

НАЦІОНАЛЬНИЙ ТЕХНІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ УКРАЇНИ  
«КИЇВСЬКИЙ ПОЛІТЕХНІЧНИЙ ІНСТИТУТ ІМЕНІ ІГОРЯ СІКОРСЬКОГО»  
МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ

НАЦІОНАЛЬНИЙ ТЕХНІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ УКРАЇНИ  
«КИЇВСЬКИЙ ПОЛІТЕХНІЧНИЙ ІНСТИТУТ ІМЕНІ ІГОРЯ СІКОРСЬКОГО»  
МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ

*Кваліфікаційна наукова праця  
на правах рукопису*

**Бабак Антон Миколайович**

**УДК 539.4**

## **ДИСЕРТАЦІЯ**

**Малоциклова втома поверхнево зміцнених конструктивних елементів  
з врахуванням пошкоджуваності**

**05.02.09 – Динаміка та міцність машин**

Подається на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук

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

\_\_\_\_\_ Бабак Антон Миколайович  
(підпис, ініціали та прізвище здобувача)

Науковий керівник: Бобир Микола Іванович  
член-кореспондент НАН України,  
доктор технічних наук, професор

**Київ - 2020**

## АНОТАЦІЯ

Бабак А.М.. Малоциклова втома поверхнево зміцнених конструктивних елементів з врахуванням пошкоджуваності. – Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.

Дисертація на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук за спеціальністю 05.02.09 – динаміка і міцність машин. – Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського» МОН України, Київ, 2020.

Дисертаційна робота присвячена оцінюванню довговічності при малоцикловій втомі поверхнево зміцнених конструктивних елементів.

Проаналізовано існуючі роботи різних авторів що присвячені даної тематиці по оцінці довговічності при малоцикловій втомі для елементів конструкцій з концентраторами напруження у вигляді конструкційних отворів, було виявлено що в існуючих підходах для оцінювання довговічності, відбувається без врахування пошкоджуваності, що дає менш точні результати оцінювання та прогнозування залишкового ресурсу під час експлуатації. Так як відомо що під час експлуатації елементів конструкції відбувається пружно-пластичні деформації при яких виникає явище деградації механічних характеристик за рахунок виникнення та накопичення пошкоджуваності.

Поняття та суть пошкоджуваності було закладено, ще Л.М. Качановим та Ю.М. Работновим, як мікроструктурі зміни в конструкційних матеріалах, що викликані при необернених процесах від дії навантаження різної природи. Використання цього параметру, пошкоджуваності, при розрахунках може бути використаний у вигляді вектора, скаляра або тензора, що дозволяє введення даного параметру у велику кількість існуючих моделей.

Також при дослідженні проаналізованих робіт, було показано що не всі розрахунки при малоцикловій втомі для конструктивних елементів з концентратором напружень враховують зміцнення за рахунок поверхнево пластичного деформування, які виникають за рахунок технологічних процесів,

таких, як: виштамповка лунок сигментної конфігурації, розкатка та дорнування. Проаналізувавши представлені технологічні процеси, визначено, що широко розповсюдженим є процес дорнування, за рахунок простоти, економічності та надійності.

Таким чином врахування пошкоджуваності та дослідження представлених факторів при створенні нової моделі прогнозування довговічності поверхнево зміцнених конструктивних елементів в умовах малоциклового навантаження дає більш наближені результати по відношенню до реальних значень.

Проведено комплекс експериментальних досліджень для алюмінієвого сплаву Д16чТ, через свою поширеність серед металевих матеріалів в сучасному авіабудувальному та машинобудівному комплексі. Були отримані механічні характеристики конструкційного матеріалу при статичному навантаженні для суцільних зразків а також було отримано залежність зміни модуля пружності першого роду  $E$ , об'ємного модуля  $K$ , коефіцієнту Пуассона  $\mu$  в залежності від рівня необерненої пластичної деформації, використовуючи метод покрокового розвантаження.

Відповідно до експериментальних результатів отримано кінетику накопичення пошкодження  $D$  через зміну модуля пружності першого роду  $E$  та коефіцієнту Пуассона  $\mu$  в залежності від рівня необерненої пластичної деформації.

Для результатів експериментальних досліджень проводилась статистична обробка результатів експериментів за різними критеріями.

Спроековано дорн та матриця яка дозволяє поверхнево зміцнити технологічний отвір з різними рівнями залишкової деформації (1%;2%;3%). Використовуючи програмний комплекс DEFORM для дослідження процесу дорнування була розроблена кінцево – елементна модель та отриманні максимальні розрахункові значення зусиль дорнування при різних рівнях залишкової пластичної деформації. Проведено порівняння розрахункових значень отриманих чисельним моделюванням з експериментальними

значеннями зусиль при дорнуванні, та показано що розбіжність результатів не перевищує 15 відсотків.

Отримано залежність зміни мікротвердості вздовж радіусу від центру отвору на поверхні матеріалу для продорнованих зразків при 1%, 2%, 3% рівня необерненої пластичної деформації. З отриманих результатів показано три різні ділянки зміни рівня твердості матеріалу : зона різкої зміни величини мікротвердості, зона помірної зміни мікротвердості та зона стабілізації мікротвердості.

Проведено експериментальні дослідження та побудовано криві малоциклової втоми для суцільного зразка та зразків з концентраторами без та з дорнуванням з на рівні 1%, 2%, та 3% від необерненої пластичної деформації, в умовах віднульового (пульсуючого) циклу навантаження.

Для фіксування моменту утворення тріщини використовувався оптичний метод фіксації за допомогою відеокамери, з синхронізацією по часу на випробувальній машині та відеокамері. З фіксацією номеру циклу якій відповідав цьому моменту.

Було проведено чисельне моделювання процесу дорнування за допомогою чисельного пакету Abaqus Student Edition. Для пришвидшення розрахунків було змодельовано  $\frac{1}{4}$  частини робочої зони зразка і дорна з накладанням сітки, яка була вибрана в якості гексагональних тривимірних скінченних елементів, та накладені граничні умови. Різний рівень пластичного зміцнення досягався за рахунок зміни початкового діаметру технологічного отвору. За результатами чисельного моделювання отримано розподіл полів пошкоджуваності у зоні функціонального отвору для різних рівнів пластичного деформування. При цьому параметр пошкоджуваності, який залежить від рівня пластичної деформації, розглядався у вигляді скалярної величини. Визначено, що рівень максимальної пошкоджуваності знаходиться в зоні виходу дорну з отвору. Пошкоджуваність посередині отвору в 2-5 разів менша (в залежності від рівня попереднього деформування) по відношенню до максимальної величини.

Для оцінки впливу експлуатаційних навантажень на міцність силових конструктивних елементів з отвором після дорнування, до попередніх результатів розрахунку процесу дорнування прикладаємо додатковий етап навантаження, що відповідають експлуатаційним навантаженням. В результаті розрахунків було отримано поля залишкових напружень, вони представлені в еквівалентних напруженнях згідно 4 теорії міцності (напруження за Мізесом). Також оцінили напружено-деформований стан дорнованих функціональних отворів під дією експлуатаційних навантажень в залежності від рівня пластичного деформування та величини експлуатаційного навантаження та були отримані відповідні графіки. Визначено, що в результаті дорнування в зоні функціонального отвору виникають суттєві стискаючі напруження при всіх рівнях пластичного зміцнення.

Експериментальні дослідження на малоциклову втому проводились на суцільних зразках, та отворами без дорнування та з дорнуванням, при симетричному циклі навантаження та в заданих межах при м'якому режимі навантаженні.

За отриманими результатами експериментів були побудовані криві малоциклової втоми для алюмінієвого сплаву Д16чТ, для суцільного зразу зразку з концентратором та з концентратором який було попередньо дорновного за різного рівня пластичного деформування. На них було видно зростання величини малоциклової втоми для зразка з концентратором після дорнування отвору для різних рівнів пластичного зміцнення. Отримано максимальне зростання експлуатаційного ресурсу в 6 разів між значеннями для зразків з отвором без дорнування та з дорнуванням при 3% залишкової пластичної деформації.

Графік залежності кінетики накопичення розсіяних пошкоджень від кількості циклів до руйнування та діючих напружень для алюмінієвого сплаву Д16чТ, визначити граничне значення пошкоджуваності.

Розроблена методика визначення (оцінки) кількості циклів до руйнування в залежності від ступеня пластичної деформації та рівня максимального

напруження алюмінієвого сплаву Д16чТ, було встановлено, що процес дорнування позитивно впливає на експлуатаційний ресурс. Пластичне зміцнення поверхні технологічних отворів створює локальну зону стискаючих залишкових напружень. В результаті зменшується вплив концентрації напружень навколо технологічного отвору при пульсуючому циклі навантаження та підвищується рівень граничних навантажень, які може витримати конструкція.

Встановлені закономірності впливу залишкових напружень на міцність силових конструктивних елементів з отвором після дорнування. Експериментально встановлено, закономірності впливу рівня залишкових напружень після ППД на кількість циклів до руйнування. Показано, що для зразків з отвором після дорнування при 3% залишкової пластичної деформації для напружень до та при 2% залишкової пластичної деформації для напружень до (для заданого матеріалу), концентратор напружень не впливає на довговічність.

За розробленою моделлю побудовано узагальнюючу поверхню малоциклової втоми конструктивних елементів (у вигляді зразків з отвором) із алюмінієвого сплаву Д16чТ при пульсуючому розтязі ( $T=293K$ ). Вона враховує величину ППД та величину напружень з урахуванням кінетики накопичення пошкоджень та дозволяє визначати кількість циклів до руйнування на стадії проектування.

**Ключові слова:** пошкоджуваність, статичне навантаження, малоциклова втома, прогнозування ресурсу, модель пошкоджуваності, критерій руйнування, реверсне навантаження.

## SUMMARY

*Babak AM.* Low-cycle fatigue of surface-reinforced structural elements in consideration of damage. - Qualifying scientific work on the rights of the manuscript.

The dissertation for the candidate of technical sciences degree in the specialty 05.02.09 – dynamics and strength of machines.– National Technical University of Ukraine “Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute”, Ministry of Education and Science of Ukraine, Kyiv, 2020

After analysing existing works of various authors devoted to the topic on the assessment of durability in low-cycle fatigue for structural elements with stress concentrators in the form of structural holes. It was found that in existing approaches to assess durability, the damage is not taken into account. Which leads to less accurate results. It is known that during the operation of structural elements there are elastic-plastic deformations. In which there is a phenomenon of degradation of mechanical characteristics due to the occurrence and accumulation of damage.

The concept and essence of damage were laid down, even L.M. Kachanov and Y.M. Rabotnov as microstructure changes in structural materials caused by inverted processes from the action of loads of different nature. The use of this parameter, the damage, in the calculations can be used as a vector, scalar or tensor. It allows the introduction of this parameter in a large number of existing models.

Moreover, in the study of the analyzed works, it was shown that not all calculations for low-cycle fatigue for structural elements with stress concentrator take into account hardening due to surface plastic deformation. That occurs due to technological processes such as stamping holes of segmental configuration, rolling and mandrel. After analyzing the presented technological processes, it is determined that the dormant process is widespread due to its simplicity, economy and reliability.

Thus, taking into account the damage and the study of the presented factors in creating a new model for predicting the durability of surface-reinforced structural elements under low-cycle load gives more approximate results in relation to the actual values.

A set of experimental studies for aluminum alloy D16chT. Due to its prevalence among metallic materials in modern aircraft and machine-building complex. Mechanical characteristics of structural material under static load for solid samples were received.

