigma_{zz} &= A_1 \varepsilon_{zz} + A_2 (\varepsilon_{rr} + \varepsilon_{\beta\beta}) + Y_{zz}; \\
\sigma_{r\beta} &= A_3 \varepsilon_{r\beta} + Y_{r\beta}; \quad \sigma_{rz} = A_3 \varepsilon_{rz} + Y_{rz}; \quad \sigma_{\beta z} = A_3 \varepsilon_{\beta z} + Y_{\beta z}; \\
A_1 &= \frac{2K + \psi}{3\psi K}; \quad A_2 = \frac{\psi - K}{3\psi K}; \quad A_3 = \frac{1}{\psi}; \\
K &= \frac{1 - 2\nu}{E}; \quad G = \frac{E}{(1 + \nu)};
\end{aligned} \tag{4.9}$$

де  $E$  - модуль нормальної пружності (модуль Юнга);  $K$  - модуль об'ємного стиснення;  $G$  - модуль зсуву;  $\psi$  - функція стану матеріалу, що враховує пластичну течію, для пружної поведінки матеріалу  $\psi = 1/2G$ ; доданки  $Y_{ij}$  враховують навантаження циліндричної оболонки додатковими деформаціями від зварювальної усадки (у загальному вигляді)

$$\begin{aligned}
Y_{rr} &= A_1 \Pi_{rr} + A_2 (\Pi_{zz} + \Pi_{\beta\beta}); \\
Y_{\beta\beta} &= A_1 \Pi_{\beta\beta} + A_2 (\Pi_{rr} + \Pi_{zz}); \\
Y_{zz} &= A_1 \Pi_{zz} + A_2 (\Pi_{rr} + \Pi_{\beta\beta}); \\
Y_{r\beta} &= A_3 \Pi_{r\beta}; \quad Y_{z\beta} = A_3 \Pi_{z\beta}; \quad Y_{rz} = A_3 \Pi_{rz};
\end{aligned} \tag{4.10}$$

Для моделювання зварювальних деформацій у циліндричній оболонці від кільцевих і поздовжніх зварних з'єднань можна задавати такі основні

параметри функції усадки - це пластичні деформації усадки в осьовому  $\Pi_{zz}$  та окружному  $\Pi_{\beta\beta}$  напрямках. Пластичні деформації усадки в радіальному напрямку (за товщиною стінки оболонки)  $\Pi_{rr}$  спричиняють локальні деформації та не мають помітного впливу на загальні деформації зварної циліндричної оболонки. Дотичними компонентами пластичних деформацій усадки можна знехтувати  $\Pi_{rz}, \Pi_{r\beta}, \Pi_{z\beta}$ , оскільки напрямки зварних швів у циліндричній оболонці збігаються з поздовжнім і кільцевим напрямком циліндричної системи координат.

$$\begin{aligned} Y_{rr} &= A_2(\Pi_{zz} + \Pi_{\beta\beta}); \\ Y_{\beta\beta} &= A_1\Pi_{\beta\beta} + A_2\Pi_{zz}; \\ Y_{zz} &= A_1\Pi_{zz} + A_2\Pi_{\beta\beta}; \\ Y_{r\beta} &= 0; \quad Y_{z\beta} = 0; \quad Y_{rz} = 0; \end{aligned} \quad (4.11)$$

Використовуючи співвідношення Коші (4.5), що пов'язують компоненти тензора повних деформацій  $\varepsilon_{ij}$  з компонентами вектору переміщень  $U_i$ , можна виразити напруження (4.9) через переміщення:

$$\begin{aligned} \sigma_{rr} &= A_1 \frac{\partial U_r}{\partial r} + A_2 \left( \frac{\partial U_z}{\partial z} + \frac{\partial U_\beta}{r \cdot \partial \beta} + \frac{U_r}{r} \right) + Y_{rr}; \\ \sigma_{\beta\beta} &= A_1 \left( \frac{\partial U_\beta}{r \cdot \partial \beta} + \frac{U_r}{r} \right) + A_2 \left( \frac{\partial U_r}{\partial r} + \frac{\partial U_z}{\partial z} \right) + Y_{\beta\beta}; \\ \sigma_{zz} &= A_1 \frac{\partial U_z}{\partial z} + A_2 \left( \frac{\partial U_r}{\partial r} + \frac{\partial U_\beta}{r \cdot \partial \beta} + \frac{U_r}{r} \right) + Y_{zz}; \\ \sigma_{r\beta} &= A_3 \frac{1}{2} \left( \frac{\partial U_r}{r \cdot \partial \beta} + \frac{\partial U_\beta}{\partial r} - \frac{U_\beta}{r} \right); \\ \sigma_{rz} &= A_3 \frac{1}{2} \left( \frac{\partial U_r}{\partial z} + \frac{\partial U_z}{\partial r} \right); \quad \sigma_{\beta z} = A_3 \frac{1}{2} \left( \frac{\partial U_\beta}{\partial z} + \frac{\partial U_z}{r \cdot \partial \beta} \right); \end{aligned} \quad (4.12)$$

Підставимо отримані вирази для компонент тензора напружень у рівняння рівноваги (4.8)

$$\begin{aligned}
& \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r A_1 \frac{\partial U_r}{\partial r} + r A_2 \left( \frac{\partial U_z}{\partial z} + \frac{\partial U_\beta}{r \cdot \partial \beta} + \frac{U_r}{r} \right) \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \beta} \left( A_3 \frac{1}{2} \left( \frac{\partial U_r}{r \cdot \partial \beta} + \frac{\partial U_\beta}{\partial r} - \frac{U_\beta}{r} \right) \right) + \\
& + \frac{\partial}{\partial z} \left( A_3 \frac{1}{2} \left( \frac{\partial U_r}{\partial z} + \frac{\partial U_z}{\partial r} \right) \right) = -\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r Y_{rr}); \\
& \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} \left( r^2 A_3 \frac{1}{2} \left( \frac{\partial U_r}{r \cdot \partial \beta} + \frac{\partial U_\beta}{\partial r} - \frac{U_\beta}{r} \right) \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \beta} \left( A_1 \left( \frac{\partial U_\beta}{r \cdot \partial \beta} + \frac{U_r}{r} \right) + A_2 \left( \frac{\partial U_r}{\partial r} + \frac{\partial U_z}{\partial z} \right) \right) + \\
& + \frac{\partial}{\partial z} \left( A_3 \frac{1}{2} \left( \frac{\partial U_\beta}{\partial z} + \frac{\partial U_z}{r \cdot \partial \beta} \right) \right) = -\frac{1}{r} \frac{\partial Y_{\beta\beta}}{\partial \beta}; \\
& \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r A_3 \frac{1}{2} \left( \frac{\partial U_r}{\partial z} + \frac{\partial U_z}{\partial r} \right) \right) \sigma_{rz} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \beta} \left( A_3 \frac{1}{2} \left( \frac{\partial U_\beta}{\partial z} + \frac{\partial U_z}{r \cdot \partial \beta} \right) \right) + \\
& + \frac{\partial}{\partial z} \left( A_1 \frac{\partial U_z}{\partial z} + A_2 \left( \frac{\partial U_r}{\partial r} + \frac{\partial U_\beta}{r \cdot \partial \beta} + \frac{U_r}{r} \right) \right) = -\frac{\partial Y_{zz}}{\partial z};
\end{aligned} \tag{4.13}$$

Отримана система рівнянь щодо трьох компонент вектора переміщень  $U_x$ ,  $U_\beta$ ,  $U_z$  довільної точки  $(x, \beta, z)$  циліндричної оболонки в разі навантаження додатковими деформаціями від зварювальної усадки (доданки  $Y_{rr}$ ,  $Y_{\beta\beta}$ ,  $Y_{zz}$  в правій частині рівнянь) і граничні умови на поверхні оболонки визначають загальну постановку крайової задачі.

Для розв'язку задачі можна використати варіаційний принцип Лагранжа, який визначає екстремальні значення переміщень  $U_i$  і напружень  $\sigma_{ij}$  при заданих додаткових деформаціях  $Y_{ij}$  по всьому об'єму розглянутої конструкції  $V$  і граничних умовах на поверхні  $S_p$ , де може бути заданий вектор зовнішніх зусиль  $P_i$ . Абсолютний мінімум функціонала  $\mathfrak{E}_1$ , за допомогою якого реалізується варіаційний принцип Лагранжа [41]

$$\mathfrak{E}_1 = -\frac{1}{2} \int_V (\sigma_{ij} + Y_{ij}) \cdot \varepsilon_{ij} dV + \int_{S_p} P_i U_i dS_p, \tag{4.14}$$

відповідає при заданих додаткових деформаціях  $Y_{ij}$  дійсному розподілу вектору переміщень  $U_i$ , який є рішенням крайової задачі. Мінімізація функціоналу  $\mathfrak{E}_1$  відносно  $U_x$ ,  $U_y$ ,  $U_z$  рівносильна рівнянням рівноваги в області  $V$  при заданих граничних умовах.

$$\begin{aligned}
\mathfrak{D}_1 = & -\frac{1}{2} \iiint \left\{ A_1 \left( \left( \frac{\partial U_r}{\partial r} \right)^2 + \left( \frac{\partial U_\beta}{r \cdot \partial \beta} + \frac{U_r}{r} \right)^2 + \left( \frac{\partial U_z}{\partial z} \right)^2 \right) + \right. \\
& + 2A_2 \left( \frac{\partial U_r}{\partial r} \left( \frac{\partial U_\beta}{r \cdot \partial \beta} + \frac{U_r}{r} \right) + \frac{\partial U_r}{\partial r} \frac{\partial U_z}{\partial z} + \frac{\partial U_z}{\partial z} \left( \frac{\partial U_\beta}{r \cdot \partial \beta} + \frac{U_r}{r} \right) \right) + \\
& + A_3 \left( \frac{1}{2} \left( \frac{\partial U_r}{r \cdot \partial \beta} + \frac{\partial U_\beta}{\partial r} - \frac{U_\beta}{r} \right)^2 + \frac{1}{2} \left( \frac{\partial U_r}{\partial z} + \frac{\partial U_z}{\partial r} \right)^2 + \frac{1}{2} \left( \frac{\partial U_\beta}{\partial z} + \frac{\partial U_z}{r \cdot \partial \beta} \right)^2 \right) + \\
& + 2 \left( Y_{rr} \frac{\partial U_r}{\partial r} + Y_{\beta\beta} \left( \frac{\partial U_\beta}{r \cdot \partial \beta} + \frac{U_r}{r} \right) + Y_{zz} \frac{\partial U_z}{\partial z} \right) \Bigg\} r \cdot dr d\beta dz + \\
& + \int_{S_p} (P_r U_r + P_\beta U_\beta + P_z U_z) dS_p
\end{aligned} \tag{4.15}$$

Диференціюючи функціонал (4.15) за компонентами переміщень  $U_r$ ,  $U_\beta$ ,  $U_z$ , і прирівнюючи до нуля, отримаємо три рівняння

$$\frac{\partial \mathfrak{D}_1}{\partial U_r} = 0; \quad \frac{\partial \mathfrak{D}_1}{\partial U_\beta} = 0; \quad \frac{\partial \mathfrak{D}_1}{\partial U_z} = 0. \tag{4.16}$$

Для великогабаритних конструкцій складної геометрії пошук рішення зручніше проводити за допомогою МСЕ. У пружній постановці навіть для великогабаритних конструкцій з великою кількістю зварних з'єднань пошук рішення за залишковими деформаціями (переміщенням точок конструкції) здійснюється за один крок навантаження моделі конструкції додатковими деформаціями (функцією усадки) в зонах всіх зварних швів. Розв'язок таких задач потребує невеликої кількості часу на розрахунок одного варіанту. Але підготовка скінчено-елементної моделі складної просторової зварної конструкції і задання функції усадки для кожного зварного з'єднання можуть бути досить трудомісткими.

Одним з слабких місць описаного підходу функції усадки являється інформація відносно параметрів цієї функції. Використання експериментальних підходів потребує в кожному конкретному випадку поєднання матеріалу, товщини, способу, режимів і умов зварного нагріву

достатньо об'ємних експериментальних досліджень. Тому заслуговує увагу використання підходів, які засновані на методах теорії термопластичності, для визначення параметрів функції усадки у випадку конкретного зварного з'єднання і умов зварювання для даної великогабаритної зварної конструкції з великою кількістю зварних швів.

#### **4.3 Дослідження можливості отримання параметрів функції усадки та розподілів залишкових напружень для зварних з'єднань великогабаритної циліндричної оболонки на спрощених моделях обмеженого розміру методами термопластичності**

Проведено дослідження розподілу залишкових пластичних деформацій і напружень у зоні поздовжнього зварного з'єднання великогабаритної циліндричної оболонки з алюмінієвого сплаву АМгб діаметром 3500 мм і товщиною стінки 10 мм. Математичне моделювання НДС під час зварювання проводили на основі загального методу термопластичності та методу скінченних елементів шляхом простежування кінетики утворення та розвитку пластичних деформацій і напружень у процесі зварювального нагріву та подальшого охолодження в загальній 3D постановці.

Для визначення можливості отримання параметрів функції усадки (розподілу залишкових пластичних деформацій) у зоні поздовжнього зварного з'єднання циліндричної оболонки на малих плоских зразках стикового з'єднання отримано відповідні результати для стикового зварювання пластини з алюмінієвого сплаву АМгб обмеженого розміру 500x500 мм, товщина 10 мм.

Порівнювалися характерні розподіли залишкових пластичних деформацій і напружень у середній частині зварного шва на віддаленні від кінців. Порівняльний аналіз розрахункових результатів показав аналогічний характер розподілів залишкових пластичних деформацій для

великогабаритної оболонки та пластини обмеженого розміру (Рис. 4.4 і Рис. 4.5). Треба зазначити, що поздовжні залишкові напруження також мають аналогічний розподіл і величину (Рис. 4.6), а поперечні залишкові напруження мають відмінності. У пластині поперечна компонента залишкових напружень має рівномірний розподіл за товщиною, а в циліндричній оболонці напруження стиску на зовнішній поверхні переходять у розтягувальні на внутрішній поверхні, тобто відрізняється за знаком (Рис. 4.7).

Таким чином, параметри функції усадки і характерні розподіли залишкових напружень від зварних швів у великогабаритній циліндричній оболонці можуть бути отримані шляхом математичного моделювання за допомогою термопластичного аналізу на простих зразках стикового з'єднання обмеженого розміру. При цьому трудомісткість розв'язку такого рішення значно знижується, а точність отриманих результатів залишається досить висока.