Also, under static loading for solid samples for the presented material, the dependence of the modulus of elasticity of the first kind  $E$ , volume modulus  $K$ , Poisson's ratio  $\mu$  for aluminum alloy D16hT depending on the level of inverted plastic deformation was experimentally obtained using the unloading method.

According to the experimental results, the kinetics of damage accumulation due to the change of the modulus of elasticity of the first kind  $E$  and the Poisson's ratio  $\mu$  depending on the level of inverted plastic deformation was obtained.

The dependence of the change in microhardness along the radius on the center of the hole on the surface of the material of aluminum alloy D16chT for perforated samples at 1%, 2%, 3% level of inverted plastic deformation was obtained. From the obtained results, three different areas of the hardness level of the material are shown. The zone of a sharp change in the value of microhardness, the zone of moderate change of microhardness and the zone of stabilization of microhardness caused by the mandrel process.

Experimental studies were performed to determine the number of cycles before fracture and crack formation, in samples with concentrators in the form of holes. Which were previously surface plastically strengthened at 1%, 2%, and 3% of the level of inverted plastic deformation, by the mandrel, at different values maximum stresses and in a symmetrical load cycle.

To record the moment of crack formation, the optical method of fixing with the help of a video camera was used. And due to the time synchronization on the test machine and the video camera, the cycle number which corresponded to this moment was recorded

Numerical simulation of the diving process was performed using the numerical package Abaqus Student Edition. It is determined that the level of maximum damage



is in the area of the mandrel out of the hole. Damage in the middle of the hole is 2-5 times less (depending on the level of pre-deformation) relative to the maximum value.

To assess the impact of operating loads on the strength of power structural elements with a hole after dunking. To the preliminary results of the calculation of the dredging process, we apply an additional stage of loading, corresponding to the operating load. As a result of the calculations, the residual stress fields were obtained, they are presented in equivalent stresses according to 4 strength theory (Mises stress). It is estimated that as a result of mandreling in the area of the functional hole there are significant compressive stresses at all levels of plastic hardening.

A method for determining (estimating) the number of cycles until failure depending on the degree of plastic deformation and the level of maximum stress of the aluminium alloy D16chT was developed, it was found that the mandreling process has a positive effect on the service life. Plastic strengthening of the surface of technological openings creates a local zone of compressive residual stresses. As a result, the absorption of stress concentration around the process hole during the pulsating load cycle decreases and the level of maximum loads that the structure can withstand increases.

The regularities of the influence of residual stresses on the strength of power structural elements with a hole after mandrel are established. The regularities of the influence of the level of residual stresses after mandreling on the number of cycles before failure were experimentally established. It is shown that for samples with a hole after mandrel at 3% residual plastic deformation for stresses up to and at 2% residual plastic deformation for stresses up (for a given material), the stress concentrator does not affect durability.

According to the developed model, a generalizing surface of low-cycle fatigue of structural elements (in the form of samples with a hole) made of aluminium alloy D16chT with pulsating tension ( $T = 293K$ ) is constructed.

**Keywords:** damage, static load, low-cycle fatigue, resource forecasting, damage model, failure criterion, reverse load.

### Список опублікованих праць за темою дисертації

1. А.П. Грабовський. и др, Пошкоджувальність та граничний стан конструкційних матеріалів при пружно – пластичному деформуванні / Грабовський А.П., Бабак А.М., Тимошенко О.В. // Вісник Національного технічного університету України “Київський політехнічний інститут”, серія “Машинобудування” . – 2005. – №47. – С. 11–13. (Входить в НМБ РІНЦ, Index Copernicus).
2. Піманов В. В., та ін. Исследование процесса дорнования технологических отверстий в авиационном сплаве Д16чТ / В.В. Піманов ; О. В. Тимошенко, А.М. Бабак // Вісник Національного технічного університету України “Київський політехнічний інститут”, серія “Машинобудування” . – 2015. – №75. – С. 144–150. (Входить в НМБ РІНЦ, Index Copernicus)
3. Фам, Д. К. Кинетика накопления повреждений и критерий предельного состояния конструкционных материалов / Д. К. Фам, А. Н. Бабак, В. В. Коваль // Mechanics and Advanced Technologies. – 2018. – №1 (82). – Р. 131-138. (Входить в НМБ РІНЦ, Index Copernicus)
4. О. V. Timoshenko,. The influence of plastic deformation on the low-cycle fatigue during the burnishing of holes in flat specimens of D16chT steel / О. V. Timoshenko, А. М. Babak, Quan Fam Dyk, Yu. М. Sydorenko // Strength of materials. – 2018. – Vol 50 (№3). – р. 448–452. (Входить до НМБ Scopus)
5. Фам Дик Куан, Пошкоджувальність металевих матеріалів з урахуванням виду напруженого стану/ Фам Дик Куан, О. В. Тимошенко, В.В. Коваль, А.М. Бабак // Технічні науки та технології , 2018 , №2 (12) С. 49–58. (Входить в НМБ РІНЦ, Index Copernicus).
6. Фам Дик Куан, Прогнозування довговічності силових елементів з функціональними отворами при малоцикловій втомі / Фам Дик Куан, О. В. Тимошенко, А.М. Бабак // Вісник Херсонського національного технічного університету, 2018 , №2 (65) С. 56–67. (Входить до РІНЦ (eLibrary), Google Scholar, National Library of Ukraine (Vernadsky)).

7. Бабак А.М. Деформаційні криві малоциклової втоми для силових елементів літака з дорнованими отворами / Бабак А.М., Демидюк Т.П. // XVII міжнародна науково-технічна конференція «Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта» Матеріали конференції. – Одеса, 2015.– С. 32.

8. Бабак А.М. Исследование влияния величины натяга на поврежденность материала в процессе дорнования отверстий в листовых заготовках из алюминиевого сплава Д16чТ / Піманов В. В., Тимошенко О.В. // XVIII міжнародна науково-технічна конференція «Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта» Матеріали конференції. – Одеса, 2016.– С. 48.

## ЗМІСТ

ВСТУП.....	14
Розділ 1 Проблема оцінювання довговічності експлуатації елементів конструкцій із поверхневим зміцненням.....	19
1.1 Характеристика режимів роботи та пошкоджуваність елементів машин і конструкцій при малоцикловій втомі.....	19
1.2 Вплив процесу накопичення пошкоджень на малоциклову втому.....	20
1.3 Методи розрахунку елементів конструкцій при малоцикловому навантаженні.....	33
Висновки та постановка задачі досліджень.....	38
Розділ 2 Дослідження процесу накопичення мікропошкоджень в металевих конструкційних матеріалах для умов статичного та малоциклового навантаження.....	40
2.1 Випробувальні стенди для вивчення процесу накопичення пошкоджень.....	40
2.2 Методика проведення експериментальних досліджень та визначення параметрів моделей.....	46
2.3 Статистична обробка результатів експериментальних досліджень.....	63
2.4 Експериментальні дослідження впливу кінетики накопичення пошкоджень.....	69
2.4.1 Пошкоджуваність алюмінієвого сплаву при статичному навантаженні.....	69
2.4.2 Розрахунок зусиль при дорнуванні.....	74
2.4.3 Зміна мікротвердості матеріалу після дорнування отворів.....	76
Висновки до другого розділу.....	78
Розділ 3 Оцінка впливу механічних характеристик на кінетику накопичення розсіяних пошкоджень.....	80

3.1 Вплив параметрів дорнування на розподіл поля пошкоджуваності змодельованого за допомогою МСЕ.....	80
3.2 Вплив залишкових напружень на ресурс елементів конструкцій в залежності від рівня пластичного деформування.....	88
3.3 Оцінювання напружено-деформованого стану дорнованих функціональних отворів при дії експлуатаційних навантажень.....	94
3.4 Модель визначення залишкових напружень в конструктивних елементах з функціональними отворами, яка враховує кінетику накопичення пошкоджень при напрацюванні.....	111
Висновки до третього розділу.....	115
Розділ 4 Малоциклова втома силових елементів з функціональними отворами з врахуванням пошкоджуваності.....	117
4.1 Експериментальні дослідження на малоциклову втоми для зразків з дорнованими отворами алюмінієвого сплаву Д16чТ.....	117
4.2 Прогнозування довговічності конструктивних елементів з функціональними отворами з урахуванням кінетики накопичення пошкоджень.....	134
4.3 Рекомендації по підвищенню несучої здатності елементів конструкцій з отворами.....	152
Висновки до четвертого розділу.....	153
ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ.....	155
СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ.....	156
ДОДАТОК А.....	168
ДОДАТОК Б.....	170

## ВСТУП

### **Актуальність теми.**

Робота присвячена вирішенню проблеми оцінки довговічності (ресурсу) конструктивних елементів з врахуванням пошкоджуваності, зокрема впливу поверхневого пластичного деформування (ППД) на міцність та довговічність силових конструктивних елементів з функціональними отворами.

В елементах конструкцій різного призначення наявні концентратори напружень у вигляді отворів, проточок, канавок та ін., що призводять до зниження циклічної міцності та впливають на ресурс. Для підвищення довговічності відповідальних елементів конструкцій використовують додаткові технологічні операції, наприклад поверхнєве зміцнення деталей. Зародженню втомних макротріщин передуює первинна стадія накопичення пошкоджень в матеріалі у вигляді виникнення мікропор та мікротріщин, але закономірності накопичення та подальшого розвитку таких пошкоджень на мікро та мезорівнях на сьогодні не вивчені повністю.

На сьогоднішній день відомо, що явище пружно-пластичного деформування конструкційних металевих матеріалів супроводжується зміною їх фізико-механічних властивостей. Для описання цього процесу широко використовується параметр пошкоджуваності, запропонований в роботах Качанова Л.М. та Работнова Ю.М., який у загальному може бути визначений через відповідну оцінку рівня деградації основних фізико механічних характеристик конструкційних матеріалів або на основі основних положень термодинаміки незворотних процесів. Проте у переважній більшості методів розрахунку елементів конструкцій використовуються параметри матеріалів, які отримують, як правило, з умовної діаграми статичного деформування, що не враховує процеси пов'язані з накопиченням мікропошкоджень у об'ємі матеріалу протягом всього часу його навантажування (деформування).

Врахування технології виготовлення та обробки зон концентраторів, їх розмірів, а також впливу залишкових пластичних деформацій та технологічних

напружень на мікромеханізми зародження втомних тріщин, є актуальною науково – прикладною задачею.

Таким чином, створення нового методу розрахунку довговічності поверхнево зміцнених конструктивних елементів з врахуванням впливу пошкоджуваності за умов малоциклового навантаження є актуальною науковою та практичною задачею.

**Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами.** Дисертаційна робота виконана відповідно до плану наукових досліджень, проведених на кафедрі динаміки та міцності машин і опору матеріалів механіко-машинобудівного інституту Національного технічного університету України "Київський політехнічний інститут за держбюджетними темами: «Розроблення нових феноменологічних моделей та узагальненого методу прогнозування ресурсу експлуатації елементів конструкцій із композиційних матеріалів з врахуванням пошкоджуваності» (державний реєстраційний №0109U001607), «Розроблення методу діагностики технічного стану та прогнозування ресурсу конструкцій з урахуванням технологічної і експлуатаційної спадковості» (державний реєстраційний №0106U002266), та підтемою «Розробка методу прогнозування ресурсу конструктивних елементів крила літака на стадії зародження макротріщини з урахуванням кінетики накопичення розсіяних пошкоджень» (державний реєстраційний №0113U001855) комплексної НДР «Вплив конструктивно-технологічних та експлуатаційних факторів на довговічність силових конструктивних елементів крила транспортного літака з функціональними отворами» (державний реєстраційний №0113U000249).