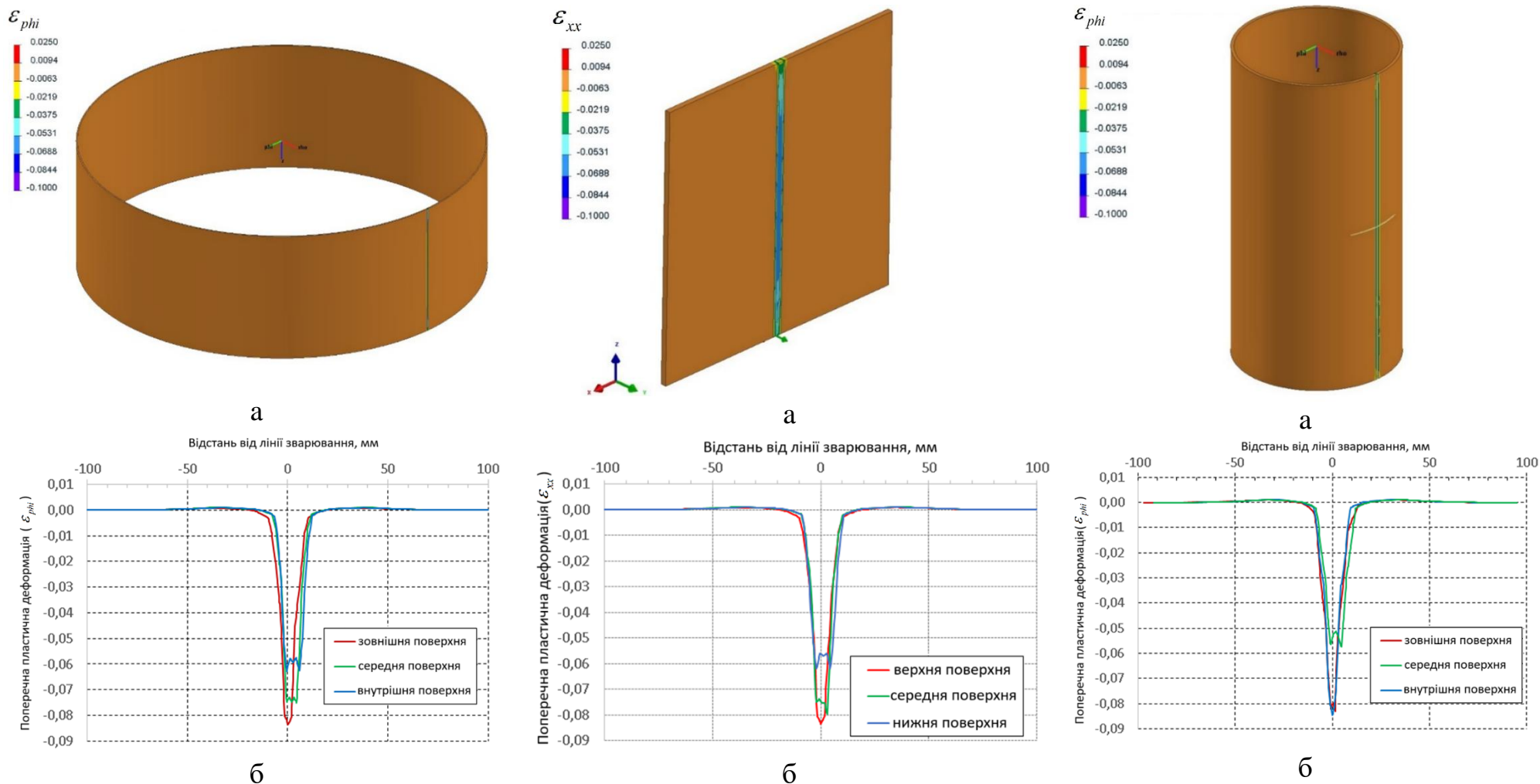
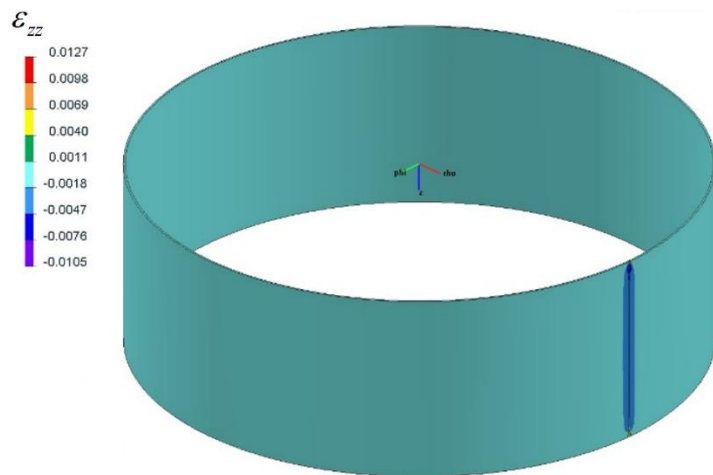
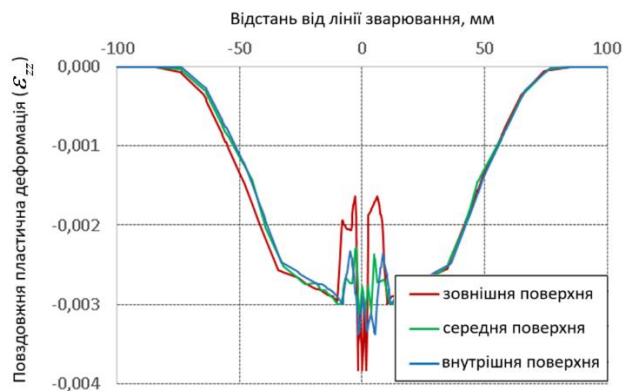


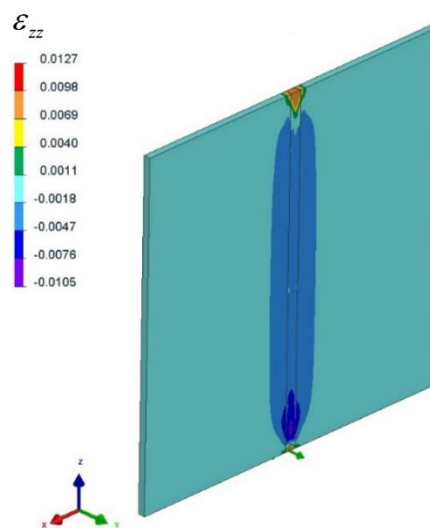
Рис. 4.4 Розрахункові розподіли поперечних пластичних деформацій для стикових зварних з'єднань завдовжки 500 мм у моделі великогабаритної циліндричної оболонки ( $D = 3500$  мм,  $\delta = 10$  мм), у простій моделі пластини обмеженого розміру ( $500 \times 500$  мм,  $\delta = 10$  мм) та в моделі циліндричної оболонки малого діаметру ( $D = 200$  мм,  $\delta = 10$  мм): а) розподіл на зовнішній (верхній) поверхні моделі; б) розподіл у поперечному перерізі зварного з'єднання на зовнішній (верхній), внутрішній (нижній) і серединній поверхнях.



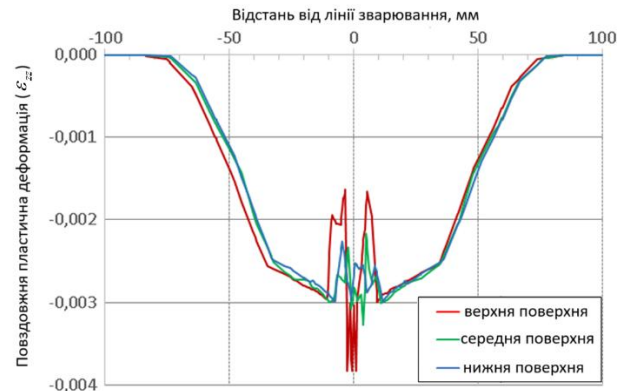
а



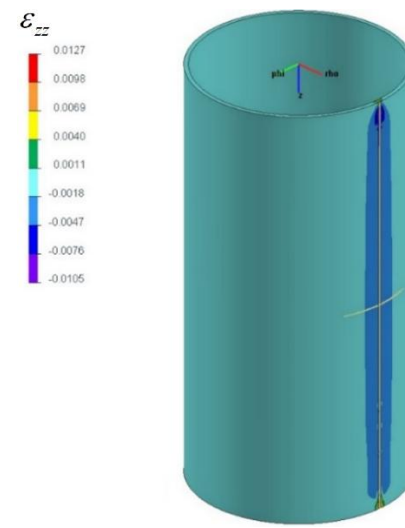
б



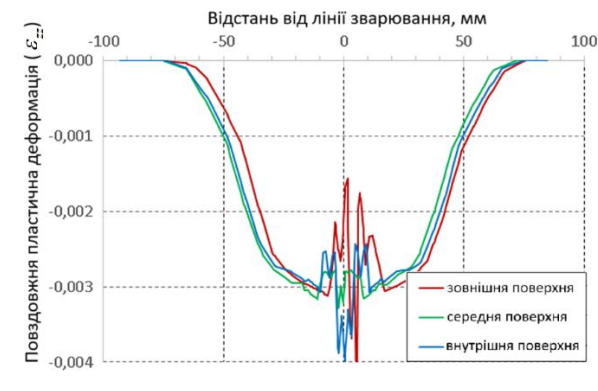
а



б

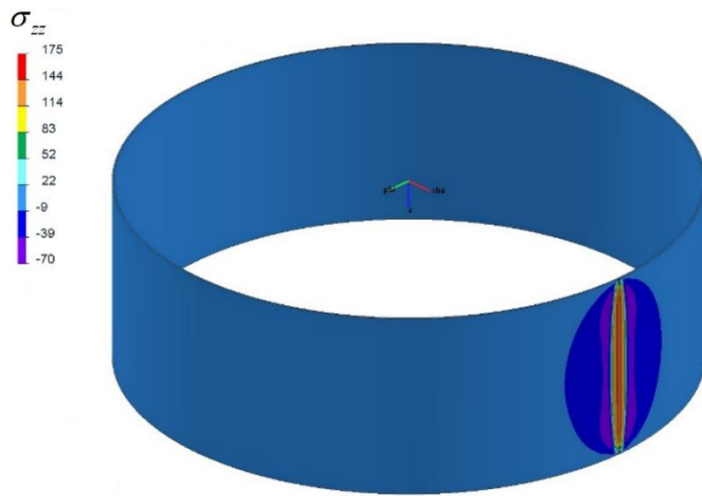


а

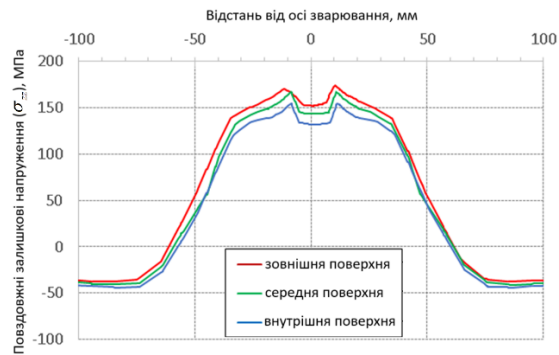


б

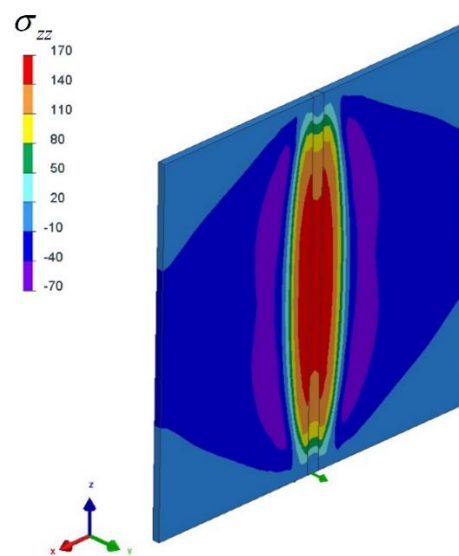
Рис. 4.5 Розрахункові розподіли поздовжніх пластичних деформацій для стикових зварних з'єднань завдовжки 500 мм у моделі великогабаритної циліндричної оболонки ( $D = 3500$  мм,  $\delta = 10$  мм), у простій моделі пластини обмеженого розміру ( $500 \times 500$  мм,  $\delta = 10$  мм) та в моделі циліндричної оболонки малого діаметру ( $D = 200$  мм,  $\delta = 10$  мм): а) розподіл на зовнішній (верхній) поверхні моделі; б) розподіл у поперечному перерізі зварного з'єднання на зовнішній (верхній), внутрішній (нижній) і серединній поверхнях.



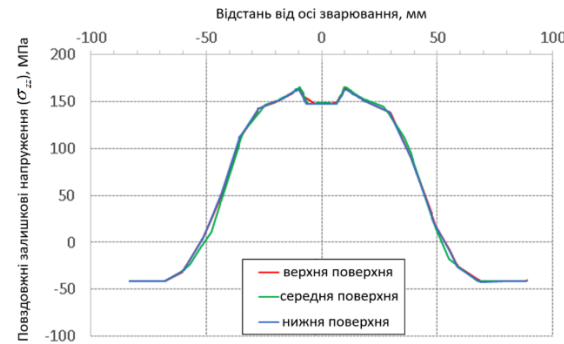
а



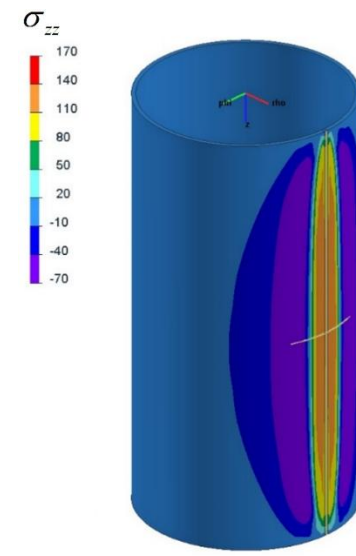
б



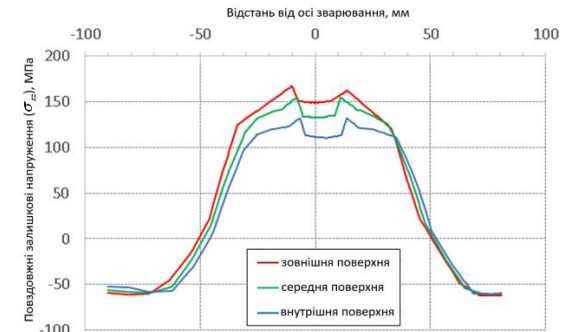
а



б



а



б

Рис. 4.6. Розрахункові розподіли поздовжніх залишкових напружень для стикових зварних з'єднань завдовжки 500 мм у моделі великогабаритної циліндричної оболонки ( $D = 3500$  мм,  $\delta = 10$  мм), у простій моделі пластини обмеженого розміру ( $500 \times 500$  мм,  $\delta = 10$  мм) та в моделі циліндричної оболонки малого діаметру ( $D = 200$  мм,  $\delta = 10$  мм): а) розподіл на зовнішній (верхній) поверхні моделі; б) розподіл у поперечному перерізі зварного з'єднання на зовнішній (верхній), внутрішній (нижній) та серединній поверхні.

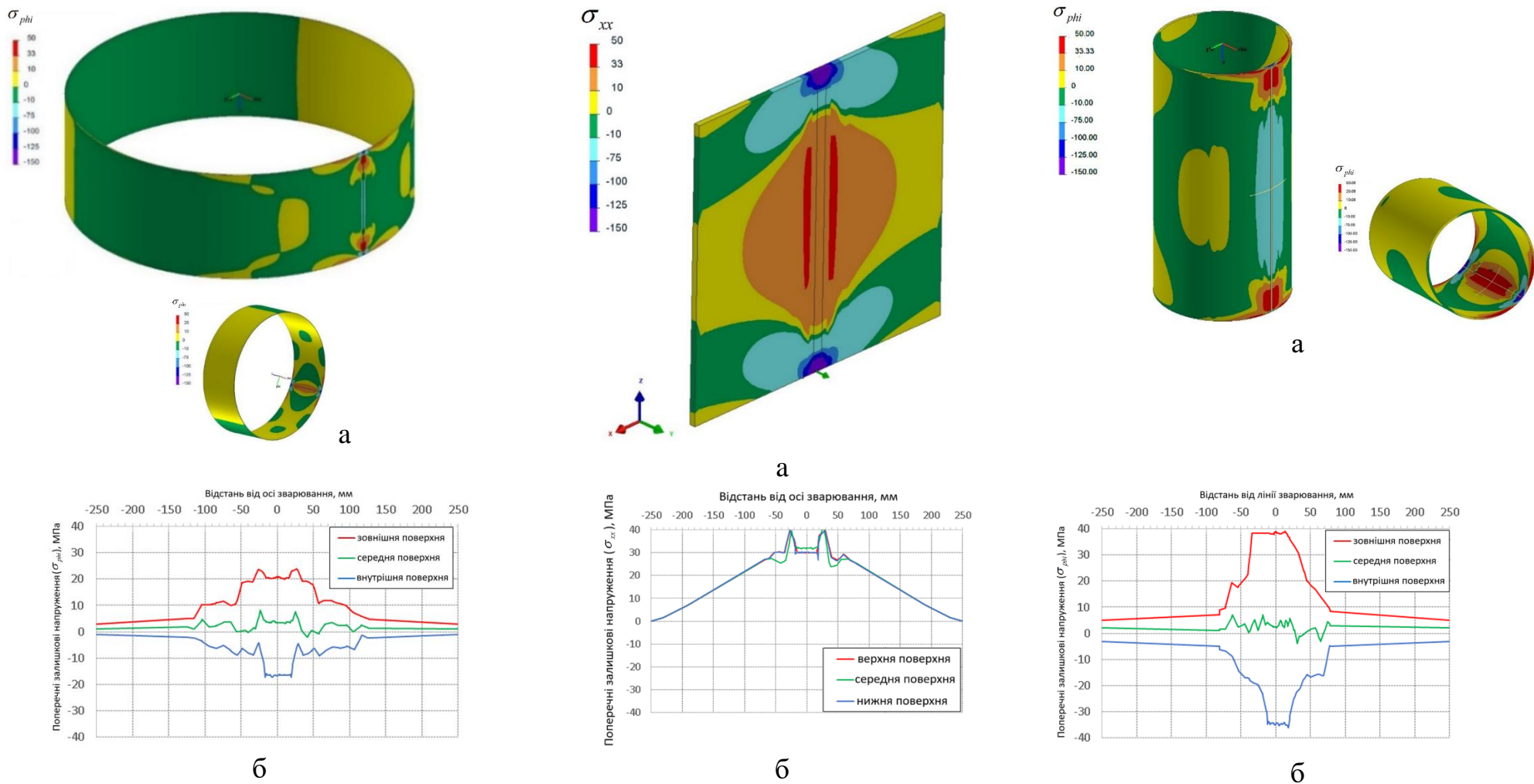


Рис. 4.7. Розрахункові розподіли поперечних залишкових напружень для стикових зварних з'єднань завдовжки 500 мм у моделі великогабаритної циліндричної оболонки ( $D = 3500$  мм,  $\delta = 10$  мм), у простій моделі пластини обмеженого розміру ( $500 \times 500$  мм,  $\delta = 10$  мм) та у моделі циліндричної оболонки малого діаметру ( $D = 200$  мм,  $\delta = 10$  мм): а) розподіл на зовнішній поверхні моделі; б) розподіл у поперечному перерізі зварного з'єднання на зовнішній, внутрішній та серединній поверхнях

## Результати моделювання залишкових напружень і деформацій при ЗТП

Проведено попередні розрахунки за представленою моделлю ЗТП для стикового з'єднання пластини обмеженого розміру (300x300 мм,  $\delta=8$  мм) і представлено результати за характерним розподілом залишкових напружень і пластичних деформацій у порівнянні з дуговим зварюванням TIG стикового з'єднання для пластини розміру (500x500 мм,  $\delta=10$  мм).

Результати чисельного розрахунку показали (Рис.4.3), що максимальна температура нагріву при ЗТП (до 500 °С) значно нижча, ніж під час дугового зварювання TIG (до 750°С і вище) і не досягає температури плавлення алюмінієвого сплаву  $T_{liq}=650^{\circ}\text{C}$ . Поздовжня компонента залишкових пластичних деформацій при ЗТП розподілена в набагато вужчій зоні, ніж під час дугового зварювання TIG, тому інтегральна величина поздовжньої усадки приблизно у 3 рази нижча (Рис.4.4). Поперечна компонента залишкових пластичних деформацій при ЗТП за абсолютною величиною в 3 рази нижча, ніж при дуговому зварюванні TIG (Рис.4.5). Залишкові поздовжні напруження при ЗТП зварюванні за максимальною величиною розтягувальних напружень (до 150 МПа) можна порівняти із залишковими поздовжніми напруженнями при дуговому зварюванні TIG, але зона розтягувальних напружень при ЗТП зварюванні значно (у 3 рази) вужча (Рис.4.6). Залишкові поперечні напруження при ЗТП (до 14 МПа) значно нижчі за абсолютною величиною, ніж при дуговому зварюванні TIG (до 40 МПа) (Рис.4.7).

Таким чином, отримані за допомогою розробленої моделі ЗТП розрахункові результати частково підтверджують висновки інших дослідників, що залишкові напруження та деформації при ЗТП алюмінієвих сплавів мають суттєво нижчий рівень ніж за традиційних дугових способів зварювання, а саме, в частині залишкових зварювальних деформацій. Що стосується залишкових напружень, то визначені при ЗТП алюмінієвих сплавів залишкові поздовжні напруження розтягувальні досягають межі текучості основного матеріалу як при

дуговому зварюванні. Розроблена модель може використовуватися для оперативного розрахункового визначення залишкових напружень і пластичних деформацій (параметрів функції) в зоні зварних з'єднань великогабаритної циліндричної ємності, виконаних процесом ЗТП. Важливим фактором поліпшення точності моделі є більш коректне врахування умов жорсткого закріплення з'єднуваних елементів при ЗТП.

#### **4.4 Верифікація і валідація математичної моделі визначення зварювальних деформацій для великогабаритних циліндричних ємностей із алюмінієвого сплаву при використанні ЗТП**

З метою верифікації розробленого розрахункового алгоритму визначення загальних деформацій великогабаритних циліндричних оболонок зі зварними швами поздовжнього та поперечного (кільцевого) напрямів на основі наближеного методу функції усадки проведено аналіз результатів прогнозування для різних варіантів розміщення зварних з'єднань в оболонці з діаметром  $2R=3500$  мм, товщиною стінки  $\delta=10$  мм та різної довжини  $L$ . Метою аналізу є перевірка адекватності отриманих результатів за характером розподілу зварювальних деформацій циліндричної оболонки.

Кільцевий зварний шов у циліндричній оболонці (Рис. 4.8а) спричиняє осесиметричні деформації у двох напрямках: загальне осьове вкорочення оболонки  $U_z$  (по довжині  $L=2000$  мм) (Рис. 4.8б) і локальний радіальний прогин  $U_r$  (Рис. 4.8в).

Якщо довга циліндрична оболонка містить велику кількість кільцевих зварних з'єднань, наприклад, п'ять кільцевих з'єднань на довжині  $L=6000$  мм (Рис. 4.9а), то поперечна усадка в осьовому напрямі  $U_z$  сумується (Рис. 4.9б), а радіальний прогин  $U_r$  має локальний характер у зоні кожного зварного з'єднання (Рис. 4.9в).

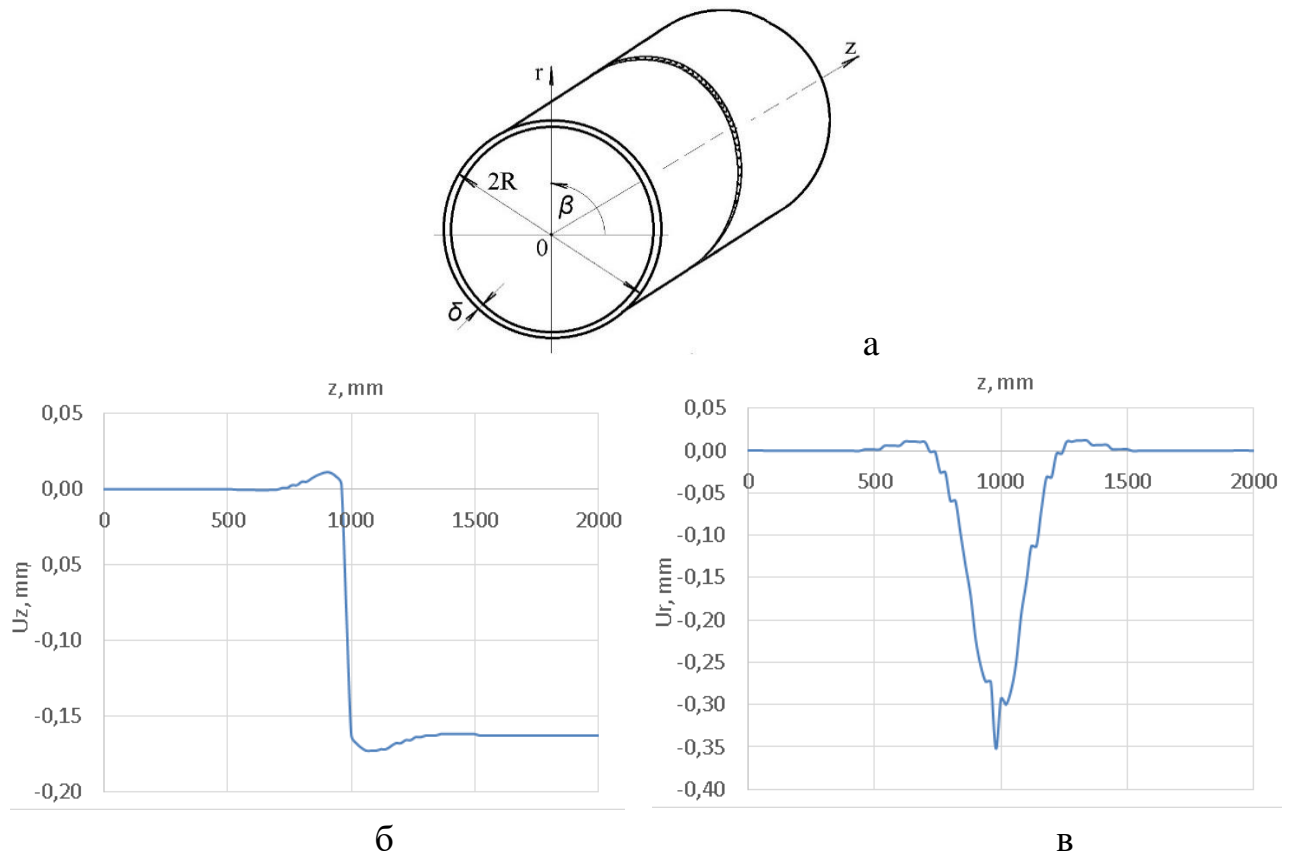


Рис. 4.8 Розподіл залишкових деформацій циліндричної оболонки ( $D=3500$  мм,  $L=2000$  мм,  $\delta=10$  мм від зварювання кільцевого з'єднання: а) схема кільцевого зварного з'єднання; б) поперечна усадка в осьовому напрямку  $U_z$ ; в) радіальний прогин  $U_r$ .

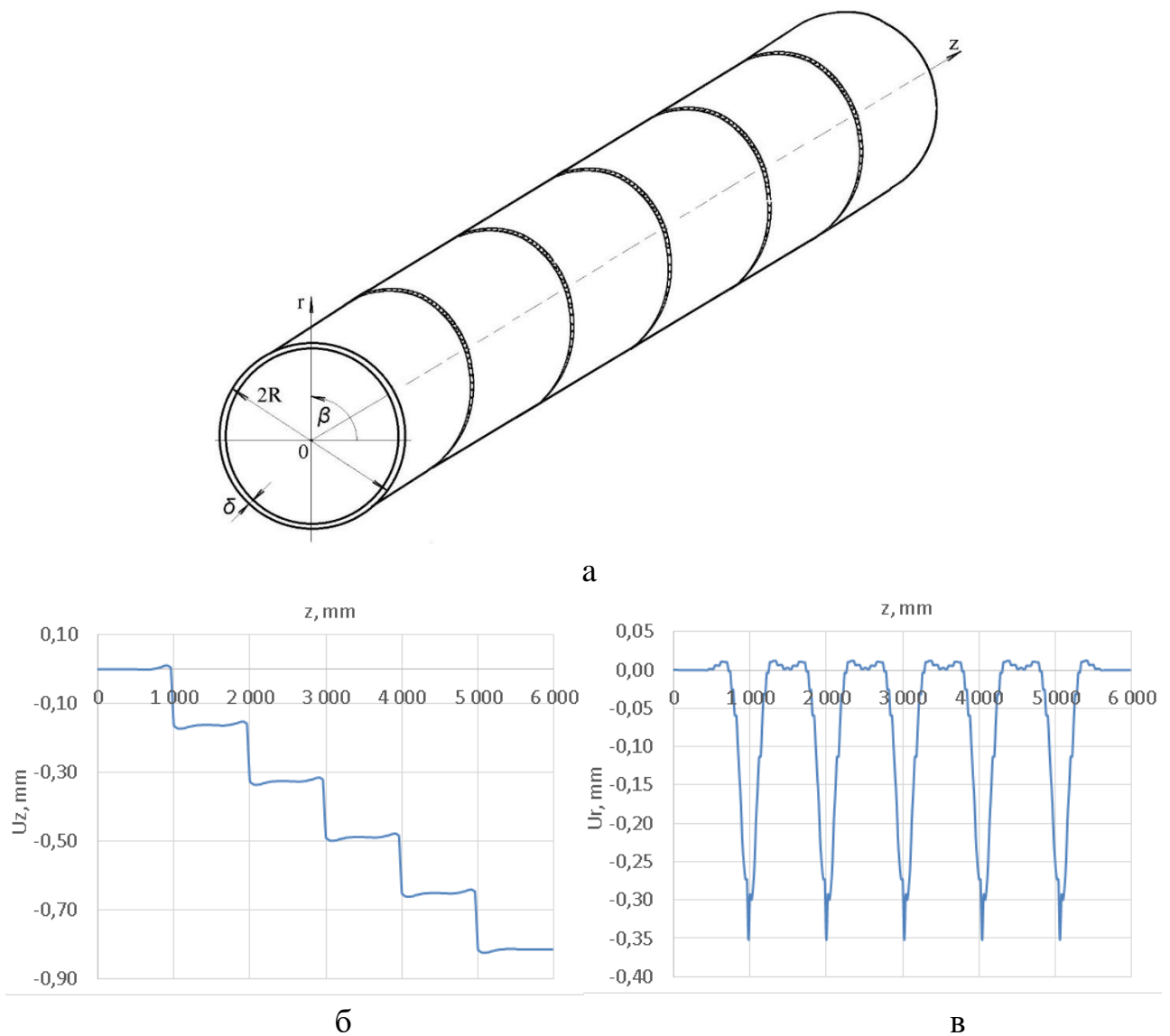


Рис. 4.9. Загальні деформації великогабаритної циліндричної ємності завдовжки  $L=7000$  мм після зварювання 4 кільцевих з'єднань: а) схема оболонки з п'ятьма кільцевими зварними з'єднаннями; б) сумарна поперечна усадка в осьовому напрямку  $U_z$ ; в) радіальний прогин  $U_r$ .

Типовим варіантом зварного шва кільцевого напрямку може бути короткий незамкнутий кільцевий шов, тобто не по всьому колу циліндричної оболонки (Рис. 4.10а). Такий кільцевий зварний шов спричиняє в циліндричній оболонці неосесиметричні деформації, а саме: локальні колові переміщення  $U_\beta$  (Рис. 4.10б), загальне осьове вкорочення оболонки  $U_z$  (Рис. 4.10в) та локальний радіальний прогин  $U_r$  (Рис. 4.10 г,д).

Треба зазначити, що розроблений розрахунковий алгоритм визначення зварювальних деформацій великогабаритних циліндричних оболонок у випадку короткого незамкнутого кільцевого шва проводить розрахунок напружено-деформованого стану оболонки за допомогою математичної моделі на основі методу функції усадки. А в разі визначення напружено-деформованого стану оболонки від зварювання замкнутого кільцевого шва немає необхідності проводити такий розрахунок, оскільки результати щодо залишкових напружень і деформацій від зварювання кільцевого шва отримано на етапі визначення параметрів функції усадки для зварних з'єднань досліджуваної циліндричної оболонки за допомогою загального методу термопластичності.

Поздовжній шов по всій довжині оболонки (Рис. 4.11а) викликає складніший характер розподілу залишкових деформацій. Це локальні переміщення  $U_\beta$  (поперечна усадка) уздовж кола оболонки в зоні зварного шва (Рис. 4.11б). Також переміщення  $U_z$  уздовж осі шва (Рис. 4.11 в,г), які можуть призводити до спотворення форми кромки оболонки. Найвищих значень досягають деформації радіального прогину  $U_r$  у зоні зварного шва (Рис. 4.11 д,е).

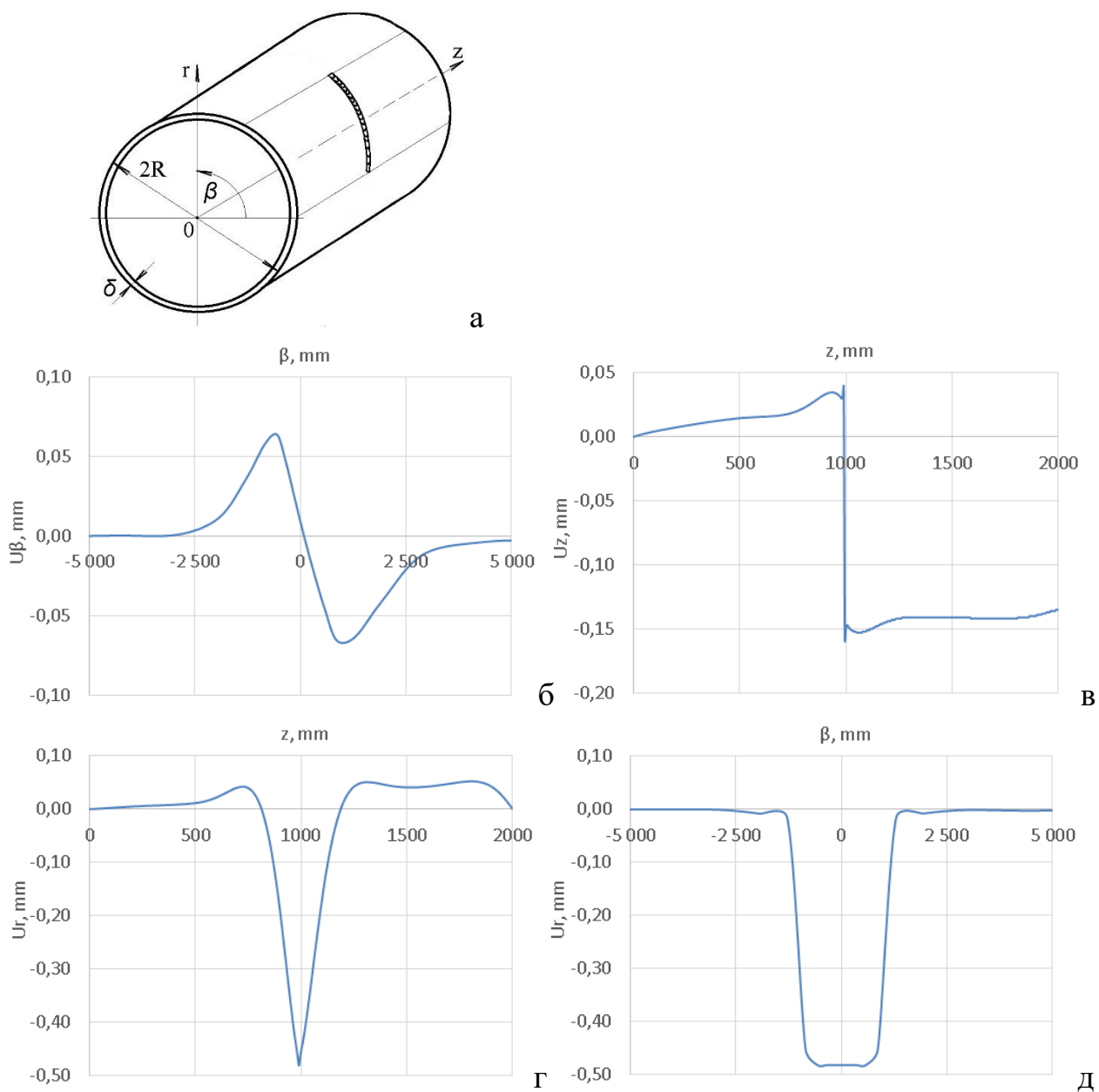


Рис. 4.10. Розподіл залишкових деформацій циліндричної оболонки ( $D=3500$  мм,  $L=1000$  мм,  $\delta=10$  мм) від зварювання короткого кільцевого з'єднання завдовжки 1000 мм: а) схема розташування зварного шва; б) колові переміщення  $U_\beta$ ; в) переміщення  $U_z$  уздовж утворювальної оболонки в середньому перерізі зварного шва; г) радіальний прогин  $U_r$  уздовж утворювальної оболонки в середньому перерізі зварного шва; д) радіальний прогин  $U_r$  уздовж зварного шва.