**Мета і задачі дослідження.** Метою роботи є розробка методу оцінки довговічності силових конструктивних елементів з функціональними отворами за параметром малоциклової втоми, який враховує вплив параметру пошкоджуваності та рівня ППД. Задачами досліджень є:

- Аналіз конструктивно-технологічних методів поверхневого зміцнення функціональних отворів конструктивних елементів;

- Дослідження кінетики накопичення пошкоджень під час пружно-пластичного деформування алюмінієвого сплаву Д16чТ за умов статичного та малоциклового ( $R\sigma=0$ ) навантаження;
- Чисельне моделювання процесу пружно-пластичного деформування при дорнуванні отворів у пластинці виготовленої з матеріалу Д16чТ. Аналіз впливу величини ППД на розподіл максимальних напружень та початкової технологічної пошкоджуваності у околі отвору;
- Оцінка впливу параметру пошкоджуваності та залишкових напружень після ППД на ресурс конструктивних елементів з функціональними отворами при малоцикловій втомі;
- Розроблення феноменологічної моделі, яка враховує рівень пластичних деформацій у функціональних отворах конструктивних елементах з урахуванням кінетики накопичення пошкоджень;
- Порівняння експериментально отриманих величин довговічності конструктивного елементу з результатами аналітичних розрахунків. Встановлення границі використання запропонованого методу оцінки довговічності.

*Об'єкт дослідження:* малоциклове деформування силових елементів конструкцій з функціональними отворами, які виготовлені з алюмінієвого сплаву Д16чТ

*Предмет дослідження:* довговічність силових елементів конструкцій з функціональними отворами за умов малоциклової втоми з урахуванням пошкоджуваності

**Методи досліджень.** Для вирішення поставлених задач використовувались експериментальні і теоретичні методи визначення закономірностей накопичення розсіяних пошкоджень в конструкційних матеріалах та конструктивних елементах за умов статичного та малоциклового навантаження (деформування), що базуються на основі положень континуальної механіки пошкоджуваності та механіки твердого деформівного тіла. Розрахункові методи базуються на основі методу скінченних елементів, методу



найменших квадратів, методів статистичної обробки експериментальних даних та регресійного аналізу.

### **Наукова новизна одержаних результатів**

- розроблено метод оцінки довговічності, що враховує рівень ППД та вплив зовнішнього експлуатаційного навантаження для конструктивних елементів з урахуванням кінетики накопичення пошкоджень, для алюмінієвого сплаву Д16чТ;

- отримано нові залежності для параметра пошкоджуваності від рівня ППД в зоні технологічного отвору при дії експлуатаційного навантаження ;

- на основі досліджень встановлено, що збільшення рівня залишкових напружень після ППД позитивно впливає на збільшення кількості циклів до руйнування, показано, що при рівні незворотньої деформації 3% концентратор напружень( у вигляді отвору) не впливає на довговічність.

**Практичне значення одержаних результатів** полягає у використанні розробленої моделі оцінювання довговічності конструктивних елементів з функціональними отворами з урахуванням впливу рівня поверхневого пластичного деформування, за умов малоциклового навантаження в авіабудівній та космічній галузі.

Результати дисертаційної роботи впроваджені на ДП «Антонов».

**Особистий внесок здобувача.** Роботу виконано під науковим керівництвом член-кореспондента НАН України, доктора технічних наук, професора Бобири М.І. Основні результати, що становлять суть дисертаційної роботи, автор отримав самостійно. У публікаціях написаних у співавторстві здобувачеві належать проведення експериментальних досліджень, чисельні розрахунки конструктивних елементів, визначення кінетики накопичення пошкоджень на залишковий ресурс конструктивних елементів з функціональними отворами для випадків малоциклового навантаження.

**Апробація результатів дисертації.** Основні результати досліджень доповідалися на міжнародних конференціях «Прогресивна техніка і технологія» (м. Севастополь, м. Київ, м. Одеса, 2006 – 2018), «Теоретичні та практичні

проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти (м. Київ, м. 2016), «Міжнародна науково-практична конференція "Сучасні технології промислового комплексу"» (м. Херсон, 2016), Повністю робота доповідалась на XX міжнародній науково -технічній конференції «Прогресивна техніка і технологія» (м. Херсон , 2019) та засіданні кафедри ДММ та ОМ КПІ ім. Ігоря Сікорського

**Публікації.** Основний зміст дисертації викладено в 8 наукових працях, з них 6 статей у фахових виданнях (з яких 5 в українських виданнях, що входять до наукометричних баз даних та одна стаття у державі, яка входить до Організації економічного співробітництва та розвитку) та 2 тез доповідей.

**Структура та обсяг дисертації.** Дисертація складається зі вступу, чотирьох розділів, висновків, списку використаних джерел. Загальний обсяг дисертації становить 171 сторінок, у тому числі основного тексту дисертації 136 сторінки, 113 рисунків, 13-ть таблиць, список використаних джерел зі 118 найменувань на 11-ти сторінках, додатків на 4 сторінках, що містять 1 рисунок.

## **РОЗДІЛ 1 ПРОБЛЕМА ОЦІНЮВАННЯ ДОВГОВІЧНОСТІ ЕКСПЛУАТАЦІЇ ЕЛЕМЕНТІВ КОНСТРУКЦІЙ ІЗ ПОВЕРХНЕВИМ ЗМІЦНЕННЯМ**

### **1.1 Характеристика режимів роботи та пошкоджуваність елементів машин і конструкцій при малоцикловій втоми**

Збільшення рівня робочих параметрів машин та агрегатів авіабудівного комплексу (рівня робочих температур, потужності, швидкостей технологічних процесів та ін.) при суттєвій експлуатаційній не стаціонарності силових режимів ставить актуальною проблему підвищення надійності, збільшення ресурсу при одночасному зниженні матеріаломісткості їх відповідних елементів. Повторність та циклічність навантаження механічними навантаженнями, робота в умовах перехідних та форсованих режимах, що характерно для конструкцій транспортного машинобудування, авіації, ракетної техніки, призводить до збільшення долі відмов по параметру малоциклової втоми [1, 3, 10, 13-15] При цьому задача прогнозування міцності та ресурсу елементів таких машин і конструкцій передбачає необхідність дослідження процесів малоциклового деформування з аналізом накопичення як довготривалих статичних, так і малоциклових втомних пошкоджень в їх взаємодії. Традиційні методи розрахунку статичної та тривалої статичної міцності, які базуються на оцінці номінальних напружень, є недостатніми. Зі збільшенням ресурсу експлуатації виробів в нестаціонарних режимах стають частими відмови елементів машин та конструкцій за рахунок вичерпування ресурсу в зонах концентраторів напружень [7, 10]. При цьому малоциклові пошкодження на фоні значних місцевих пружних та незворотних деформацій розвиваються, як правило, в зонах концентрації напружень на базі до  $10^5$  циклів [3, 4, 16].

Таким чином проблема малоциклової втоми на сьогодні є однією з актуальних проблем, яку потрібно вирішувати на стадії інженерного проектування відповідальних елементів конструкцій так і на стадії їх

експлуатації. Фактор ,який враховує залишкові напруження, інтенсифікує всі процеси пружнопластичного деформування та кінетику накопичення пошкоджень в конструкційних матеріалах. На сучасному рівні розвитку механіки твердого деформованого тіла складна та комплексна проблема малоциклової втоми, в основному, вирішена для умов одновісного напруженого стану в деформівній постановці [1, 2, 4, 6, 23]. При цьому суттєвий вплив на малоциклову втому (не в запас ресурсу) надає вид напруженого стану, історія навантаження та залишкові напруження на відповідальні елементи конструкцій. Кількісні характеристики даного впливу на сьогодні поки не визначені, а також не розроблені відповідні рівняння стану для адекватного розрахунку напружено-деформованого стану високонавантажених зон (зон концентрації напружень та деформацій). Також поки не визначено вплив кінетики накопичення пошкоджень на ресурс експлуатації по параметру малоциклової втоми. При цьому параметри пошкоджуваності, повинні входити в систему визначальних рівнянь [13, 14, 24-26].

## **1.2 Вплив процесу накопичення пошкоджень на малоциклову втому**

Особливістю процесу опору матеріалу малоцикловому навантаженню є нестационарність циклів та діаграми деформування. При цьому відбувається перерозподіл в загальному випадку напружень та деформацій в процесі циклічного навантаження за границями пружності. Виникає явище нестационарності умов деформування навіть при повторно-змінному навантаженні з постійною амплітудою [3, 5, 6, 28, 29], що призводить до значного підвищення реальних напружень в матеріалі по відношенню до розрахункових. В наслідок цього в зонах підвищеної концентрації дійсних напружень відбувається більш інтенсивне накопичення та ріст мікродфектів та неоднорідностей структури, що призводить до передчасного утворення макротріщини та руйнування. Найбільш сильно викладений вище ефект проявляється для випадку складного навантаження [30-38]. Для уточнення

методу розрахунку малоциклової втоми виникає необхідність та перспективність введення в систему відповідних визначальних рівнянь параметрів, які могли б врахувати кінетику накопичення мікропошкоджень в залежності від основних факторів процесу.

Авторами робіт [13, 14, 22, 24, 25, 26, 32-54] показано, що вплив пошкоджуваності на довговічність конструкційного матеріалу в умовах малоциклової втоми досить вагомий, що в загальному випадку розрахунок ресурсу конструкційного матеріалу можна замінити розрахунком довговічності на стадії зародження макротріщини.

Для інженерних методів розрахунку ресурсу експлуатації елементів конструкції по параметру малоциклової втоми найбільш перспективним є феноменологічний підхід зі створенням відповідних моделей пошкоджуваності та відповідних критеріїв на стадії зародження макротріщини. При цьому стадія зародження макротріщини. При цьому стадія живучості складає до 10÷20% від загального ресурсу експлуатації [17-22].

На сьогодні відомі феноменологічні моделі пошкоджуваності та критерії руйнування умовно можна розділити на силові, деформаційні та енергетичні в залежності від виду параметру, який покладено в їх основу [42, 43-47, 55-78].

При цьому названий параметр приймається в якості скаляру, вектора або тензора [14]. В зв'язку зі складністю конкретизації названого параметру, в його у вигляді скаляру  $D$ , як функцію, що обумовлює міру зміни суцільності матеріалу. Таким чином стадія зародження макротріщини є наслідком росту кількості та розмірів будь—яких мікро дефектів в конструкційному матеріалі в процесі його термосилового навантаження [2, 13, 14, 24, 26-27, 31, 34, 42, 43-45, 54, 67-70].

$$D = f(\varepsilon_{ip}, \sigma_i, T, t, N \dots) \quad (1.1)$$

де  $\varepsilon_{ip}$  та  $\sigma_i$  - інтенсивність пластичної деформації та напружень відповідно,  $T$  - температура,  $t$  - час,  $N$  - кількість циклів малоциклового навантаження.

В загальному випадку складного термосилового навантаження, завдяки неоднорідності розподілу структурних, механічних та силових компонент в

конструкційному матеріалі, параметр пошкоджуваності виражається векторною (в залежності від напрямку в матеріалі [14, 23, 42, 64, 65]) або тензорною величинами [2, 25-27, 34, 50, 67-70]:

$$D_{ij} = \begin{vmatrix} \frac{1}{1-D_1} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{1-D_2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{1-D_3} \end{vmatrix} \quad (1.2)$$

Згідно гіпотези Я.Б.Фрідмана [11-12] процес руйнування матеріалу можна розглядати, як сукупність дії двох механізмів руйнування – відриву та зсуву, що охоплює в'язке, крихке та в'язкокрихке руйнування. Авторами [51, 53] було показано, що у випадку зсуву також існує процес накопичення пошкоджень. Таким чином процес руйнування матеріалу при складному напруженому стані визначається, як сукупна дія відриву та зсуву. При цьому параметр пошкоджуваності можна виразити, як векторну суму [51]:

$$\vec{D} = \vec{D}_{\sigma} + \vec{D}_{\sigma} \quad (1.3)$$

де  $\vec{D}_{\sigma}$  - вектор пошкоджуваності в матеріальній точці в напрямку відриву, а  $\vec{D}_{\sigma}$  - вектор пошкоджуваності в напрямку зсуву.

В зв'язку із великою кількістю мікродефектів та дуже малим їх розміром представляється фактично не можливим проведення прямих досліджень та базування теорій пошкоджуваності на прямих вимірах розмірів та кількості мікродефектів. Тому широко використовується опис та дослідження пошкоджуваності за допомогою непрямих методів досліджень, що пов'язують параметр пошкоджуваності із зміною іншого макроскопічного феноменологічного параметру [27, 31, 54, 43-46, 67-69] або імовірностного підходу за допомогою статистичних функцій розподілу мікродефектів в об'ємі [17, 22].

В якості одного з таких запропонованих параметрів запропонована зміна щільності (або об'єму) матеріалу. Як показують досліди [18, 30, 31, 39, 40, 47, 54] залишкові зміни щільності (об'єму) безпосередньо відображають

мікропроцес накопичення пошкоджень та виступають його кількісною характеристикою. Авторами [31, 54] показано зв'язок зміни об'єму (щільності) матеріалу з коефіцієнтом Пуассона  $\mu$  та запропоновано в якості параметра пошкоджуваності брати частину пластичної деформації, що йде на розпушування матеріалу. При циклічному навантаженні залишкова зміна об'єму може бути порівняна з амплітудними значеннями пластичної деформації. Важливість незворотної зміни об'єму в оцінці міцності матеріалу підкреслюється також тим, що при таких впливах, як опромінення матеріалу конструкції потоками різного роду частинок, здійснюється утворення об'ємних дефектів в кристалічній решітці, що призводить до розпушування матеріалу та зниженню його міцності. Наприклад, накопичення міжвузлових атомів призводить до утворення додаткових розтягуючих напружень, які сприяють розкриттю сприятливо орієнтованих макротріщин. Виходячи з вище викладеного авторами [67-69] було запропоновано визначати параметр пошкоджуваності наступним чином

$$D = \left[ 1 - \frac{\tilde{\rho}}{\rho} \right]^{\frac{2}{3}}, \quad (1.4)$$

де  $\rho$  - початкове значення щільності,  $\tilde{\rho}$  - після деформування.

Як показано на рис.1.1. зміна щільності матеріалу носить нелінійний характер та пов'язана з рівнем пластичної деформації

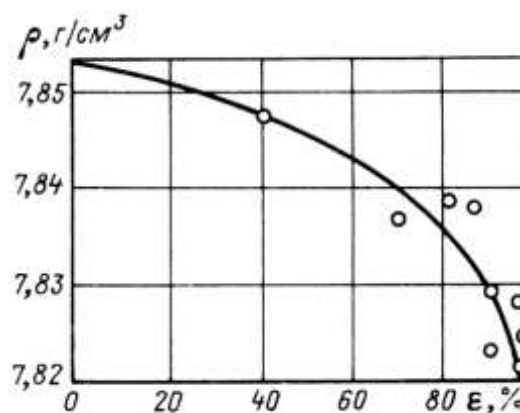


Рис. 1.1. Зміна щільності від рівня пластичної деформації технічного заліза 0.07% для умов статичного розтягу при  $T=293\text{K}$  [41]

При розв'язанні реальних задач, внаслідок того що відбувається розвиток мікродфектів, будемо враховувати зміну об'єму, через зміну площі досліджуваного перерізу (рис.1.2). Таким чином описувалась пошкоджуваність Ю.М.Работновим [42,] та Л.М.Качановим [79]. Даний підхід має на увазі введення феноменологічної змінної суцільності, яка представляє собою відношення ефективної площі перерізу без врахування мікродфектів до всієї площі перерізу [42, 68, 69, 79].

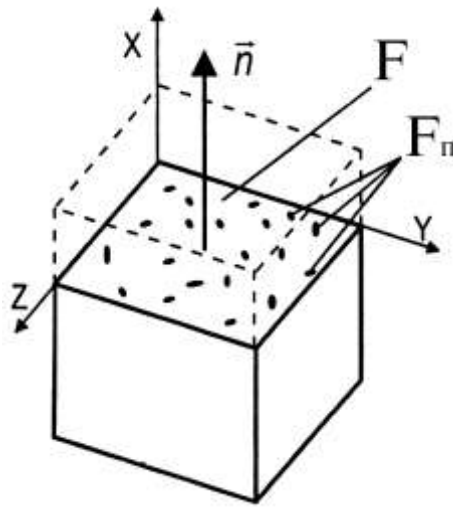


Рис. 1.2. Схема пошкодженого елемента конструкційного матеріалу [66]

Таким чином ефективна площа прийме вигляд

$$\tilde{F} = F - F_n \quad (1.5)$$

де  $F$  - загальна площа перерізу,  $F_n$  - площа мікродфектів в матеріалі.

Величина змінної пошкоджуваності  $D$  буде представлена [42, 68, 70]

$$D = \frac{F - \tilde{F}}{F}, \quad (1.6)$$

Припускається, що при  $D = 0$  матеріал не має мікродфектів, а при  $D = D_R$  має місце макротріщина (руйнування). При цьому  $D_R \rightarrow 1$  ( $0 \leq D \leq 1$ ). В той же час в реальних умовах малоциклового навантаження  $D_R < 1$ , але конкретного його значення вимагає додаткових досліджень.

Багатьма дослідженнями [2, 7, 25-27, 31, 34, 43-46, 48, 67-70] було показано, що розпушування матеріалу викликає зміну інших механічних характеристик



матеріалу. Таким чином було запропоновано визначати змінну пошкоджуваності через модуль пружності в умовах розвантаження [34, 67, 69]

$$D = \frac{E - \tilde{E}}{E} \quad (1.7)$$

де:  $E$  ,  $\tilde{E}$  - початкове та поточне значення модуля пружності при розвантаженні першого роду відповідно. Або згідно залежності

$$D = 1 - \sqrt{\frac{\tilde{E}}{E}} \quad (1.8)$$

Авторами роботи [68] запропоновано визначати пошкоджуваність через зміну питомого електричного опору матеріалу

$$D = 1 - \frac{\omega_i}{\omega_0} = 1 - \frac{F_i U_i l_0 I_0}{F_0 U_0 l_i I_i} \quad (1.9)$$

де  $\omega_i$  та  $\omega_0$  - питомий електроопір в поточний та початковий момент часу;  $F_i$ ,  $F_0$ ,  $U_i$ ,  $U_0$ ,  $l_i$ ,  $l_0$ ,  $I_i$ ,  $I_0$  - площа поперечного перетину, напруга, довжина зразка, сила електричного струму в поточний та початковий момент часу відповідно.

Визначення скалярного параметру  $D$  в залежності від зміни пластичності матеріалу може бути представлено [68, 69]

$$D = 1 - \left[ \frac{\tilde{\delta}}{\delta} \right]^{\frac{1}{m}}, \quad (1.10)$$

де:  $\delta$  - початкове значення ширини петлі пластичного гістерезису,  $\tilde{\delta}$  - після деформування,  $m$  – параметр матеріалу.

В залежності від рівня накопичення мікропошкоджень змінюється також мікротвердість матеріалу в зоні пошкодження [34, 68, 69]:

$$D = 1 - \frac{H}{H_0},$$

$$(1.11)$$

де  $H$  та  $H_0$  - мікротвердість пошкодженого та непошкодженого матеріалу відповідно.

Виходячи з ймовірностного підходу, до визначення рівня пошкоджуваності конструкційного матеріалу запропоновано [17, 22] оцінювати концентрацію мікро дефектів у вигляді:

$$x^{-\frac{1}{d}} = \frac{r}{l}, \quad (1.12)$$

де:  $x$  - концентрація пошкоджень,  $d$  - розмірність простору,  $r$  - середня відстань між сусідніми дефектами,  $l$  - нормований розмір мікродефектів.

На сьогодні проведена досить обмежена кількість експериментальних досліджень, які могли б на основі макрохарактеристик конструкційних матеріалів показати достовірні межі використання наведених вище детермінованих аналітичних залежностей.

При розрахунку довговічності та задач з механіки руйнування перспективно використовувати сучасні підходи континуальної пошкоджуваності. Але не до кінця вирішення питання, яким чином встановлювати поняття пошкоджуваності та впровадження рівнянь з врахуванням цієї величини [22, 25, 62].

Відповідно до концепції лінійного додавання пошкоджуваності Пальмгрена-Майнера-Робинсона [25] змінна пошкоджуваності записується наступним чином

$$D(t) = \sum_{i=1}^k \frac{\Delta t_i}{t_R(\sigma_i, \theta)} \Rightarrow D(t) = \int_0^t \frac{d\tau}{t_R(\sigma_i, \theta)}, \quad (1.13)$$

або

$$D(n) = \sum_{i=1}^k \frac{\Delta n_i}{n_R(\sigma_i, \theta)} \Rightarrow D(n) = \int_0^n \frac{dn_i}{n_R(\sigma_i, \theta)}, \quad (1.14)$$

де  $\Delta n_i, \Delta t_i$  - тривалість ступеня навантаження при  $\sigma_i = const$ ;  $n_R(), t_R()$  - число циклів та час до руйнування при  $\sigma_i = const$  відповідно;  $\sigma_i$  - напруження,  $\theta$  -

температура,  $i$  - число ступенів навантаження. Однак експериментально встановлено, що в більшості практично важливих випадків навантаження лінійна гіпотеза підсумовування пошкоджень призводить до великих кількісних похибок.

Якщо гіпотетично візьмемо кількість циклів до руйнування буде утворена з доданку двох величин перша це кількості циклів  $N_0$  при який починають утворюватися мікропошкодження  $\varepsilon_{pD}$  (тобто величина пластичної деформації, що відповідає появі пошкоджувальності) та кількості циклів  $N_D$  під час яких відбувається ріст тріщини на макрорівні [68, 69]:

$$N_R = N_0 + N_D \quad (1.15)$$

Кількість циклів  $N_0$  знаходять без врахування пошкоджувальності, коли  $D = 0$ . В цьому випадку  $\varepsilon_0 = \varepsilon_{m\kappa}$ , де  $\varepsilon_{m\kappa}$  - пружна деформація, яка відповідає границі пропорційності  $\sigma_{m\kappa}$ . В загальному випадку зв'язок  $N_D$  з  $N_0$  має вигляд

$$N_D = \left( N_0^{\frac{1}{a}} + B \right)^a, \text{ де } a \text{ та } B - \text{константи, що залежать від властивостей матеріалу}$$

[28, 68, 69]. Якщо навантаження буде з певною періодикою та ширина петлі буде постійна  $\delta$  згідно [69] можна записати

$$N_0 = \frac{\varepsilon_{pD}}{2\delta}, \quad (1.16)$$

та

$$N_D = \frac{4ESD_R}{K_p^2} \delta^{\frac{-(M+2)}{M}}, \quad (1.17)$$

де:  $E$  - модуль пружності,  $\delta$  - ширина петлі пластичного гістерезису,  $D_R$  - критичне значення змінної пошкоджувальності,  $S$  - параметри матеріалу [27, 67-70].

Циклічний зв'язок між  $\delta$  та  $\Delta\sigma$  визначається, як

$$\delta = \left[ \frac{\Delta\sigma}{K_p(1-D)} \right]^M, \quad (1.18)$$

де  $K_p$  та  $M$  - параметри матеріалу.