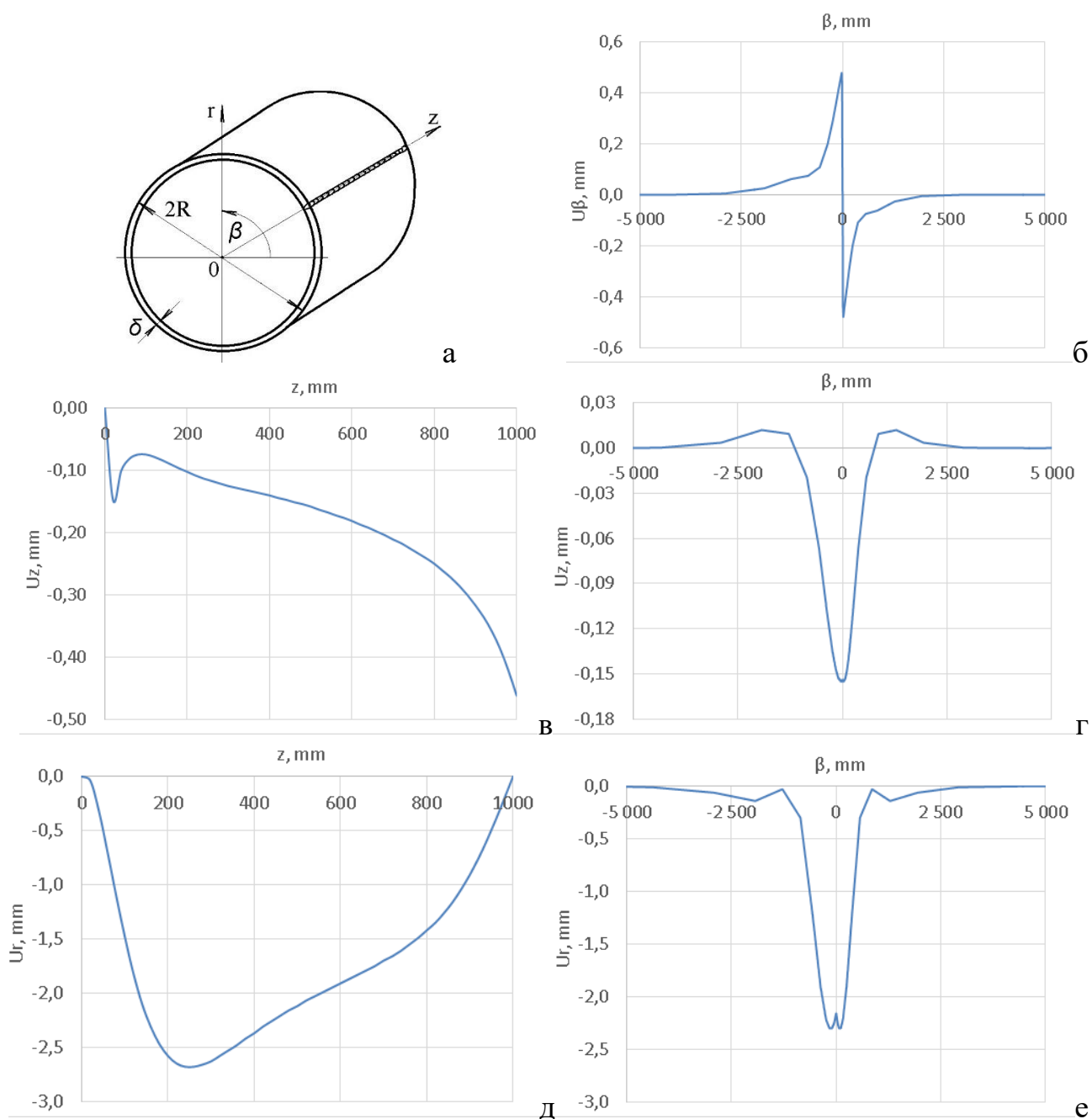


Рис. 4.11. Розподіл залишкових деформацій циліндричної оболонки ( $D=3500$  мм,  $L=1000$  мм,  $\delta=10$  мм) від зварювання поздовжнього з'єднання: а) схема розташування зварного шва; б) переміщення  $U_\beta$  (поперечна усадка) уздовж кола в середньому перерізі зварного шва; в) переміщення  $U_z$  уздовж осі шва, г) переміщення  $U_z$  уздовж кола в середньому перерізі зварного шва; д) радіальний прогин  $U_r$  уздовж осі шва, е) радіальний прогин  $U_r$  уздовж кола в середньому перерізі зварного шва

На Рис. 4.12 представлені результати розрахунку зварювальних деформацій циліндричної оболонки від зварювання поздовжнього шва, який розташований локально, не по всій довжині оболонки. Відповідно, залишкові деформації мають більш локальний характер і за межами зони зварного шва швидко знижуються, як окружні переміщення  $U_\beta$  (поперечна усадка) (Рис. 4.12 б) і радіальний прогин  $U_r$  (Рис. 4.12 д, е), або залишаються на досягнутому рівні як осьові переміщення  $U_z$  уздовж осі шва (Рис. 4.12 в, г).

У разі декількох (трьох) поздовжніх швів (Рис. 4.13), розташованих локально по довжині оболонки, залишкові зварювальні деформації мають характер повторюваних по довжині локальних деформацій: окружних переміщень  $U_\beta$  (поперечна усадка) (Рис. 4.13 б) і радіального прогину  $U_r$  (Рис. 4.13 д, е), і зростаючого по довжині рівня осьових (поздовжніх) переміщень  $U_z$  уздовж осі шва (Рис. 4.13 в, г). Треба зазначити, що найвищими за абсолютною величиною є деформації радіального прогину  $U_r$ , при цьому в зоні зварних швів прогини спрямовані всередину оболонки, а за межами зварних швів назовні.

На Рис. 4.14 представлено найскладніший із розглянутих варіантів довгої циліндричної оболонки, яка містить 6 поздовжніх швів і 5 кільцевих швів. Основна відмінність від попереднього розглянутого варіанту - це наявність кільцевих зварних з'єднань, що повторюються по довжині оболонки, і розташування поздовжніх зварних швів не по одній лінії, а зі зміщенням за кутовою координатою. Наявність великої кількості кільцевих з'єднань призводить до накопичення по довжині оболонки загального рівня осьових переміщень  $U_z$  (Рис. 4.14 в, г). Решта компонентів деформацій: окружні переміщення  $U_\beta$  (поперечна усадка) (Рис. 4.14 б) і радіальний прогин  $U_r$  (Рис. 4.14 д, е) мають складний локальний характер розподілу.

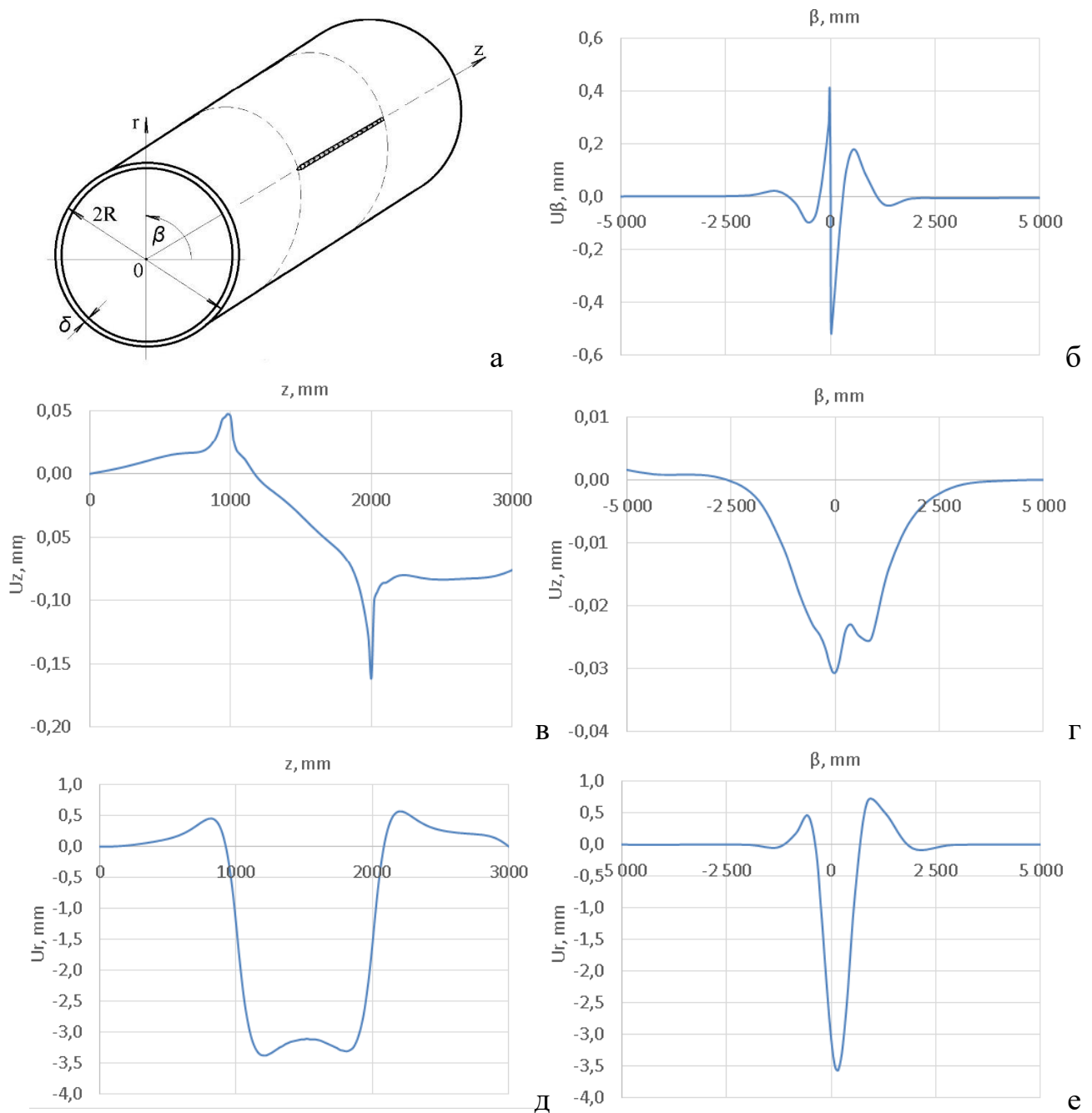


Рис. 4.12. Розподіл локальних залишкових деформацій циліндричної оболонки ( $D=3500$  мм,  $L=3000$  мм,  $\delta=10$  мм) від зварювання поздовжнього з'єднання: а) схема розташування зварного шва; б) переміщення  $U_\beta$  (поперечна усадка) уздовж кола в середньому перерізі зварного шва; в) переміщення  $U_z$  уздовж осі шва, г) переміщення  $U_z$  уздовж кола в середньому перерізі зварного шва; д) радіальний прогин  $U_r$  уздовж осі шва, е) радіальний прогин  $U_r$  уздовж кола в середньому перерізі зварного шва

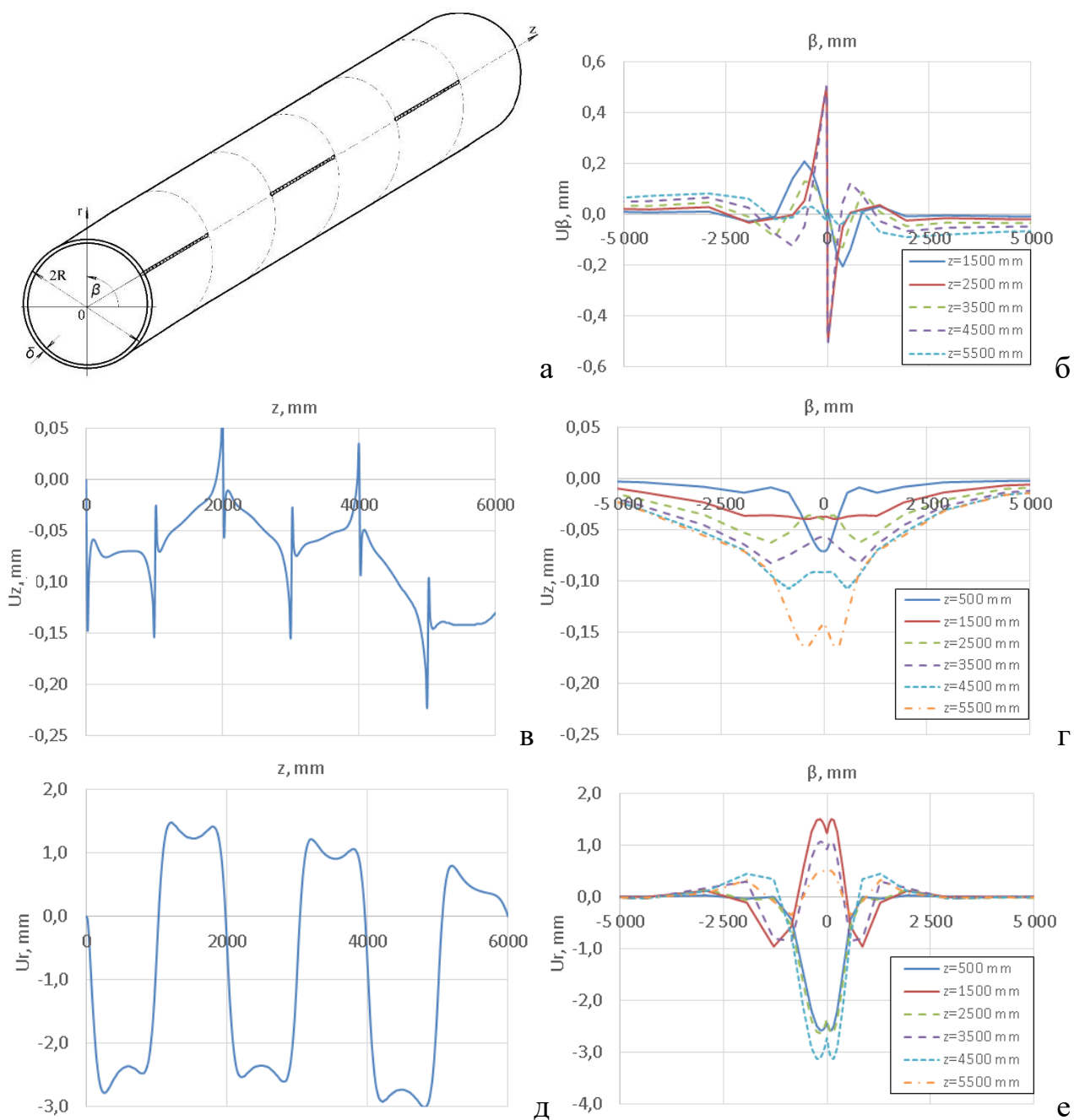


Рис. 4.13. Розподіл локальних залишкових деформацій циліндричної оболонки ( $D=3500$  мм,  $L=6000$  мм,  $\delta=10$  мм) від зварювання трьох поздовжніх з'єднань: а) схема розташування зварних швів; б) переміщення  $U_\beta$  (поперечна усадка) уздовж кола в середньому перерізі зварного шва; в) переміщення  $U_z$  уздовж осі шва, г) переміщення  $U_z$  уздовж кола в різних перерізах уздовж довжини оболонки; д) радіальний прогин  $U_r$  уздовж осі шва, е) радіальний прогин  $U_r$  уздовж кола в різних перерізах уздовж довжини оболонки.