Кінетичне рівняння накопичення пошкоджуваності, аналогічно до випадку повзучості, в загальному вигляді можна записати наступним чином [2, 25, 26]

$$\frac{dD}{dN} = C \left[ \frac{\sigma}{(1 + D^r)} \right]^{m_1} \frac{1}{(1 - D)^{m_3}} D^{m_2}, \quad (1.19)$$

де  $C, m_1, m_2, m_3, r$  - коефіцієнти, що визначаються з простого експерименту.

Аналізуючи рівняння (1.4) – (1.14) можна зробити висновок про те, що на сьогоднішній час поки не існує величини, яка однозначно описувала би явище пошкоджуваності. Розроблені методики дозволяють оцінити процес накопичення мікропошкоджень тільки при пропорційному виді навантаження без суттєвого врахування напруженого стану та траєкторії навантаження при малоцикловій втомі. При цьому визначення параметру пошкоджуваності згідно залежностей (1.4), (1.6) стає на практиці проблематичним у зв'язку зі складністю експериментів та випробувального обладнання. Визначення же величини  $D$  згідно рівнянь (1.7) – (1.11) дає великі розходження з формулами (1.4) та (1.6). Крім того нема однозначної відповіді, як будуть поводити себе ці величини при складному малоцикловому навантаженні.

Будь-який метал або сплав не має ідеально-однорідної внутрішньої структури. Завжди в матеріалі існує деяка кількість мікроефектів, тобто пор, інорідних включень, дислокацій, атомів заміщення, вакансій, неоднорідностей кристалічної решітки та інших мікропошкоджень. Детально ці мікроефекти розглядались авторами [30, 41]. У зв'язку з цим, при навантаженні на мікрорівні, напруження в реальному матеріалі розподіляються нерівномірно. Після зняття навантаження в найбільш слабких областях матеріалу з'являються залишкові мікронапруження, які є результатом накопичення та росту за цикл навантаження мікропошкоджень. Макропроявом цих мікронапружень є ефект Баушінгера [6, 9-12, 15, 41, 43-47, 48, 49, 52, 53], який характеризує зниження опору малим пластичним деформаціям після попередньої пластичної деформації протилежного знаку [44].

Автором роботи [66] було запропоновано в якості параметра, який кількісно описував би ефект Баушінгера, взяти величину:

$$\alpha = \frac{\Delta\sigma}{\sigma} = \frac{\sigma - \sigma_{nc}^{(-)}}{\sigma}, \quad (1.20)$$

де:  $\sigma$  - поточне значення напруження,  $\sigma_{nc}^{(-)}$  - поточне значення границі пропорційності в умовах стиску.

В роботі [29] було запропоновано використовувати в якості величини, що описує ефект Баушінгера наступний вираз:

$$\alpha = \left| \frac{\sigma_{nc}^{(0)} - \sigma_{nc}}{\sigma_{nc}^{(0)}} \right|, \quad (1.21)$$

де:  $\sigma_{nc}^{(0)}$  - початкове значення границі пропорційності,  $\sigma_{nc}$  - поточне значення границі пропорційності.

Інші автори [44, 45] запропонували для оцінки ефекту Баушінгера використовувати різницю:

$$\alpha = \Delta\sigma_{nc} = \sigma_{nc}^{(+)} - \sigma_{nc}^{(-)}, \quad (1.22)$$

де:  $\sigma_{nc}^{(+)}, \sigma_{nc}^{(-)}$  - поточне значення границі пропорційності при розтязі та стиску відповідно.

Автором [41] показано, що залишкові мікронапруження  $\alpha$  в матеріалі, виражені через ефект Баушінгера, є зміщенням центру гіперповерхні текучості, яка записується у вигляді:

$$\Phi(\sigma_{ij}) = \frac{1}{2}(S_{ij} - \alpha_{ij})(S_{ij} - \alpha_{ij}) - R^2 = 0, \quad (1.23)$$

де:  $\alpha = \left( \frac{1}{2} \alpha_{ij} \alpha_{ij} \right)^{\frac{1}{2}} = \frac{\sigma_{nc}^{(+)} - \sigma_{nc}^{(-)}}{2\sqrt{3}}$ ,  $R = \frac{\sigma_{nc}^{(+)} + \sigma_{nc}^{(-)}}{2\sqrt{3}}$ ,  $S_{ij}$  - компоненти девіатора напружень ( $S_{ij} = \sigma_{ij} - \delta_{ij}\sigma_0$ ).

Згідно Р.А. Арутюняну та А.А. Вакуленко [55] для умов повторно-змінного навантаження, тоді залежність координат центра гіперповерхні пластичності від пластичної деформації пропонується брати в наступному вигляді:

$$d\alpha_{ij} = A(\sigma_i)d\varepsilon_{ij}^p, \quad (1.24)$$

або

$$\alpha_{ij} = \int A(\sigma_i)d\varepsilon_{ij}^p \quad (1.25)$$

Рішення рівняння пластичності (1.23) можна знайти з наступної залежності

$$\sigma = -\frac{3}{4} \int A(\sigma_i)d\varepsilon_{ij}^p \pm \sqrt{R^2 - \frac{27}{16} \left[ \int A(\sigma_i)d\varepsilon_{ij}^p \right]^2} \quad (1.26)$$

Таким чином, поточні границі пропорційності при розтязі та стиску можна знайти наступним чином

$$\sigma_{ny}^{(+)} = R + \frac{3}{2} \int A(\sigma_i)d\varepsilon_{ij}^p, \quad (1.27)$$

$$\sigma_{ny}^{(-)} = R - \frac{3}{2} \int A(\sigma_i)d\varepsilon_{ij}^p \quad (1.28)$$

В роботі [59] було запропоновано розглядати поверхню навантаження початкового ізотропного матеріалу з анізотропним зміцненням в наступному вигляді:

$$(\sigma'_{ij} - \alpha'_{ij})(\sigma'_{ij} - \alpha'_{ij}) = \frac{1}{4} \left\{ \sqrt{\sigma'_{ij1}\sigma'_{ij1}} [1 + F(\mu, e_i^{(p)})] \right\} \quad (1.29)$$

Тоді

$$\alpha'_{ij} = \frac{1}{2} \sigma'_{ij1} [1 - F(\mu, e_i^{(p)})], \quad (1.30)$$

де  $\sigma'_{ij1}$  - девіатор напружень в точці навантаження,  $\sigma'_{ij}$  - поточні координати поверхні текучості для цієї точки в девіаторному просторі,  $\alpha'_{ij}$  - поточні координати центра поверхні текучості,  $F(\mu, e_i^{(p)})$  - функція, що визначає ефект Баушінгера. Причому за порогом насиченості вона не залежить від пластичної деформації  $e_i^{(p)}$ . В наближеному випадку названу функцію можна записати:

$$F(\mu, e_i^{(p)}) = \alpha = \frac{\sigma_{iT2}}{\sigma_{iT1}}, \quad (1.31)$$

$$\sigma_{iT1} = \sqrt{\sigma_1^2 + 3\tau_1^2} \quad \text{та} \quad \sigma_{iT2} = \sqrt{\sigma_2^2 + 3\tau_2^2}, \quad (1.32)$$

де  $\sigma_1, \tau_1$  - напруження в кінцевій точці попереднього навантаження,  $\sigma_2, \tau_2$  - напруження в поточній точці навантаження. Згідно роботи [8] маємо:

$$\alpha = \frac{\sigma_{ny}}{\sigma_{ny}^{(0)}} \quad (1.33)$$

Існує також деформаційний підхід, де в якості величини, що описує ефекту Баушінгера [46], запропоновано параметр (рис.1.10):

$$\beta = \gamma - \frac{\sigma' - \sigma''}{E} \quad (1.34)$$

де  $E$  - модуль пружності,  $\sigma'$  - напруження, що мав зразок перед розвантаженням,  $\sigma''$  - поточне напруження при розвантаженні і наступному змінному навантаженні (див. рис.1.3).

За міру ефекту Баушінгера Вулли [29] запропонував прийняти параметр у вигляді:

$$\alpha = \frac{\gamma \left| \sigma'' = -\frac{3}{4} \sigma' \right.}{\gamma \left| \sigma'' = 0 \right.}} \quad (1.35)$$

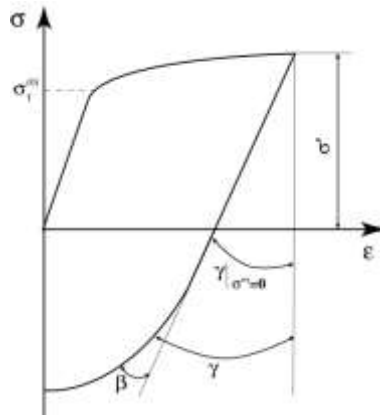


Рис. 1.3. Методика визначення параметра Баушінгера [29]

Р.Штольц та Р.Реллокс [41] в якості міри ефекту Баушінгера запропонували величину:

$$\beta_{1/2} = \beta \left| \sigma'' = \frac{1}{2} \sigma' \right. \quad (1.36)$$

$$Q = \int_0^{N_R} (q_1 - q_2) dN, \quad (1.37)$$

де  $q_1$  та  $q_2$  - площі петель гістерезису у півциклі розтягу та стиску.

Приймається, що руйнування відбувається, коли енергія, накопичена при циклічному навантаженні, дорівнює статичній енергії зародження макротріщини [43, 44],

$$\int_0^{N_R} (q_1 - q_2) dN = Q_{cm}^{\Sigma} \quad (1.38)$$

При цьому для випадку циклічного деформування має місце залежність [44]

$$\frac{\sigma_{ny}}{\sigma} = 1 - \frac{\delta}{\varepsilon} \quad (1.39)$$

Умова (1.38) виконується лише при квазістатичному руйнуванні, коли односторонньо накопичена деформація циклічного навантаження дорівнює деформації однократного статичного руйнування.

Виходячи з цієї теорії сумарне пошкодження в матеріалі дорівнює сумі трьох доданків

$$\eta_{\Sigma} = \eta_1 + \eta_2 + \eta_3, \quad (1.40)$$

$$\eta_1 = \int_0^{N_R} \frac{\delta^2}{\varepsilon^2} dN, \quad (1.41)$$

$$\eta_2 = \int_0^{N_R} \frac{(\delta - \delta')(\varepsilon - \delta)}{\varepsilon^2} dN, \quad (1.42)$$

$$\eta_3 = \int_0^{N_R} \frac{e_y \delta}{\varepsilon^2} dN, \quad (1.43)$$

де:  $\delta$  - ширина петлі пластичного гістерезису в напівциклі розтягу,  $\delta'$  - ширина петлі пластичного гістерезису в напівциклі стиску,  $\varepsilon$  - статична деформація,  $N_R$  - кількість циклів до руйнування,  $e_y$  - непружня деформація (див. рис. 1.4)



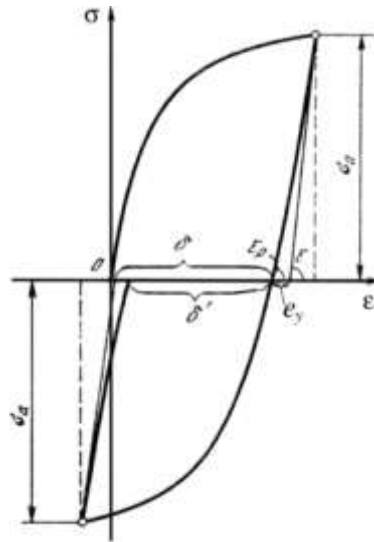


Рис. 1.4. Петля пластичного гістерезису [43],

### 1.3 Методи розрахунку елементів конструкцій при малоцикловому навантаженні

Розрахунок опору циклічному навантаженню виконується з урахуванням асиметрії циклу по амплітудах максимальних умовно пружних напружень циклу, які дорівнюють добутку місцевої пружної або пружнопластичної деформації, що визначається розрахунком або експериментально, на модуль пружності. При деформаціях, що не перевищують деформації границі текучості, значення умовних та дійсних навантажень співпадають [9].

Якщо місцеві умовно-пружні напруження  $\sigma_a^{*s}$  та  $\sigma_m^{*s}$  від силових та температурних навантажень в конструкції визначені експериментально або в результаті розв'язку пружної або пружно-пластичної задачі, то незалежно від циклічних властивостей металів руйнуючі амплітуди  $\sigma_a^*$  умовних пружних напружень для конструкцій при заданому числі циклів до руйнування  $N$ , або число циклів до руйнування  $N$  при заданій руйнуючій амплітуді  $\sigma_a^*$  по критерію втомного руйнування визначається за формулою згідно [9]

$$\sigma_a^* = \frac{E}{4(N)^{m_p} + \frac{1+r^*}{1-r^*}} \ln \frac{100}{100-\psi} + \frac{\sigma_{-1}}{1 + \frac{\sigma_{-1}}{\sigma_B} \frac{1+r}{1-r}}, \quad (1.44)$$

де:  $E$  - модуль пружності,  $\psi$  - відносне звуження,  $\sigma_{-1}$  - границя витривалості на базі  $10^6$  циклів,  $\sigma_B$  - границя міцності,  $r^*$  - коефіцієнт асиметрії умовних пружних напружень,  $m_p$  - характеристика матеріалу.

Показник степені  $m_p$  для маловуглецевих, низьколегованих та високолегованих сталей з границею міцності  $\sigma_B$  від 300 до 700 МПа приймається рівним 0,5. При більш високих значеннях  $\sigma_B$  (до 1200 МПа) його значення визначається наступною залежністю:

$$m_p = 0,5 + k_m(\sigma_B - 700), \quad (1.45)$$

де:  $k_m$  - коефіцієнт, що дорівнює 0,0002

При відсутності експериментальних даних про значення границі витривалості  $\sigma_{-1}$  для вказаних вище сталей ( $300 \leq \sigma_B \leq 700$ ) її приймають рівною:

$$\sigma_{-1} = k_{-1}\sigma_B, \quad (1.46)$$

де:  $k_{-1} = 0,4$ . При  $700 \leq \sigma_B \leq 1200$   $k_{-1} = 0,4 - k_m(\sigma_B - 700)$

Значення  $\psi$  визначають з рівняння  $\psi = \psi_f$  для  $\psi_f \leq 30\%$  та  $\psi = 15 + 0,5\psi_f$  для  $\psi_f \geq 30\%$ , де  $\psi_f$  - звуження зразка в шийці в умовах одновісного розтягу.

Для уточненої оцінки величини  $\sigma_a^*$  та  $N$  відповідно до критерію втомного руйнування допускається використання формули:

$$\sigma_a^* = \frac{E}{4(N)^{m_p} + \frac{1+r^*}{1-r^*}} \ln \frac{100}{100-\psi} + \frac{\sigma_B}{4(N)^{m_e} + \frac{1+r}{1-r}}, \quad (1.47)$$

де:  $m_e$  - характеристика матеріалу.

При відсутності відповідних даних  $m_e$  можна прийняти

$$m_e = 0,132 \lg \frac{\sigma_B}{\sigma_{-1}} \quad (1.48)$$

Для металів що знаходяться в стані циклічного знеміцнення

$$\sigma_a^* = \frac{AE}{N^{m_1}} (a_\sigma)_{np}^2 \frac{1-r}{2} \ln \frac{100}{100-\psi_B} + \frac{\sigma_{-1}}{1 + \frac{\sigma_{-1}}{\sigma_B} \frac{1+r}{1-r}} \quad (1.49)$$

де  $A$  - характеристика властивостей матеріалу

$$A = 0,16 \left( 1 + \frac{1}{1 - \frac{\sigma_{0,2}}{\sigma_B}} \right),$$

$\psi_B$  - відносне звуження зразка при напруженнях, що дорівнюють границі міцності,  $m_1$  - характеристика матеріалу, що залежить від циклічних властивостей та асиметрії циклу навантаження,  $r$  - коефіцієнт асиметрії циклу навантаження,  $(a_\sigma)_{np}$  - теоретичний коефіцієнт концентрації напружень.

Величина  $\psi_B$  визначається експериментально або за формулою

$$\psi_B = \psi_f \frac{1 - \frac{\sigma_{0,2}}{\sigma_B}}{\frac{S_k}{\sigma_B} - \frac{\sigma_{0,2}}{\sigma_B}}, \quad (1.50)$$

де:  $S_k$  - істинний опір руйнуванню.

Показник степені  $m_1$  визначається за формулою

$$m_1 = \frac{1-r}{2} \left( 1,2 \frac{\sigma_{0,2}}{\sigma_B} - 0,35 \right) \quad (1.51)$$

При  $\sigma_{\max}^* \leq \sigma_t$  та  $\sigma_a^* \leq \sigma_t$ , то  $r = r^*$

При  $\sigma_{\max}^* \geq \sigma_t$  та  $\sigma_a^* \leq \sigma_t$  можна використовувати залежність:

$$r = 1 - \frac{2 \left( \frac{\sigma_a^*}{\sigma_t} \right)}{\left( \frac{\sigma_{\max}^*}{\sigma_t} \right)^{m_0}} \quad (1.52)$$

$$\text{де: } m_0 = 0,75 \frac{\lg \frac{S_k}{\sigma_{0,2}}}{\lg \left[ \ln \frac{100}{100 - \psi_f} \left( \frac{\sigma_{0,2}}{E} + 0,2 \cdot 10^{-2} \right) \right]}, \text{ а при } \sigma_{\max}^* \geq \sigma_t \text{ та } \sigma_a^* \geq \sigma_t$$

залежністю:

$$\sigma_a^* = \frac{AE}{N^{m_1}} (a_\sigma)_{np}^2 \frac{1-r}{2} \ln \frac{100}{100 - \psi_B} + \frac{\sigma_{-1}}{(4N)^{m_e} + \frac{1+r}{1-r}} \quad (1.53)$$

Для аналізу руйнування при складному непропорційному малоцикловому навантаженні використовуються методи, які базуються на еквівалентних деформаціях, енергії пластичного деформування а також методи граничних площин [47, 66, 78].

Згідно методу еквівалентних деформацій при жорсткому режимі навантаження розмах амплітудних деформацій можна записати в наступному вигляді [57, 60]:

$$\Delta \varepsilon_{NP} = (1 + \alpha F_{NP}) \Delta \varepsilon_{eq} \quad (1.54)$$

де  $\alpha$  - константа матеріалу, що описує додаткове зміцнення,  $F_{NP}$  - фактор непропорційності траєкторії навантаження,  $\Delta \varepsilon_{eq}$  - амплітуда деформацій згідно Мізеса.

Рівняння Кофіна-Менсона може бути записано наступним чином [60]

$$\frac{\Delta \varepsilon_{NP}}{2} = \frac{\sigma'_f - \sigma_m}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (1.55)$$

де  $\sigma'_f$  - коефіцієнт, що враховує втомну міцність,  $\varepsilon'_f$  - коефіцієнт, що враховує вплив пластичності на втомну міцність,  $\sigma_m$  - середнє напруження,  $b$  - показник ступеня втомної міцності,  $c$  - показник ступеня пластичної складової втомної міцності.

Вище вказані константи визначаються із експерименту. Завдяки правильному підбору цих констант чисельні результати набувають близьких значень еквівалентним розрахунковим оцінкам, що отримані за теорією максимальних головних деформацій [47].

Методи, що використовують критичні площини, можна поділити на такі, що використовують підхід напружень, підхід деформацій та енергетичний підхід [47, 70, 78]. Ці методи основані на визначенні критичної площини, в якій пошкоджуваність набуває максимального значення (площина відриву або зсуву) і тому в цій площині відбувається зародження та ріст тріщини.

Методи, що використовують напруження в своїй більшості застосовуються в випадку багатоциклової втоми, та можуть бути виражені в загальному вигляді наступною залежністю [73]

$$\frac{\Delta\tau_{\max}}{2} + k\sigma_{n,\max} = \tau'_f (2N)^b, \quad (1.56)$$

де:  $k$  - константа матеріалу, що відображає вплив нормального напруження на розкриття мікротріщини при зсуві,  $\tau'_f$  - коефіцієнт, що враховує втомну міцність при зсуві,  $\Delta\tau_{\max}$  - розмах дотичних напружень,  $\sigma_{n,\max}$  - максимальні нормальні напруження на площадках зсуву.

Деформаційні методи критичних площин застосовуються для випадку жорсткого малоциклового навантаження. Вони можуть бути виражені для випадку, коли руйнування відбувається по поверхні відриву [59, 60]

$$\sigma_{n,\max} \frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\sigma_f'^2}{E} (2N)^{2b} + \varepsilon'_f \sigma'_f (2N)^{b+c} \quad (1.57)$$

де:  $\frac{\Delta\varepsilon}{2}$  - амплітуда максимальних головних деформацій,  $\sigma_{n,\max}$  - максимальне нормальне напруження на площі дії  $\Delta\varepsilon$ ,  $E$  - модуль пружності першого роду.

Для випадку, коли руйнування відбувається по поверхні зсуву

$$\frac{\Delta\gamma}{2} \left( 1 + k \frac{\sigma_{n,\max}}{\sigma_y} \right) = \frac{\tau'_f}{G} (2N)^b + \gamma'_f (2N)^c, \quad (1.58)$$

де:  $\frac{\Delta\gamma}{2}$  - амплітуда максимальних зсувних деформацій,  $\sigma_{n,\max}$  - максимальне нормальне напруження на площі дії  $\Delta\gamma$ ,  $G$  - модуль пружності другого роду.

Енергетичні моделі використовують параметр  $\Delta W$ , який враховує роботу відриву та зсуву [63, 70].

$$\Delta W^* = \left( \tau_{n,\max} \frac{\Delta\gamma}{2} + \sigma_{n,\max} \frac{\Delta\varepsilon}{2} \right)_{\max} \quad (1.59)$$

Параметр пошкоджуваності базується на максимальному значенні  $\Delta W^*$ . Фізично ця модель намагається осереднити вплив розтягуючих та зсуваючих напружень та деформацій. При розриві тріщина утворюється на площині  $0^0$

(варіант 1), а при зсуві на площині  $45^0$  (варіант 2). В більшості випадків тріщина починає зростати за другим варіантом, а в подальшому переключається до першого варіанту, при цьому приймає напрям приблизно  $22.5^0$ . В випадку пружного розтягу критична поверхня орієнтується на  $20.7^0$ , але цей кут збільшується пропорційно росту пластичної деформації [70].

В роботі [61, 70], було запропоновано шукати  $\Delta W^*$  в наступному вигляді:

$$\Delta W^* = \frac{\Delta \tau}{2} \frac{\Delta \gamma}{2} \left[ \frac{\sigma'_f}{\sigma'_f - \sigma_{n,\max}} + \frac{\tau'_f}{\tau'_f - \tau_{n,\max}} \right] \quad (1.60)$$

А авторами [66, 70] – в наступному вигляді:

$$\Delta W^* = \left[ \frac{\tau_f'^2}{G} (2N_f)^{2b} + \tau'_f \gamma'_f (2N_f)^{b+c} \right] \left[ 1 + \frac{1}{1 - (2N_f)^b} \right] \quad (1.61)$$

Аналізуючи викладені вище методи розрахунку за параметром малоциклової втоми, можна зробити висновок, що для випадку малоциклового навантаження більшість методів розроблено як деформаційні. Вони не враховують параметр пошкоджуваності, який характеризує ріст мікрODEфектів в конструкційному матеріалі та містять багато констант, визначення яких проводиться експериментально, на основі складних експериментів.