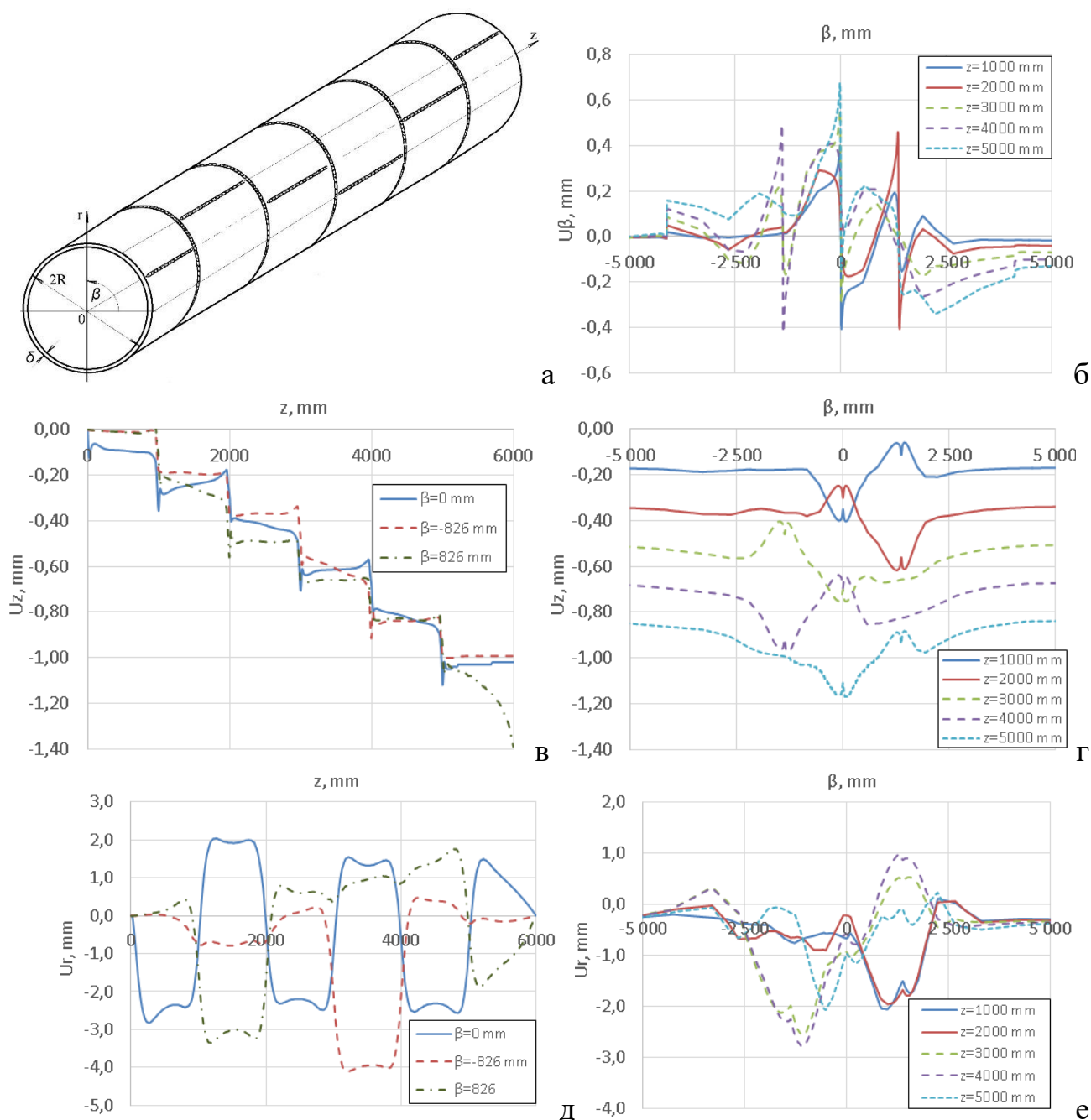


Рис. 4.14. Розподіл локальних залишкових деформацій циліндричної оболонки ( $D=3500$  мм,  $L=6000$  мм,  $\delta=10$  мм) від зварювання 6 поздовжніх з'єднань і 5 кільцевих: а) схема розташування зварних швів; б) переміщення  $U_\beta$  (поперечна усадка) уздовж кола в середньому перерізі зварного шва; в) переміщення  $U_z$  уздовж осі шва, г) переміщення  $U_z$  уздовж кола в різних перерізах уздовж довжини оболонки; д) радіальний прогин  $U_r$  уздовж осі шва, е) радіальний прогин  $U_r$  уздовж кола в різних перерізах уздовж довжини оболонки.

Приведені приклади демонструють ефективність розробленого розрахункового алгоритму при прогнозуванні зварювальних деформацій великогабаритних циліндричних оболонок з великою кількістю зварних з'єднань на основі наближеного методу функції усадки.

З метою валідації розробленого розрахункового алгоритму визначення загальних деформацій великогабаритних циліндричних оболонок зі зварними швами поздовжнього та поперечного (кільцевого) напрямків на основі наближеного методу функції усадки проведено зіставлення результатів прогнозування для поздовжнього зварного шва завдовжки 1000 мм в оболонці з габаритами  $D=3500$  мм,  $L=3000$  мм,  $\delta=10$  мм з алюмінієвого сплаву з відповідними результатами моделювання за більш загальним методом термопластичного аналізу, що передбачає відстеження в часі кінетики температурних полів в оболонці та утворення й розвиток пластичних деформацій і напруженого стану від початку зварювального нагріву до повного охолодження. Такий підхід потребує тривалого часу для розрахунку залишкового стану циліндричної оболонки після зварювання. На високопродуктивному персональному комп'ютері розрахунок може тривати близько доби, а також потрібен тривалий час для підготовки розрахункової моделі.

На Рис. 4.15 представлено СЕ модель оболонки з поздовжнім зварним швом і результати розподілу максимальних температур під час дугового зварювального нагріву на поверхні оболонки та по товщині стінки (зона проплавлення), отримані за допомогою методу термопластичності. Визначено розподіли залишкових деформацій циліндричної оболонки: радіальний прогин  $U_r$  (Рис. 4.16а), окружні переміщення  $U_\beta$  (Рис. 4.16 б), осьові переміщення  $U_z$  (Рис. 4.16в). Також отримано параметри функції усадки зварного шва, тобто розподіл поздовжніх пластичних деформацій  $\Pi_z$  у середньому перерізі зварного шва (Рис. 4.16г) і розподіл поперечних пластичних деформацій  $\Pi_{\beta\beta}$  у середньому перерізі зварного шва (Рис. 4.16д).

За заданих параметрів функції усадки зварного шва  $\Pi_z$  і  $\Pi_{\beta\beta}$  на основі розробленого наближеного методу функції усадки отримано результати прогнозування деформацій циліндричної оболонки з габаритами  $D=3500$  мм,  $L=3000$  мм,  $\delta=10$  мм від поздовжнього зварного шва довжиною 1000 мм. На потужному персональному комп'ютері потрібно приблизно 1 хвилина для проведення такого розрахунку (приблизно в 1000 разів швидше, ніж за допомогою методу термопластичності).

На Рис. 4.17 представлено порівняння результатів розрахунку за допомогою методу термопластичності і методу функції усадки розподілу залишкових деформацій циліндричної оболонки від зварювання поздовжнього з'єднання. Отримано гарне узгодження (відхилення не більше ніж 20%) результатів для окружних деформацій  $U_\beta$  (Рис. 4.17б) і радіальних прогинів  $U_r$  оболонки (Рис. 4.17д,е). Для осьової компоненти деформацій  $U_z$  отримано гарний збіг характеру розподілу, але відхилення за абсолютною величиною в локальних зонах досягає 50% (Рис. 4.17в,г). Але, з огляду на те, що осьові деформації  $U_z$  циліндричної оболонки від поздовжнього зварного шва істотно нижчі за величиною, ніж окружні деформації  $U_\beta$  (у 4 рази) і радіальні прогини  $U_r$  (у 40 разів), то зазначену помилку можна прийняти задовільною.

Загалом, верифікація та валідація розробленого розрахункового алгоритму визначення деформацій великогабаритних циліндричних оболонок зі зварними швами поздовжнього та поперечного (кільцевого) напрямку на основі наближеного методу функції усадки засвідчила, що розроблений підхід дає змогу з достатньою інженерною точністю прогнозувати деформації великогабаритних циліндричних оболонок зі зварними швами різного розташування. При цьому істотно скорочується час на розрахунок, що дає можливість виконувати розрахункові оцінки деформацій для великогабаритних циліндричних оболонок з великою кількістю зварних швів за короткий час.

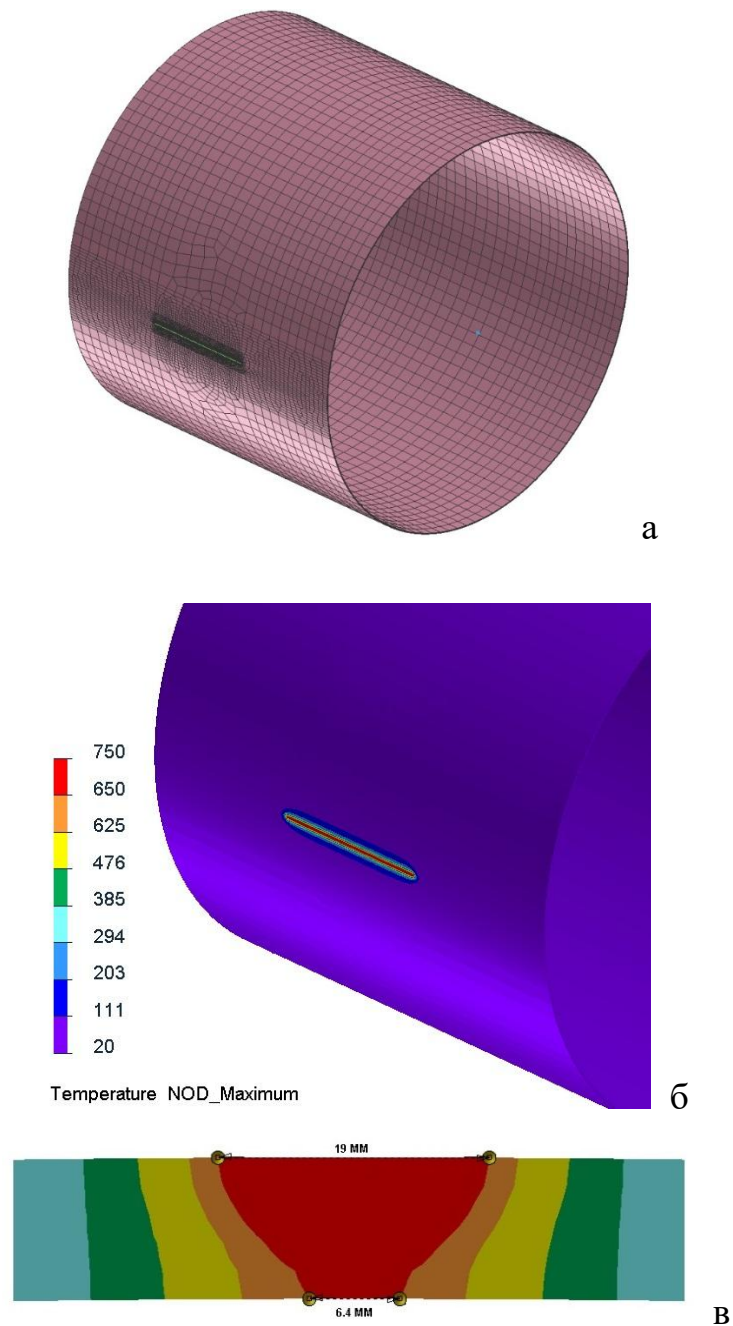


Рис. 4.15. Результат розрахунку за методом термопластичності розподілу максимальних температур у циліндричній оболонці ( $D=3500$  мм,  $L=3000$  мм,  $\delta=10$  мм) з алюмінієвого сплаву від дугового зварювання поздовжнього з'єднання довжиною 1000 мм:

- а) скінченно-елементна модель оболонки з поздовжнім зварним швом;
- б) розподіл максимальних температур під час зварювального нагрівання на поверхні оболонки;
- в) розподіл максимальних температур по товщині стінки (зона проплавлення).

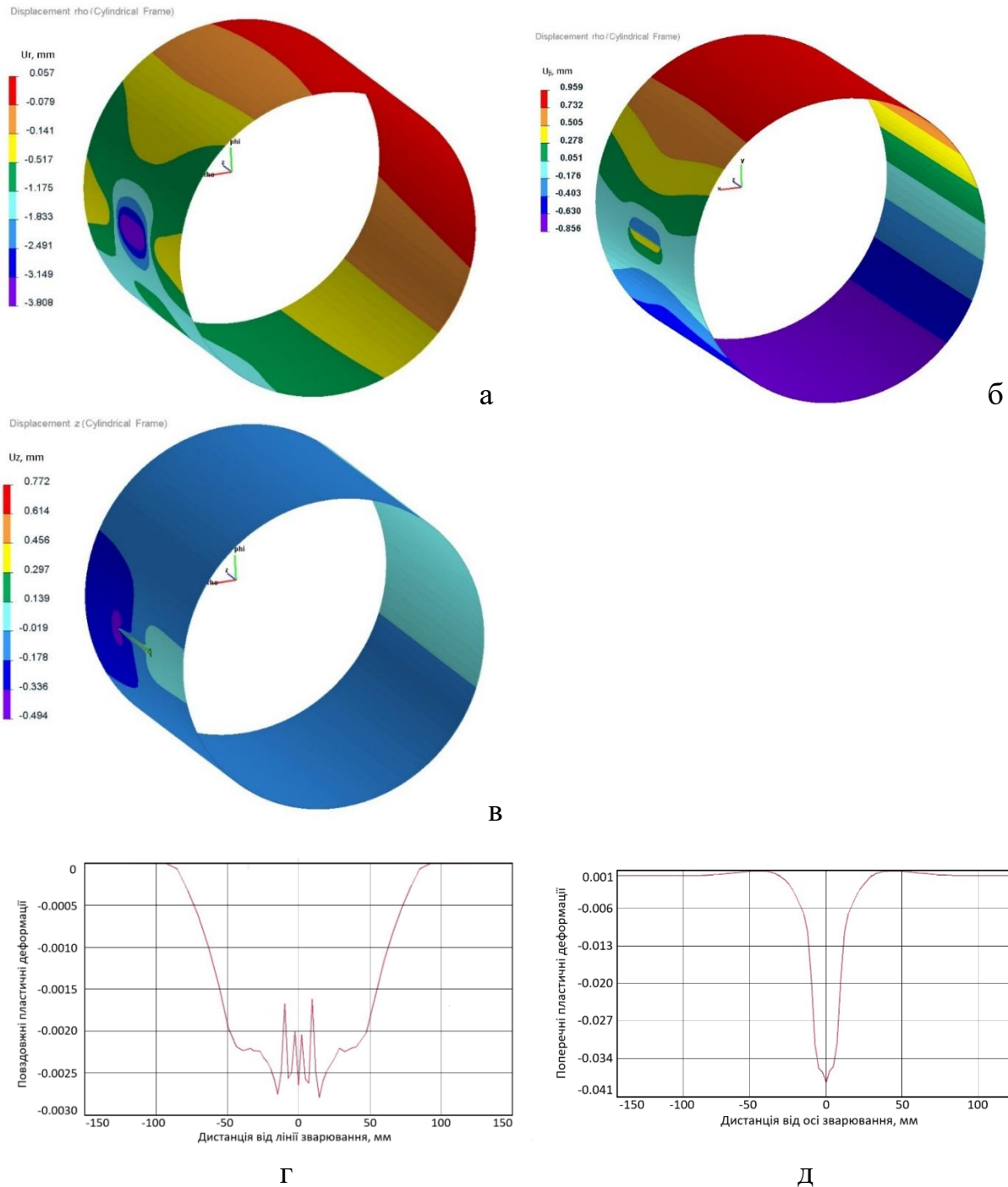


Рис. 4.16 Результати розрахунку за методом термопластичності розподілу залишкових деформацій циліндричної оболонки ( $D=3500$  мм,  $L=3000$  мм,  $\delta=10$  мм) від зварювання поздовжнього з'єднання: а) радіальний прогин  $U_r$ ; б) колові переміщення  $U_\phi$  (поперечна усадка); в) осьові переміщення  $U_z$ ; г) розподіл поздовжніх пластичних деформацій  $\Pi_{zz}$  у середньому перетині зварного шва; д) розподіл поперечних пластичних деформацій  $\Pi_{\phi\phi}$  у середньому перетині зварного шва.

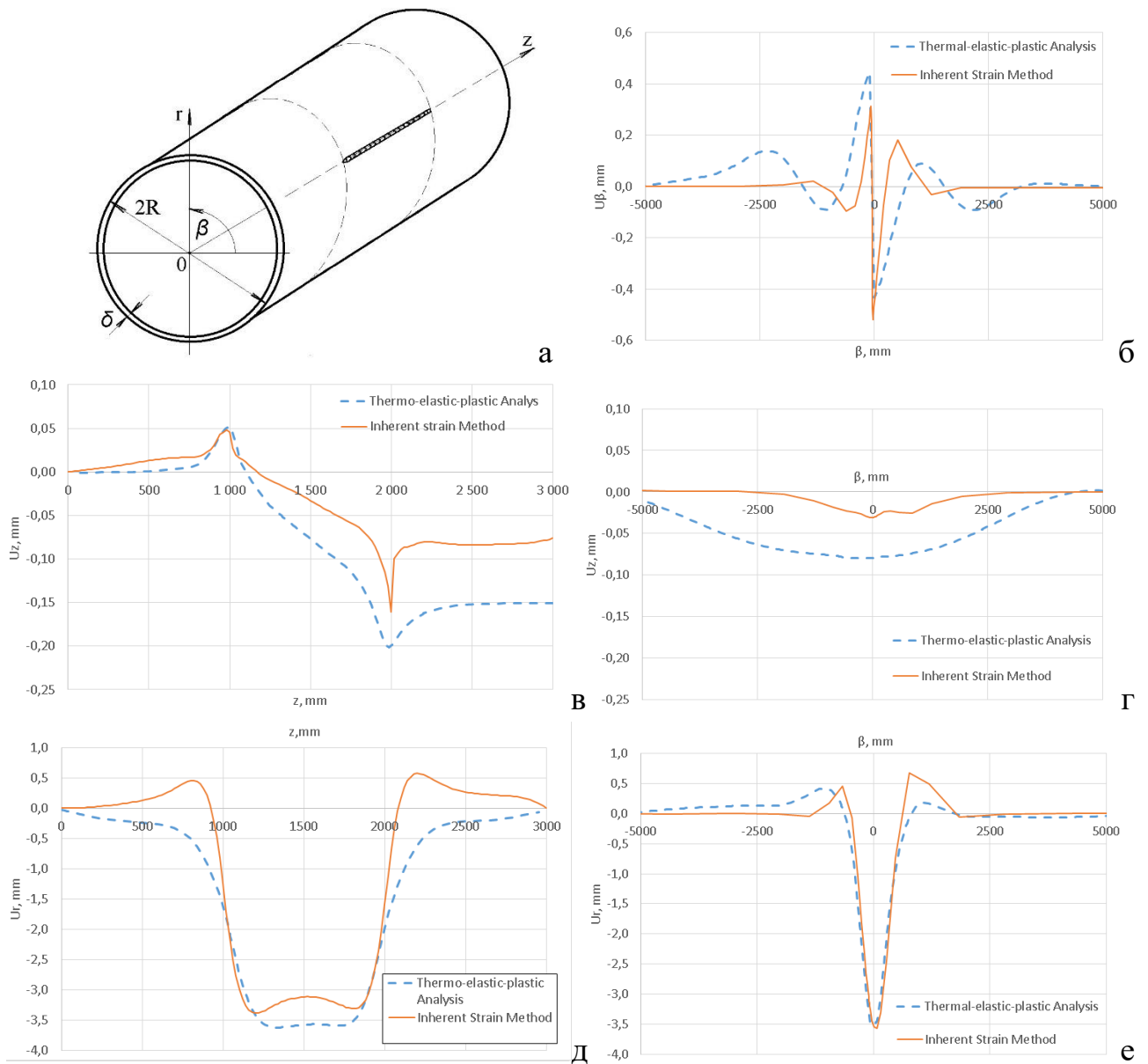


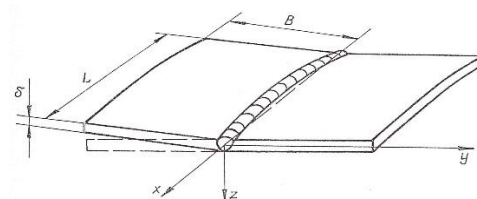
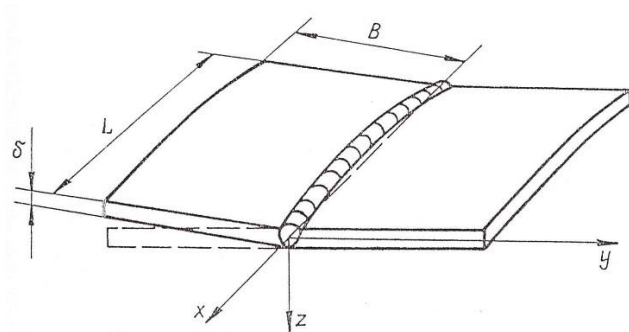
Рис. 4.17. Порівняння результатів розрахунку за методом термопластичності і методом функції усадки розподілу залишкових деформацій циліндричної оболонки ( $D=3500$  мм,  $L=3000$  мм,  $\delta=10$  мм від зварювання поздовжнього з'єднання: а) схема розташування зварного шва; б) переміщення  $U_\beta$  (поперечна усадка) уздовж кола в середньому перерізі зварного шва; в) переміщення  $U_z$  уздовж осі шва, г) переміщення  $U_z$  уздовж кола в середньому перерізі зварного шва; д) радіальний прогин  $U_r$  уздовж осі шва, е) радіальний прогин  $U_r$  уздовж кола в середньому перерізі зварного шва

#### **4.5. Порівняння результатів математичного моделювання загальних деформацій великогабаритних циліндричних ємностей із алюмінієвого сплаву при використанні ЗТП і дугового зварювання**

Розроблені математична модель і розрахунковий алгоритм на основі методу функції усадки можуть ефективно використовуватись для оперативного прогнозування напружено-деформованого стану при технологічній підготовці виготовлення великогабаритних циліндричних ємностей. В якості прикладу розглянуто процес складання і зварювання великогабаритної циліндричної ємності (діаметр 3200 мм, загальна довжина 6000 мм, товщина стінки 10 мм) із алюмінієвого сплаву 2219-T81. Порівнювали результати математичного моделювання загальних деформацій розглянутої ємності при використанні процесу ЗТП і більш традиційного дугового зварювання (ДЗ).

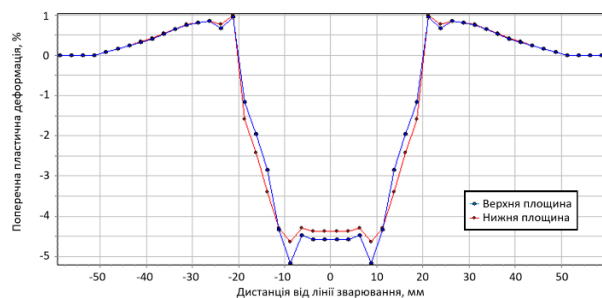
За методом термопластичності були отримані розрахункові розподіли залишкових пластичних деформацій в поперечному перерізі для повздовжніх (Рис. 4.18) і кільцевих (Рис. 4.19) стикових з'єднань (алюмінієвий сплав, товщина 10 мм), виконаних ДЗ і ЗТП. Від'ємні залишкові пластичні деформації (деформації усадки) при ДЗ мають більш високі максимальні значення і більш широку зону розповсюдження, а їх сума перевищує відповідні залишкові пластичні деформації при ЗТП приблизно в 2-3 рази.

На Рис.4.20-4.22 представлені результати прогнозування за методом функції усадки розподілу залишкових деформацій (радіальних і осьових переміщень) на різних етапах збирання та монтажного зварювання великогабаритної циліндричної ємності. Деформації мають складний характер розподілу, при ДЗ радіальні прогини до  $U_r \approx -6,5$  мм в зонах кільцевих і повздовжніх зварних з'єднань змінюються вигинами оболонки до  $U_r \approx 5,3$  мм (Рис.4.22 б) в проміжках між зварними з'єднаннями. При ЗТП рівень залишкових деформацій оболонки помітно нижчий, так радіальні переміщення  $U_r$  не перевищують 2 мм (Рис.4.22 в).

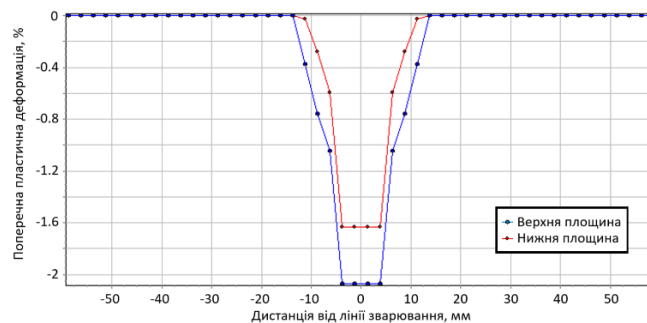


а

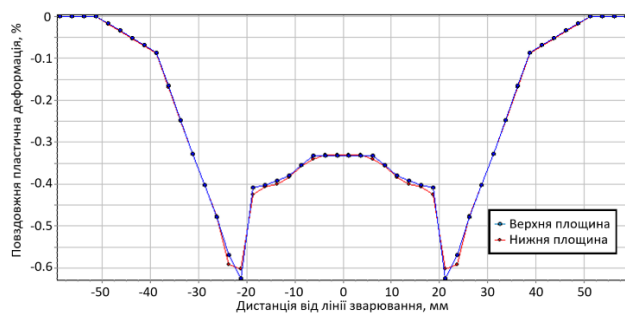
рис.4.2



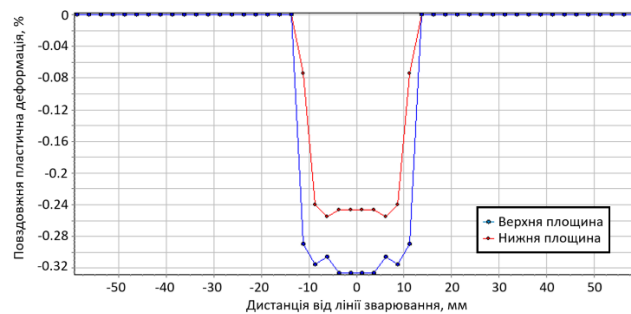
б



в



г



д

Рис. 4.18 Результати розрахунку за методом термопластичності розподілу залишкових пластичних деформацій в поперечному перерізі для повздовжніх з'єднань (алюмінієвий сплав, товщина 10 мм), виконаних ДЗ (б, г) і ЗТП (в, д): а) схема 3D моделі стикового зварного з'єднання пластин обмеженого розміру; б) поперечна усадка при ДЗ; в) поперечна усадка при ЗТП; г) повздовжня усадка при ДЗ; д) повздовжня усадка при ЗТП;

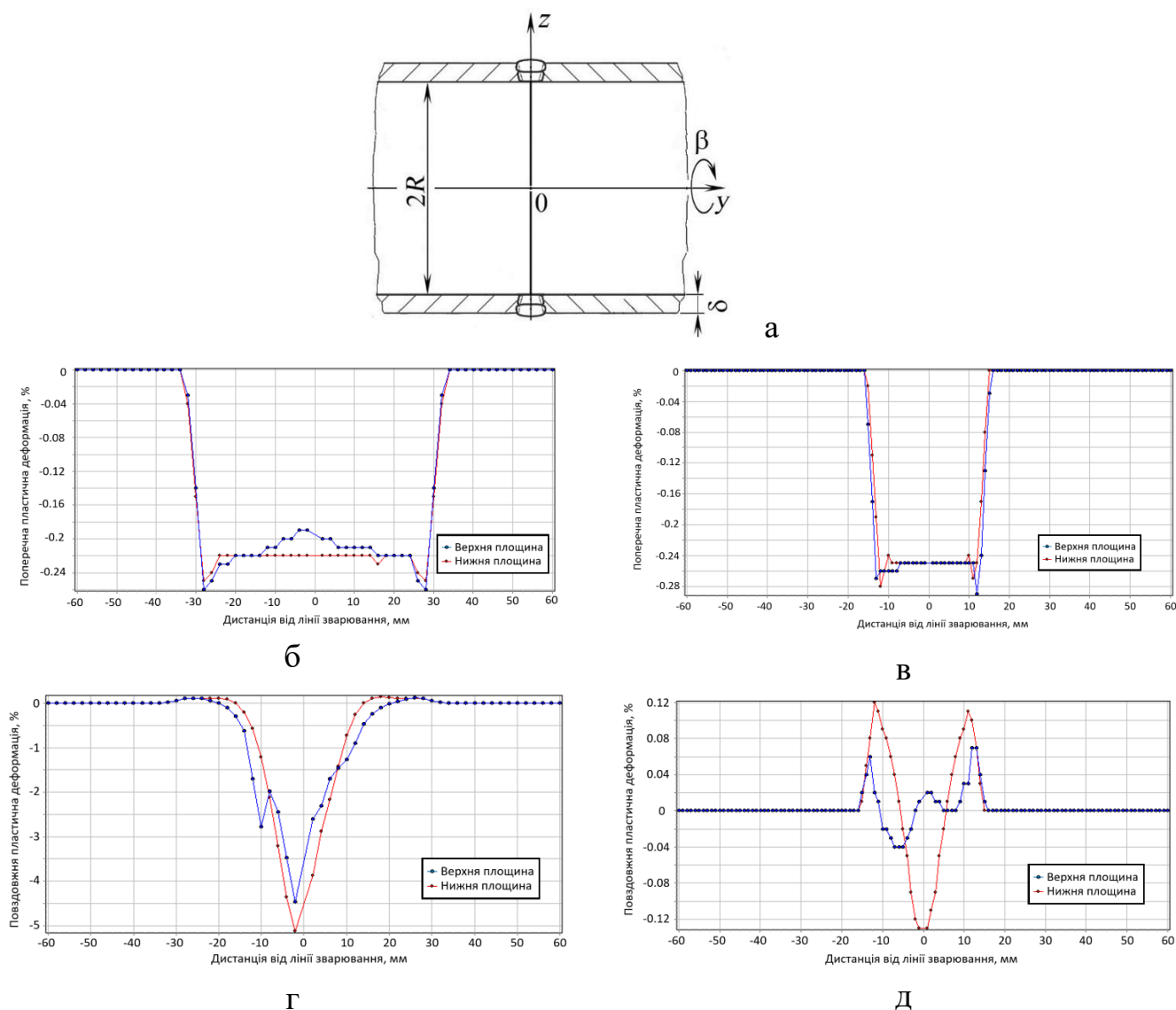


Рис. 4.19 Результати розрахунку за методом термопластичності розподілу залишкових пластичних деформацій в поперечному перерізі для кільцевих з'єднань (алюмінієвий сплав, товщина 10 мм), виконаних ДЗ (б, г) і ЗТП (в, д): а) схема 2D моделі кільцевого стикового зварного з'єднання; б) поперечна усадка при ДЗ; в) поперечна усадка при ЗТП; г) повздовжня усадка при ДЗ; д) повздовжня усадка при ЗТП;