### **Висновки та постановка задачі досліджень**

На основі проведеного аналізу літературних джерел можна встановити, що існуючі на сьогоднішній день підходи щодо оцінки довговічності елементів конструкцій використовують при розрахунках умовну діаграму деформування матеріалу, яка не враховує явище накопичення пошкоджень, що супроводжує процес пружнопластичного деформування. Вплив цього процесу можна відобразити за допомогою використання параметру пошкоджуваності, що може бути представлений у вигляді скаляра, вектора або тензора. При цьому на сьогодні відсутнє однозначне трактування параметру пошкоджуваності. Представлення параметру пошкодження у вигляді векторної або тензорної

величини супроводжується значними труднощами, що пов'язані з математичним формулюванням кінцевих рівнень, а його експериментальне визначення потребує чіткого обґрунтування вибору макроскопічного параметру, що найбільш вдало відображає мікроструктурні зміни у матеріалі.

Існуючі аналітичні методи розрахунку конструктивних елементів базуються на застосуванні кореляційних коефіцієнтів, що дозволяють оцінити максимальні напруження та деформації за результатами пружного розв'язку та не враховують вплив явища пошкоджуваності на механічні характеристики матеріалів.

Таким чином можна сформулювати наступні цілі даної роботи:

- 1) Розглянути закономірності процесу накопичення пошкоджень для випадку статичного та малоциклового навантаження, визначити механічні характеристики матеріалів з урахуванням впливу пошкоджуваності;
- 2) Розробити ефективний метод розрахунку довговічності конструктивних елементів з концентраторами з врахуванням кінетики накопичення пошкоджень;
- 3) Порівняти результати розрахунків згідно розробленого методу з експериментальними даними та встановити його відповідність;
- 4) Розглянути методику розрахунку впливу технології та параметрів пластичного деформування на величину відносного натягу, напружено-деформованого стану матеріалу пластин з функціональними отворами та циклічну міцність на стадії зародження макротріщини.

## **РОЗДІЛ 2 ДОСЛІДЖЕННЯ ПРОЦЕСУ НАКОПИЧЕННЯ МІКРОПОШКОДЖЕНЬ В МЕТАЛЕВИХ КОНСТРУКЦІЙНИХ МАТЕРІАЛАХ ДЛЯ УМОВ СТАТИЧНОГО ТА МАЛОЦИКЛОВОГО НАВАНТАЖЕННЯ**

Вивчення експериментальної кінетики накопичення пошкоджень в конструкційних матеріалах проводилося на лабораторній базі кафедри динаміки і міцності машин та опору матеріалів. Для вивченні кінетики накопиченні пошкоджень при циклічному деформуванні застосовували сучасне лабораторне обладнання, що дозволяє отримати не залежно від видів та режимів навантаження експериментальні дані з достатньої точністю. Для отримання цих даних було розроблено програма та методика проведення експериментів.

Розроблена програма дозволяє оцінити вплив залишкових напружень, які виникають внаслідок дорнування функціонального отвору, на малоциклову втому і основні закономірності накопичення пошкоджень, пружньо – пластичного деформування та стадії зародження макротріщин. В залежності від виду напружено – деформованого стану (а в данному випадку розглядали лінійний та складний) дозволяє визначити границі впливу малоциклового навантаження на кінетику накопичення пошкоджень та руйнування.

### **2.1 Випробувальні стенди для вивчення процесу накопичення пошкоджень**

Для виконання згаданої вище програми випробувань потрібно використання сучасних експериментальних стендів, які можуть відтворювати різні види навантаження та реєструвати дані за весь цикл випробувань.

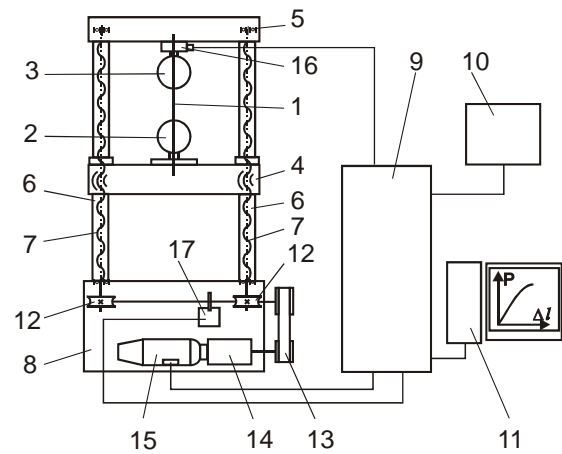
#### **Експериментальна установка TIRAtest 2300**

Для проведення випробувань при лінійному – напруженому стані , і визначення механічних характеристик досліджуваного матеріалу, а також дорнування функціональних отворів та визначення зусиль при цьому процесі використовували випробувальну машину типу TIRAtest 2300, що представлена на рис 2.1





а)



б)

Рис 2.1. Випробувальний стенд TIRAtest 2300

а) загальний вигляд; б)принципова схема

Принцип роботи полягає в тому, що зразок 1 встановлюється між нижнім 2 та верхньому 3 захватах . За рахунок обертання гвинтів 7 (які рухаються по напрямним 6) , що приводять в дію електродвигун 15 який передає крутний момент коробку швидкостей14, на шківу якої знаходиться пасова передача 13, що починає обертати черв'ячні колеса 12( для кожного гвинта своє колесо). Верхній захват 3 з'єднаний з динамометром 16 (ціна поділки вимірювання 0,1Н).

Для отримання залежностей в координатах сила від деформації, ( а потім можливо побудувати діаграму деформування) ми отримаємо сигнал з динамометру та датчику руху, який оброблюється аналогоцифровим перетворювачем (що знаходиться в блоку 9), та подає інформацію на ПЕСМ 11 та принтер 10, що дозволяє отримувати результати експерименту протягом всього випробування, як в цифровому форматі так і в друкованому вигляді.

При проведення випробувань ми маємо можливість задавати параметри випробувань такі як: номер зразку, швидкість руху захвату, хід траверси в межах робочих зон зразку, частоту зчитування даних з одночасним фіксування на цифрових носіях даних

### **Випробувальний стенд Ві-02-112**

Випробувальний стенд Ві-02-112 представлений на рис 2.2., відноситься до сучасного лабораторного обладнання, що дозволяє з високою точністю ( не

більше 1%), отримувати робочі параметри випробування по шістнадцяти каналам даних, це дає більше можливостей для якісного налаштування параметрів перед проведенням випробування та і під час ходу випробування . Наш стенд дає можливість проводити випробування при різних видах напруженого стану, максимальне навантаження на зусилля розтягу 500кН, та крутним моментом до 2 кНм в межах робочої зони ходу штока стенду який дорівнює 75мм



Рис 2.2. Загальний вид випробувального стенду Ві-02-112

На рис 2.3 представлена блок схема випробувального стенду всім керує комп'ютер з нього сигнал подається на контролер перетворювач який з'єднаний з датчиками такі як : тензометр , динамометр та датчик кута повороту. З контролеру обмінюється сигналами в обидва боки з маслостанцією та блоком

клапанів, що в свою чергу контролює та управляє гідрозамками захватів та траверси і силонавантажувач.



Рисунок 2.3. Блок схема експериментальної установки Vi-02-112

Перед початком проведення експерименту, за необхідності, проводиться підключення необхідних для проведення експерименту каналів виміру параметрів експерименту, після чого всі канали випробувальної установки, дані з яких будуть контролюватися, в обов'язковому порядку калібруються з застосуванням основної програми керування MTL 32 (рисунок 2.4) та вмонтованих шунтів. За потреби з застосуванням MTL 32 можна відкорегувати амплітуду та фазу сигналу відпрацювання параметру, що задається при проведенні експерименту, шляхом виконання тестового відпрацювання. Окрім цього в MTL 32 наявна функція встановлення нуля каналу та, для запобігання виходу експериментально контролюваного параметру за визначені безпечні межі, функція встановлення граничних значень експериментальних параметрів.



Рисунок 2.4. Програма керування MTL 32 з інтерфейсом Test Builder

При проведенні випробувань при статичному або циклічному навантаженні використовуються вузькоспеціалізовані програми, які запускаються паралельно з основною програмою керування MTL 32 та відповідають за контроль та фіксацію експериментальних даних.

Для проведення експериментальних досліджень по визначенню механічних властивостей матеріалів, кількості циклів до руйнування та кінетики накопичення пошкоджень використовувались наступні прикладні програми: monotonic application та test builder (функції fatigue test та multi step programming) інтерфейс та порядок роботи в яких описано нижче.

**Test builder** (функції monotonic test, fatigue test та multi step programming)

Підпрограма Test builder містить у своєму складі набір функцій за допомогою яких можна реалізувати будь-який експеримент, якщо його реалізація відповідає можливостям експериментального стенду та охоплює

більшість видів навантажень, зокрема – програмне, пропорційне, блочне та навантаження за допомогою сигналу, що задається у вигляді функцій.

Оболонка Test builder дозволяє встановлювати оператором частоту фіксації експериментальних даних та конвертувати результати експерименту у файл формату Exel.

Відповідно до поставлених задач досліджень були використані наступні функції оболонки Test builder:

1) *fatigue test* (рисунок 2.6). Вказана функція застосовується при проведенні експериментів в умовах циклічного навантаження. За її допомогою можлива реалізація м'якого та жорсткого режиму навантаження, причому завдання параметрів петлі навантаження можливе як через максимальні так і через амплітудні значення. Форма сигналу каналу навантаження також задається оператором та може бути вибрана у вигляді синуса, трапеції та пилки.