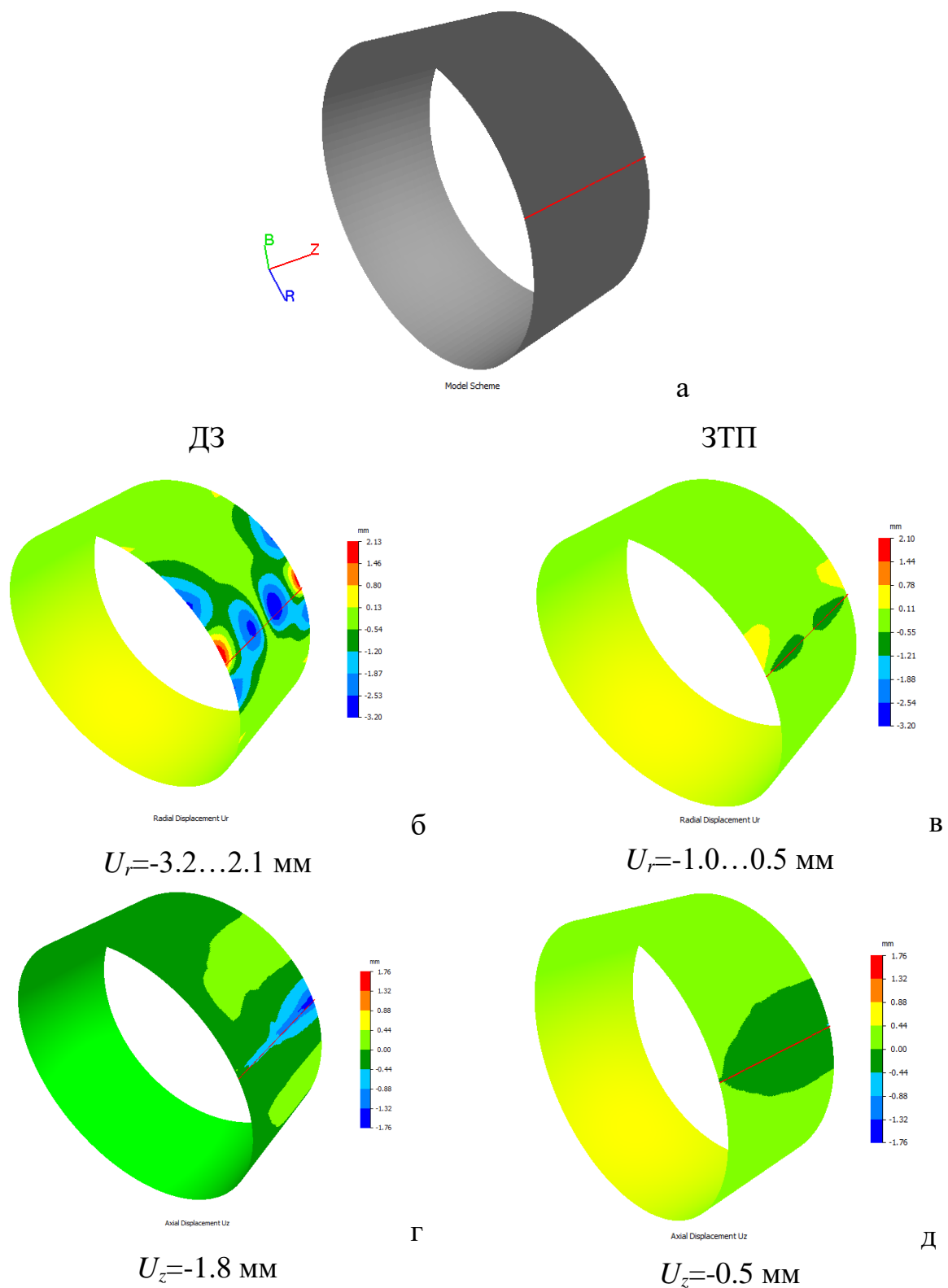


Рис.4.20. Результати моделювання деформацій (радіальні  $U_r$  і осьові  $U_z$ ) кільця циліндричної ємності після зварювання повздовжнього з'єднання: а) схема моделі; б)  $U_r$  при ДЗ; в)  $U_r$  при ЗТП; г)  $U_z$  при ДЗ; д)  $U_z$  при ЗТП.

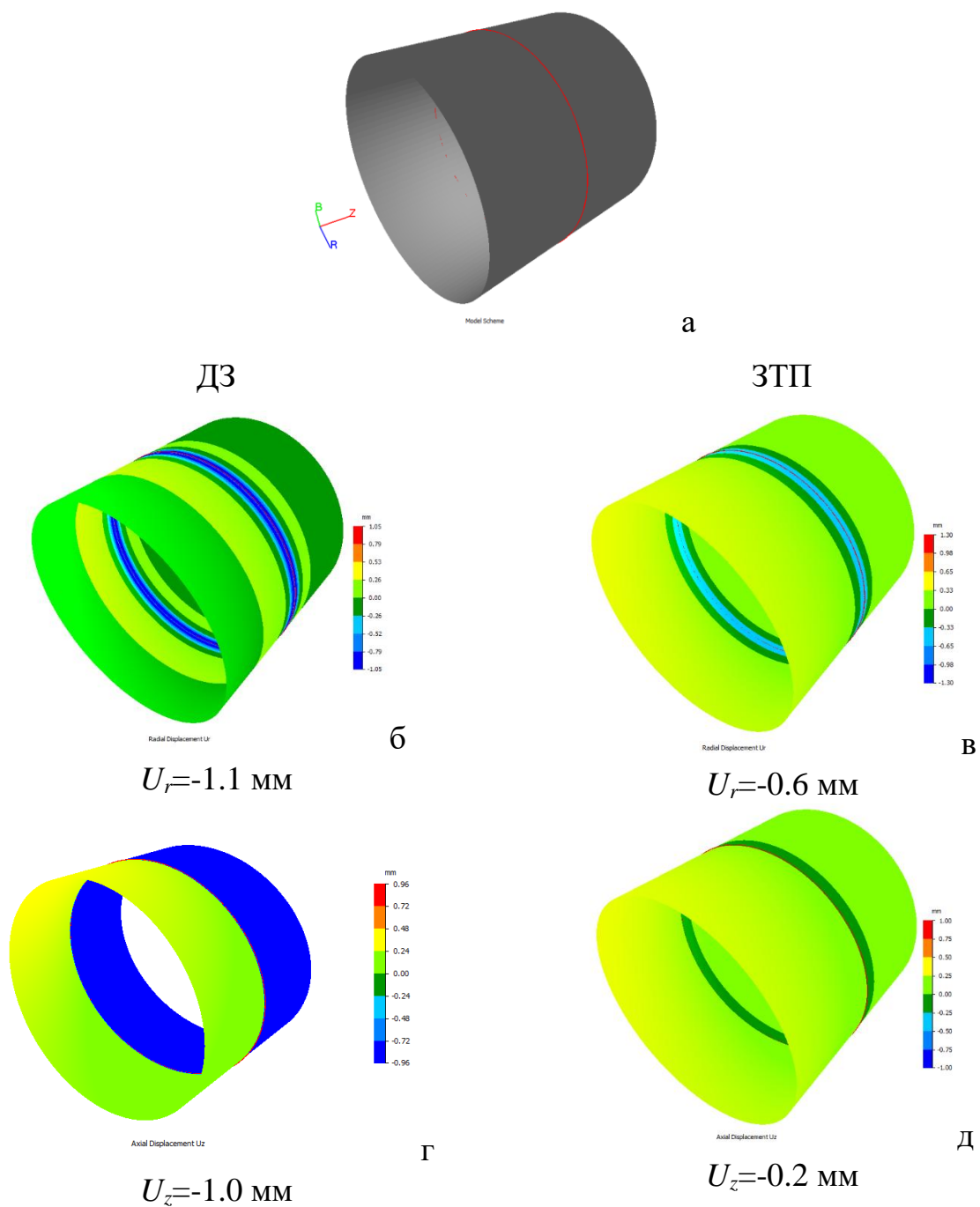


Рис.4.21. Результати моделювання загальних деформацій (радіальної  $U_r$  і осьової  $U_z$  компоненти) 2 кілець циліндричної ємності після зварювання стикового кільцевого з'єднання: а) схема моделі; б)  $U_r$  при ДЗ; в)  $U_r$  при ЗТП; г)  $U_z$  при ДЗ; д)  $U_z$  при ЗТП.

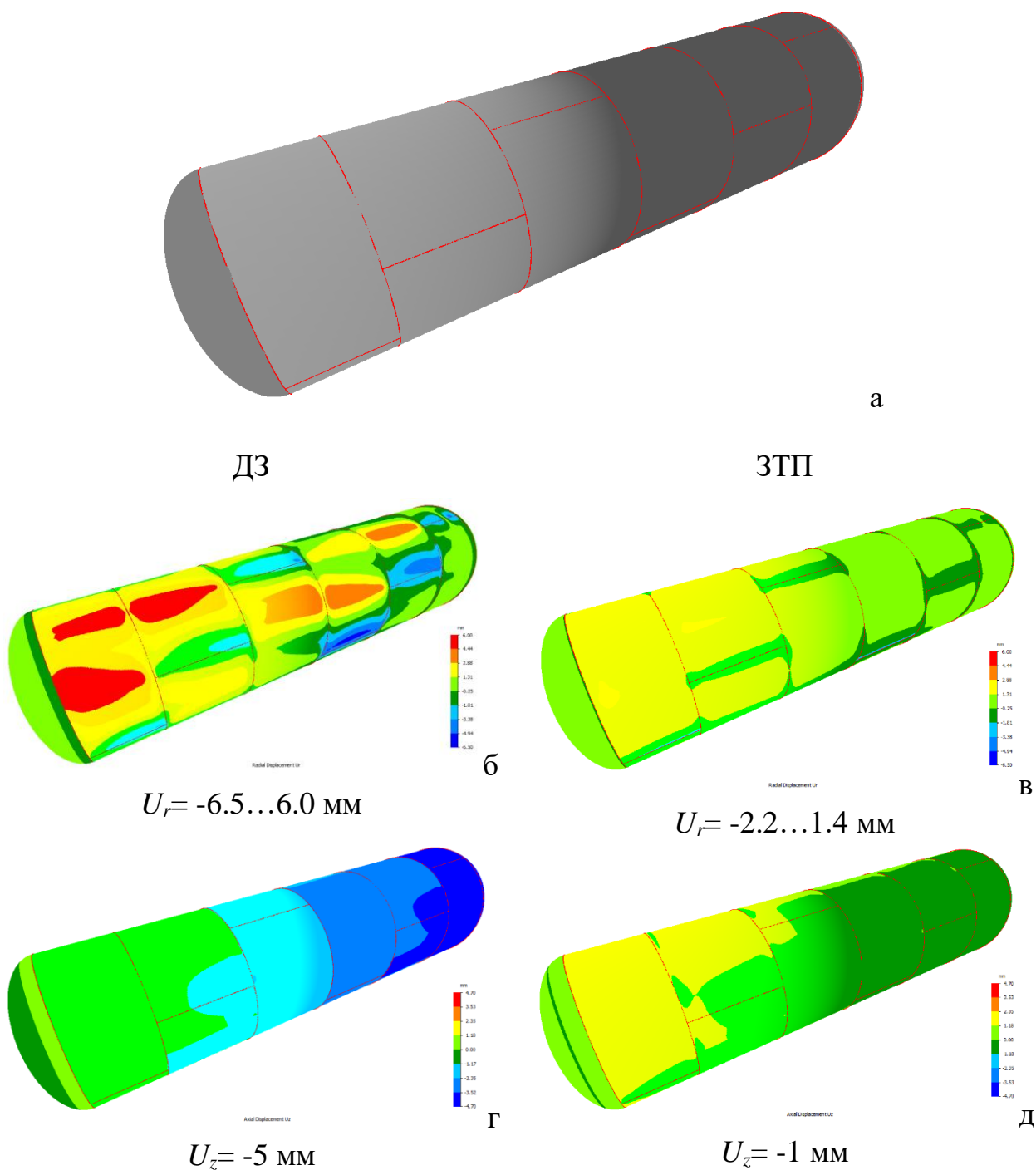


Рис.4.22. Результати моделювання загальних деформацій (радіальної  $U_r$  і осьової  $U_z$  компоненти) циліндричної ємності після зварювання 7 кільцевих і 6 повздовжніх стикових з'єднань: а) схема моделі; б)  $U_r$  при ДЗ; в)  $U_r$  при ЗТП; г)  $U_z$  при ДЗ; д)  $U_z$  при ЗТП.

Осьові переміщення (скорочення довжини оболонки) при ЗТП в 5 раз нижчі  $U_z \approx -1$  мм (Рис.4.22 г) ніж при ДЗ  $U_z \approx -5$  мм (Рис.4.22 д). Таким чином, використання ЗТП при монтажному зварюванні великогабаритної циліндричної ємності із алюмінієвого сплаву дозволяє значно знизити рівень залишкових деформацій.

#### Висновки до Розділу 4:

1. Розроблено математичну модель і розрахунковий алгоритм для оперативного розрахункового визначення зварювальних деформацій великогабаритних циліндричних оболонок з великою кількістю кільцевих і поздовжніх зварних з'єднань. В рамках моделі для кожного зварного шва задавали такі основні параметри функції усадки, як пластичні деформації усадки в осьовому  $\Pi_{zz}$  та окружному  $\Pi_{\beta\beta}$  напрямках. Задачу розв'язували у загальній тривимірній постановці в межах пружного рішення і без припущення стосовно тонкостінних оболонок, де деформації та напруження за товщиною оболонки не дорівнюють нулю. Це дає змогу враховувати локальні згинальні зварювальні деформації через нерівномірність зварювальної усадки за товщиною стінки.

2. З метою верифікації розробленого розрахункового алгоритму визначення загальних зварювальних деформацій великогабаритних циліндричних оболонок зі зварними швами поздовжнього і поперечного (кільцевого) напрямків на основі наближеного методу функції усадки проведено аналіз отриманих результатів прогнозування для різних варіантів розміщення зварних з'єднань в оболонці з діаметром  $2R=3500$  мм, товщиною стінки  $\delta=10$  мм і різної довжини  $L=1000\dots 6000$  мм.

3. З метою валідації розробленого розрахункового алгоритму визначення загальних зварювальних деформацій великогабаритних циліндричних оболонок зі зварними швами поздовжнього та поперечного (кільцевого) напрямків на

основі наближеного методу функції усадки проведено зіставлення результатів прогнозування для поздовжнього зварного шва завдовжки 1000 мм в оболонці з габаритами ( $D = 3500$  мм,  $L = 3000$  мм,  $\delta = 10$  мм) з результатами моделювання за більш загальним методом термопластичного аналізу.

4. Проведені верифікація та валідація розробленого розрахункового алгоритму визначення зварювальних деформацій великогабаритних циліндричних оболонок зі зварними швами поздовжнього та поперечного (кільцевого) напрямків на основі наближеного методу функції усадки засвідчили, що розроблений підхід дає змогу з достатньою інженерною точністю прогнозувати деформації великогабаритних циліндричних оболонок зі зварними швами різного напрямку та розташування. При цьому істотно скорочується час (в 1000 раз) на розрахунок, що дає змогу виконувати розрахункові оцінки деформацій для великогабаритних циліндричних оболонок з великою кількістю зварних швів за короткий час. Доцільним є розробка на основі розроблених розрахункових алгоритмів програмного забезпечення для інженерного застосування.

5. Запропоновано ефективні розрахункові моделі та алгоритми на основі підходів термопластичного аналізу для отримання параметрів функції усадки, що відповідають характерним випадкам зварювання великогабаритних ємностей з алюмінієвого сплаву (поздовжні та кільцеві зварні з'єднання, дугове ТІГ зварювання та ЗТП).

6. Результати проведеного чисельного дослідження показали, що параметри функції усадки і характерні розподіли залишкових напружень від зварних швів у великогабаритній циліндричній оболонці можуть бути отримані шляхом математичного моделювання за допомогою термопластичного аналізу на простих зразках стикового з'єднання обмеженого розміру. При цьому трудомісткість і час отримання такого рішення значно (в 1000 раз) знижується.

7. Розроблені математична модель і розрахунковий алгоритм на основі методу функції усадки можуть ефективно використовуватись при технологічній підготовці виготовлення великогабаритних циліндричних ємностей для оперативного прогнозування їх напружено-деформованого стану в процесі монтажного зварювання. Проведене порівняння результатів математичного моделювання загальних деформацій зварювання великогабаритної циліндричної ємності (діаметр 3200 мм, загальна довжина 6000 мм, товщина стінки 10 мм) із алюмінієвого сплаву 2219-T81 при використанні процесу ЗТП і дугового зварювання показало, що використання ЗТП при монтажному зварюванні великогабаритної циліндричної ємності із алюмінієвого сплаву дозволяє значно знизити рівень залишкових деформацій.

## ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ

1. Результати механічних випробувань зразків основного матеріалу і зварних з'єднань з алюмінієвого сплаву 2219-T81 показали, що вплив напрямку прокату на механічні властивості розглянутого матеріалу не перевищує 4,5 %, що дає змогу не враховувати анізотропію матеріалу під час проведення розрахунків, оперуючи мінімальною середньою величиною ( $\sigma_{0,2}=369,5$  МПа,  $E=74,1$  ГПа). Водночас алюмінієвий сплав дуже чутливий до термічного циклу зварювання, тому міцність металу в зоні термічного впливу (ЗТВ) знижується внаслідок утворення неоднорідної структури при сегрегації легуючих елементів і домішок по границях зерен. В зоні зварного шва спостерігається суттєве знеміцнення металу: зниження тимчасового опору розриву  $\sigma_B$  до 44 % і істинної границі текучості  $\sigma_{0,2}$  до 63 %.

2. Результати експериментального вимірювання залишкових напружень у зразках стикових з'єднань показали, що при зварюванні тертям з перемішуванням рівень залишкових поздовжніх розтягувальних напружень доволі високий, близький до межі текучості алюмінієвого сплаву 2219-T81 у відпаленому стані (до 150-180 МПа), тобто з урахуванням знеміцнення матеріалу в зоні зварювального нагріву. При цьому залишкові поздовжні напруження на нижній поверхні зразка вищі (приблизно на 20%), ніж виміряні на верхній поверхні. Поперечні розтягувальні залишкові напруження істотно нижчі за величиною: на верхній поверхні не перевищують 20-25 МПа, а на нижній 50 МПа.

3. Розроблена розрахункова модель на основі підходів термопластичного аналізу для чисельного визначення залишкових напружень та деформацій в зоні зварних стикових з'єднань із алюмінієвих сплавів, виконаних ЗТП. Основними особливостями моделі являються:

- тепловиділення від тертя робочого інструменту відносно матеріалу з'єднання;
- специфічні для ЗТП умови жорсткого закріплення елементів з'єднання;

- послідовне простеження за часом термдеформаційних процесів в матеріалі з'єднання від початку нагріву до повного охолодження.

4. На результат математичного моделювання залишкових напружень при ЗТП алюмінієвих сплавів суттєво впливає врахування моделі знеміцнення матеріалу в зоні зварювального нагріву, параметрами якої являються значення межі текучості знеміцненого матеріалу  $\sigma_{soft}$ , а також діапазон температури початку  $T_s$  і завершення  $T_e$  ефекту знеміцнення. Не врахування знеміцнення матеріалу може призводити до суттєвого збільшення (більш ніж на 30%) максимальних повздовжніх залишкових напружень.

5. Отримані за допомогою розробленої моделі розрахункові результати показали, що при ЗТП алюмінієвих сплавів утворюються небажані залишкові напруження та деформації, але вони можуть мати нижчий рівень, ніж при традиційних дугових способах зварювання. Розроблена модель може ефективно використовуватися для оперативного розрахункового визначення залишкових напружень та деформацій у зоні зварних з'єднань, виконаних ЗТП, з метою оцінки міцності зварних з'єднань при експлуатації або прогнозування загальних деформацій великогабаритних конструкцій з великою кількістю зварних з'єднань за методом функції усадки.

6. Розроблено математичну модель і розрахунковий алгоритм для оперативного розрахункового визначення зварювальних деформацій великогабаритних циліндричних оболонок з великою кількістю кільцевих і поздовжніх зварних з'єднань. Для кожного зварного шва необхідно задавати основні параметри функції усадки, а саме пластичні деформації усадки в осьовому  $\Pi_{zz}$  та окружному  $\Pi_{\beta\beta}$  напрямках. Задачу розв'язують у загальній тривимірній постановці в межах пружного розв'язання і без припущення про тонкостінні оболонки, тобто деформації та напруження за товщиною оболонки не дорівнюють нулю, що дає змогу враховувати локальні зварювальні згинальні деформації через нерівномірність зварювальної усадки за товщиною стінки.

7. Проведені верифікація та валідація розробленого розрахункового алгоритму визначення деформацій великогабаритних циліндричних оболонок ( $D=3500$  мм,  $L=3000$  мм,  $\delta=10$  мм) зі зварними швами поздовжнього та поперечного (кільцевого) напрямків на основі наближеного методу функції усадки засвідчили, що розроблений підхід дає змогу з достатньою інженерною точністю прогнозувати деформації великогабаритних циліндричних оболонок зі зварними швами різного напрямку та розташування. При цьому істотно скорочується час на розрахунок, що дає змогу виконувати розрахункові оцінки деформацій для великогабаритних циліндричних оболонок з великою кількістю зварних швів за короткий час. На основі розроблених розрахункових алгоритмів розроблено програмне забезпечення для інженерного застосування.

8. Запропоновано ефективні розрахункові моделі та алгоритми на основі підходів термопластичного аналізу для отримання параметрів функції усадки, що відповідають характерним випадкам зварювання великогабаритних ємностей з алюмінієвого сплаву (поздовжні та кільцеві зварні з'єднання, дугове TIG зварювання та ЗТП).

9. Розроблені математична модель і розрахунковий алгоритм на основі методу функції усадки можуть ефективно використовуватись при технологічній підготовці виготовлення великогабаритних циліндричних ємностей для оперативного прогнозування їх напружено-деформованого стану в процесі монтажного зварювання. Проведене порівняння результатів математичного моделювання загальних деформацій зварювання великогабаритної циліндричної ємності (діаметр 3200 мм, загальна довжина 6000 мм, товщина стінки 10 мм) із алюмінієвого сплаву 2219-T81 при використанні процесу ЗТП і дугового зварювання показало, що використання ЗТП при монтажному зварюванні великогабаритної циліндричної ємності із алюмінієвого сплаву дозволяє значно знизити рівень залишкових деформацій.

## ЛІТЕРАТУРА:

1. Modelling torque and temperature in friction stir welding of aluminium alloys / D.G. Andrade et al. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2020. Vol. 182. P.105725. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2020.105725>
2. Arbitrary Lagrangian–Eulerian Methods / Jean Donea et al. *Encyclopedia of Computational Mechanics Second Edition*. 2017. DOI: <https://doi.org/10.1002/9781119176817.ecm2009>
3. Impact of Friction Stir Welding (FSW) Process Parameters on Thermal Modeling and Heat Generation of Aluminum Alloy Joints / Saad B. Aziz et al. *Acta Metallurgical Sinica (English Letters)*. 2016. Vol. 29. P. 869. DOI: <https://doi.org/10.1007/s40195-016-0466-2>
4. Steady state thermomechanical modelling of friction stir welding / A. Bastier et al. *Science and Technology of Welding and Joining*. 2006. Vol. 11. P. 278. DOI: <https://doi.org/10.1179/174329306X102093>
5. A Semianalytical Thermal Model for Fiction Stir Welding / P. Ferro et al. *Metallurgical and Materials Transactions A*. 2009. Vol. 41. P. 440 DOI: <https://doi.org/10.1007/s11661-009-0104-y>
6. Developing a Finite Element Model for Thermal Analysis of Friction Stir Welding by Calculating Temperature Dependent Friction Coefficient / B. Meyghani et al. *2nd International Conference on Mechanical, Manufacturing and Process Plant Engineering*. 2017. Lecture Notes in Mechanical Engineering. P. 107. DOI 10.1007/978-981-10-4232-4\_9
7. Моделирование тепловых процессов для улучшения структуры металлов и сплавов методом трения с перемешиванием / А.Л. Майстренко и др. *Автоматическая сварка*. 2015. № 1. С. 5-14.
8. Formation of Nanostructures in the Weld Nugget Zone in Friction Stir Welding of Mg-Al Alloys / Valery Kostin et al. *IEEE 13th International Conference*

“*Nanomaterials: Applications & Properties*”. 2023 IEEE NAP-2023 Book of abstracts. P.422.

9. Three-dimensional heat and material flow during friction stir welding of mild steel / R. Nandan et al. *Acta Materialia*. 2007. Vol. 55. P. 883.

DOI: <https://doi.org/10.1016/j.actamat.2006.09.009>

10. Теплофизика механической обработки / Якимов А. В. и др. Киев–Одесса: Либідь, 1991. – 240 с.

11. Recent advances in friction stir welding – process, weldment structure and properties / Nandan R et al. *Progress in Materials Science*. 2008. Vol. 53. P. 980.

DOI: <https://doi.org/10.1016/j.pmatsci.2008.05.001>

12. Simulation of thermal behavior during friction stir welding process for predicting residual stresses / Christian Dresbach et al. *CEAS Aeronautical Journal*. 2015. Vol. 6.

P. 271. DOI: <https://doi.org/10.1007/s13272-014-0145-9>

13. Analysis of transient temperature and residual thermal stresses in friction stir welding of aluminum alloy 6061-T6 via numerical simulation / Mohammad Riahi et al.

*The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2010. Vol. 55.

P. 143. DOI: <https://doi.org/10.1007/s00170-010-3038-z>

14. Coupled Eulerian–Lagrangian prediction of thermal and residual stress environments in dissimilar friction stir welding of aluminum alloys / Kareem N.

Salloomi et al. *Journal of Advanced Joining Processes*. 2021. Vol.3. P. 100052.

DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jajp.2021.100052>

15. Multi-Material Arbitrary Lagrangian-Eulerian and Coupled Eulerian-Lagrangian methods for large deformation geotechnical problems / M. Bakroon et al. *Numerical*

*Methods in Geotechnical Engineering IX*. 2018. Chair of Soil Mechanics and Geotechnical Engineering, Technische Universität Berlin, Berlin, Germany

16. Numerical determination of residual stress in friction stir weld using 3D-analytical model of stir zone / Rajesh S.R. et al. *Journal of Materials Processing*

*Technology*. 2007. Vol. 187/188. P. 224. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2006.11.205>

17. Термомеханічні процеси у зонах стикових з'єднань зварювання тертям з перемішуванням тонких листів магнієвого сплаву / М.А. Хохлов та ін. *Автоматичне зварювання*. 2024. №3. С. 3. DOI: 10.37434/as2024.03.01

18. Relationship between Microstructure, Residual Stress and Thermal Aspect in Friction Stir Welding of Aluminum AA1050 / Saoussan El Mouhri et al. *Procedia Manufacturing*. 2019. Vol. 32. P. 889. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2019.02.299>

19. Out-of-plane distortion prediction of large thinwalled structures induced by friction stir welding / Haidong Yu et. al. *Science and Technology of Welding and Joining*. 2020. Vol. 25. P. 45. DOI: <https://doi.org/10.1080/13621718.2019.1610603>

20. Temperature distribution and residual stress in Friction Stir Welding process / Smrity Choudhury et al. *Materialstoday: Proceedings*. 2020. Vol. 26. P. 2296. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.02.496>

21. Study on residual stress distribution of 2024-T3 and 7075-T6 aluminum dissimilar friction stir welded joints / Yanning Guoa et al. *Engineering Failure Analysis*. 2020. Vol. 118. P. 104911. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2020.104911>

22. Comparative Studies of the Properties of Heat-Treated Welded Joints of AA2219 Alloy / L. I. Nyrkova et al. *Metallofiz. Noveishie Tekhnol.* 2023. Vol. 45. P. 615. DOI: 10.15407/mfint.45.05.0615

23. Structure and mechanical properties of 2219-t87 aluminium alloy joints produced by flash butt welding / S.I. Kuchuk-Yatsenko et al. *The Paton Welding Journal*, 2021. Vol. 8. P. 27. DOI: <https://doi.org/10.37434/tpwj2021.08.06>

24. Finite Element Prediction of Residual Stress and Deformation Induced by Double-Pass TIG Welding of Al 2219 Plate / Abdulrahman Shuaibu Ahmad et al. *Materials*. 2019. Vol. 12. P. 2251. DOI: <https://doi.org/10.3390/ma12142251>

25. Segregation in fusion weld of 2219 aluminum alloy and its influence on mechanical properties of weld / Quan Li et al. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 2017. Vol. 27. P. 258. DOI: [https://doi.org/10.1016/S1003-6326\(17\)60030-X](https://doi.org/10.1016/S1003-6326(17)60030-X)
26. JMatPro® — програмне забезпечення для моделювання широкого спектра властивостей багатокомпонентних сталей і сплавів
27. ASM Specialty Handbook: Aluminum and Aluminum Alloys / J.R. Davis. *ASM International*. 1993. ISBN 978-087170-496-2.
28. Ймовірнісні методи в механіці / О. С. Цибенко та ін. *Сумський державний університет*. 2013. 240 с.
29. The effect of TIG welding techniques on microstructure, properties and porosity of the welded joint of 2219 aluminum alloy / H. Li et al. *Journal of Alloys and Compounds*. 2017. Vol. 727. P. 531. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2017.08.157>
30. Effects of pre-deformation on the microstructures and corrosion behavior of 2219 aluminum alloys / Y. Lu et al. *Materials Science and Engineering: A*. 2018. Vol. 723. P. 204. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.msea.2018.03.041>
31. Залишкові напружень при зварюванні тертям з переміщенням пластин з термозміцненого алюмінієвого сплаву / Махненко О. В. та ін. *Технічна діагностика і неруйнівний контроль*. 2024. №3. С. 17. DOI: <https://doi.org/10.37434/tdnk2024.03.03>
32. Mechanical properties and structural features of butt joints produced at FSW of aluminium alloys of different alloying systems / A.G. Poklyatskyi et al. *The Paton Welding Journal*. 2023 №04. P.3. DOI: <https://doi.org/10.37434/tpwj2023.04.01>
33. Экспериментальные методы исследования деформаций и напряжений / Касаткин Б. С. и др. *Наукова думка*. 1981. Киев. 584 с.

34. Express control of quality and stressed state of welded structures using methods of electron shearography and speckle-interferometry / Lobanov L.M. et al. *The Paton Welding Journal*. 2005. № 08. P. 35.
35. Technology and Equipment for Determination of Residual Stresses in Welded Structures based on the Application of Electron Speckle-Interferometry / L. Lobanov et al. *Materials Science Forum*. 2013. Vol. 768/769. P. 166. DOI: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/MSF.768-769.166>
36. Розробка математичної моделі визначення залишкових напружень і деформацій при зварюванні тертям з перемішуванням алюмінієвого сплаву / Царик Б.Р. та ін. *Автоматичне зварювання*. 2022. № 9. С. 37. DOI: <https://doi.org/10.37434/as2022.09.07>
37. Development of a mathematical model for prediction residual stresses and strains at FSW / Tsaryk B. *Conference proceedings «Young professional international conference on welding and related technologies»*. 2021. Kyiv. P. 31.
38. Комбинированное применение метода термопластичности и метода функции усадки для изучения процесса тепловой правки судостроительных панелей / Махненко О.В. *Математичні методи та фізико-механічні поля*. 2008. Том. 51, № 4. С. 193.
39. Three-dimensional heat and material flow during friction stir welding of mild steel / Nandan R. et al. *Acta Materialia*. 2007. Vol. 55. P. 883. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.actamat.2006.09.009>
40. Сварка трением с перемешиванием алюминиевых сплавов (Обзор) / Ищенко А.Я. и др. *Автоматическая сварка*. 2007. № 11. С. 32
41. Расчетные методы исследования кинетики сварочных напряжений и деформаций / Махненко В.И. *Наукова думка*. 1976. Киев. 320 с.
42. Компьютерное моделирование тепловых процессов при дуговой сварке толстостенных конструкций их алюминиевых сплавов / С.А. Королев и др. 2020 *Известия высших учебных заведений. Машиностроение*, №8. С.725.

43. Алюминиевые сплавы (состав, свойства, технология, применение) / В.М. Белецкий и др. *Коминтех*. 2005. Киев. 365 с.
44. Залишкові напруження в зварних з'єднаннях, виконаних зварюванням тертям з перемішуванням / Царик Б.Р. *Проблеми міцності*. 2024. №5. С.133.
45. Врахування розміцнення матеріалу при розрахунковому визначенні залишкових напружень при зварюванні алюмінієвого сплаву 2219-T81 / Махненко О.В., Царик Б.Р. *Матеріали XIV міжн. наук.-практ. конф. «Комплексне забезпечення якості технологічних процесів та систем»*. 2024. м. Чернігів, том 2, стор.110-111.
46. Залишкові напруження в зварних з'єднаннях, що виконані зварюванням тертям з перемішуванням / Царик Б.Р. і інш. *Матеріали міжн. конф. Інноваційні технології та інжиніринг у зварюванні PolyWeld*. 2023. С. 18.
47. Mathematical modeling of overall distortions at welding of large-sized vessels of aluminum alloys / B. R. Tsaryk. et al. *Automatic Welding*. 2024. №4. P.47 DOI: <https://doi.org/10.37434/as2024.04.06>
48. Розрахункове прогнозування залишкових деформацій при зварюванні великогабаритних ємностей з алюмінієвого сплаву / Махненко О.В., Царик Б.Р. *Матеріали I-ї Міжнародної науково-технічної конференції «Прикладна механіка»* 2024. Тернопіль. С. 141.
49. Курс теории упругости / Тимошенко С.П. *Наукова Думка*. 1972. Киев. 501 с.
50. Numerical Methods for the Predictions of Welding Stresses and Distortions. Makhnenko V.I., Velikoivanenko E.A., Pochinok V.E., Makhnenko O.V., Rozyinka G.Ph., Pivtorak N.I. *Welding and Surfacing Reviews*, 1999, Vol. 13, Part 1, pp. 1–146 (ISSN: 1073-4511, ISBN: 90-5823-041-4).