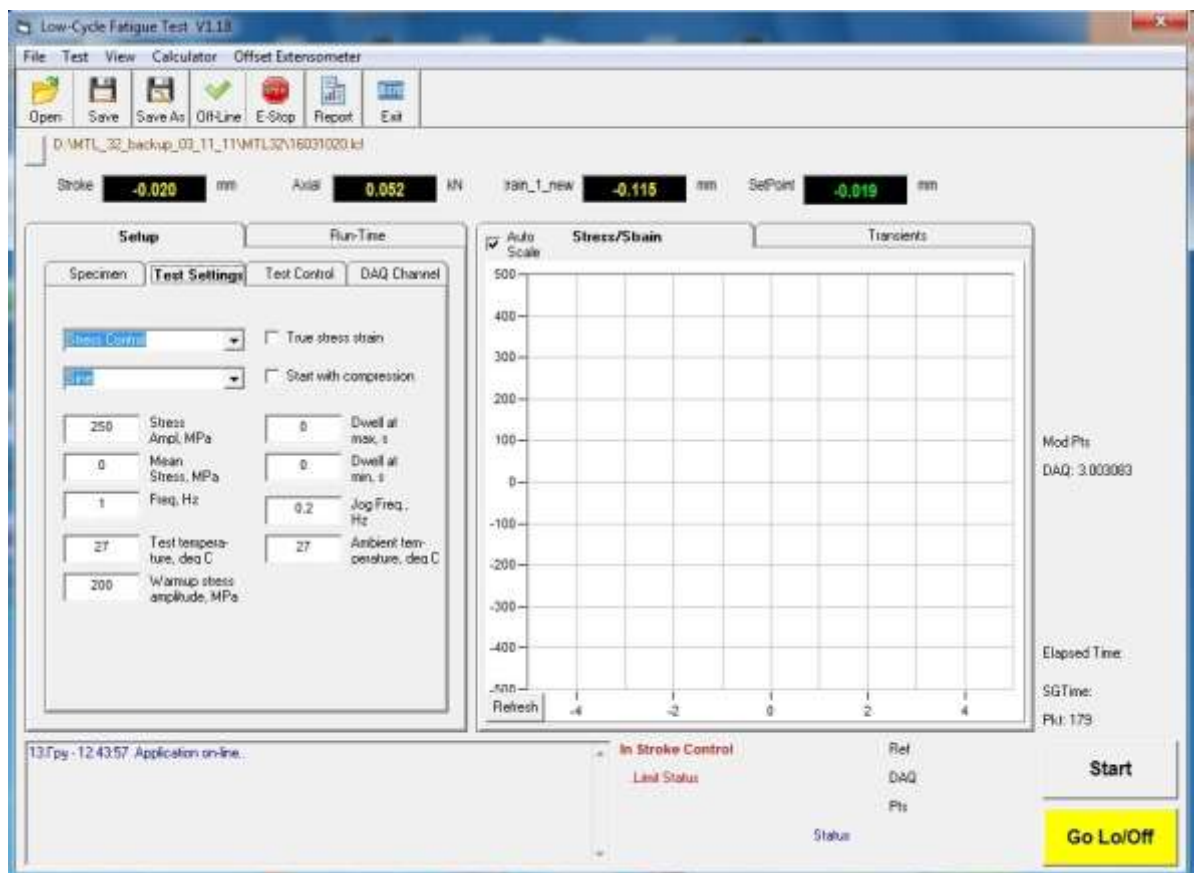


Рисунок 2.6. Інтерфейс для Low -Cycle Fatigue

## 2.2 Методика проведення експериментальних досліджень та визначення параметрів моделей

Визначення механічних характеристик досліджуваного матеріалу та кінетики накопичення пошкоджень для умов малоциклового та статичного навантаження була запропоновані наступні кроки.

На першому етапі проводились експерименти по визначенню характеристик міцності та пластичності, та побудова експериментальної кривої накопичення пошкодження при статичному навантаженні досліджуваного матеріалу при статичному навантаженні і врахування впливу його неоднорідності.

Другим кроком було визначення характеристик при циклічному навантаженні, а саме таких як циклічних коефіцієнтів зміцнення та кількості циклів до утворення тріщини та до руйнування. Побудові кривих довговічності для зразків з отвором та суцільних отриманих в результаті проведення експерименту на малоциклову втому.

Для дослідження було вибрано конструкційний матеріал алюмінієвого сплаву Д16чТ, який широко застосовується в різноманітних галузях машинобудівного комплексу, він загартований і природно має максимальну міцність. З даного матеріалу виробляють виробляють силові елементи в авіаційній та космічній галузі, механічні властивості якого наведено у таблиці 2.1 та у таблиці 2.2.

**Таблиця 2.1** – механічні властивості алюмінієвого сплаву Д16чТ

Матеріал	Термообробка	Механічні властивості				
		$\sigma_T$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\epsilon$ , %	$\sigma_B / \sigma_{0,2}$	$E, 10^5$ МПа
Д16чТ	У стані постачання	350	460	17,26	1,31	0,83

**Таблиця 2.2** – хімічний склад алюмінієвого сплаву Д16чТ.

С u, %	М g, %	Mn , %	Si, %	Fe, %	Ti, %	Al
4, 0	1,6	0,7 5	0,0 7	0,0 5	0,0 3	Оснoв а

Для проведення експериментів на втому використовувалися плоскі веслоподібні зразки товщиною 5 мм з алюмінієвого сплаву Д16чТ з центральним отвором виготовлені по ГОСТ 25.502-79 [74].

Згідно вимог до проведення випробувань використовувались зразки різних типів:

а) для визначення механічних характеристик при розтязі та для проведення випробувань на малоциклову втому на випробувальному стенді Ві-02-112 використовувались зразки (рисунк 2.9)

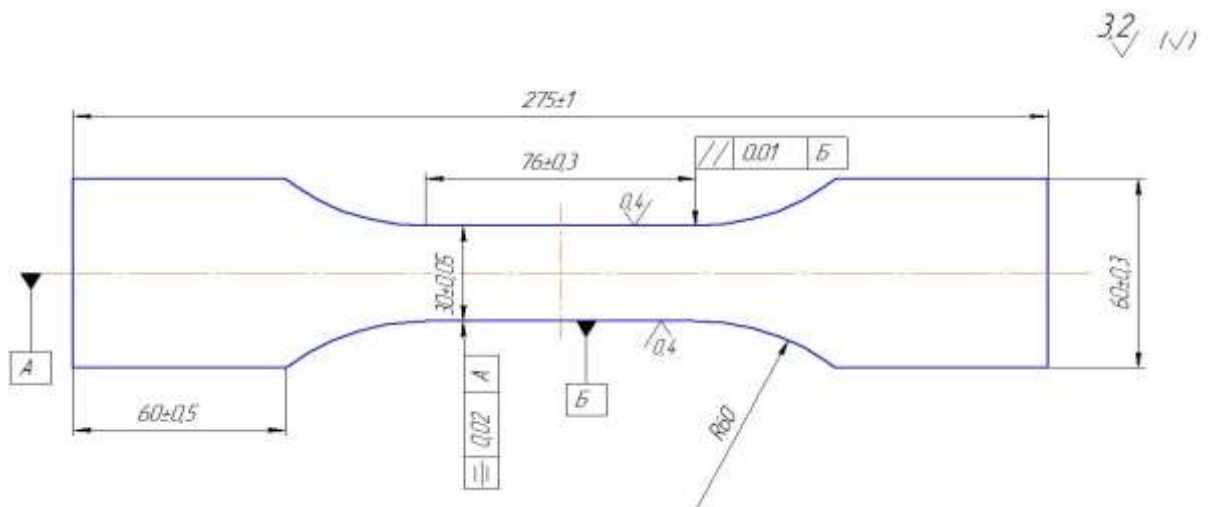


Рисунок 2.9 – Зразок для експериментальних статичних досліджень та на втомну міцність

б) зразки з функціональним отвором для проведення випробувань на малоциклову втому на випробувального стенду Ві-02-112 (рисунк 2.10).



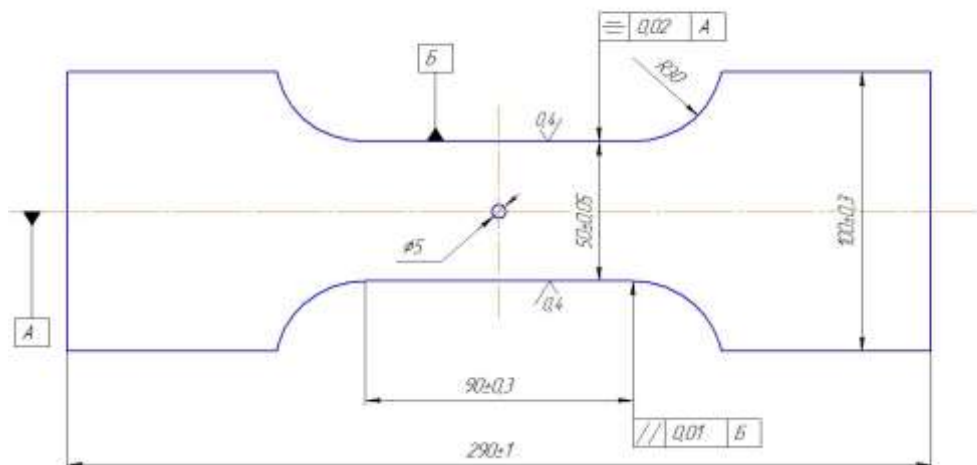


Рисунок 2.10 – Зразок з функціональним отвором для досліджень на мало циклову втому

Для проведення даних випробувань та виконання поставленої задачі був проведений розрахунок кількості зразків, який наведено у таблиці.2.3

Таблиця 2.3 – Розрахунок кількості зразків

Вид навантаження	Кінцевий діаметр отвору $\varnothing$ , мм	Величина відносного натягу дорнування ( $i$ ), %	Кількість зразків, шт.	Креслення
М'який режим $R_{\sigma}=0$	5,0	0	12	Рисунок 2.9
	5,0	1	12	
	5,0	2	12	
	5,0	3	12	
М'який режим $R_{\sigma}=0$	--	--	12	Рисунок 2.8
Статичне	--	--	3	Рисунок 2.8
		Загальна кількість	63	

Геометричні розміри зразків контролювались за допомогою цифрового мікрометра Electronic outside micrometer 0-25мм та цифрового штангенциркуля Digimatic 0-300мм, точність виміру яких складає 0,001мм та 0,01мм відповідно,



дійсні параметри отворів перевірялись на оптичному інструментальному мікроскопі БМИ-1.

### **Аналіз впливу конструктивно-технологічних методів підвищення втомної довговічності силових елементів в зоні функціональних отворів**

Сучасні авіаційні правила пред'являють вимоги до забезпечення безпеки польоту за умовами втомної міцності конструкції. Конструкція літака повинна бути такою, щоб під впливом повторюваних в експлуатації навантажень протягом визначеного напрацювання її пошкодження, які можуть безпосередньо призвести до катастрофічної ситуації, були практично неймовірними ( $P < 10^{-9}$ ) [81].

Практика вітчизняного та зарубіжного літакобудування показує, що кріпильні деталі для цього типу кріплення можуть бути як циліндричної, так і конічної форми в поєднанні з циліндричними і конічними отворами [82, 84, 85]. Аналіз літературних джерел [85,86, 89-90] показав, що в ряді випадків існуючі технологічні методи обробки є ефективним засобом підвищення втомної довговічності конструктивних елементів з поодинокими отворами. Більшість з них полягає в обробці елементів конструкції в зоні отворів шляхом пластичного деформування металу. Встановлено наступне багато авторів, займалися дослідженням технології обробки конструктивних елементів у зонах функціональних отворів [83-85,87,91], проводячи експериментальні дослідження впливу різних методів обробки конструктивних елементів на втомну довговічність зразків. Експериментальні дослідження проводили з метою оптимізації геометрії деформуючого інструменту і режимів процесів зміцнення.

У результаті проведеного аналізу конструктивно-технологічних методів підвищення втомної довговічності конструктивних елементів в зоні функціональних отворів встановлено наступне застосування дорнування стінок отворів сприяє підвищенню довговічності конструктивних елементів планера літака. Більшість з них полягає у створенні різними способами залишкових напружень у зоні отворів шляхом пластичного деформування металу [88,89,92-104,]. Практика показує, що при підгонці деталей та обробленні отворів в процесі

складання агрегатів і вузлів виробів порушення цілісності зміцненого шару різко знижує ефект зміцнення [83]. Для нейтралізації шкідливого впливу концентраторів напружень у вигляді отворів, радіусних переходів і відновлення суцільності поверхневого шару деталі застосовуються такі методи місцевої зміцнюючої обробки, як: дорнування, розкочування, вигладжування [105-108].

### **Проектування технологічного процесу дорнування технологічного отвору (ТО)**

Технологічний процес дорнування отворів проводилося за допомогою випробувальної установки TIRAtest 2300 з одночасною реєстрацією даних на діаграмі в координатах «осьова сила  $P$  – переміщення  $\Delta l$ » (рисунку 2.11).



Рисунок 2.11. Процес дорнування отворів на випробувальній установці TIRAtest 2300

Згідно методики [107] вихідними даними для проектування технологічного процесу дорнування є:  $d$  – діаметр ТО, рівний 5Н9;  
 $HV$  і  $BV$  - граничні нижнє і верхнє відхилення діаметра ТО, рівні 0 і 0,03 мм відповідно;

$\alpha_{\max}$  - максимальна величина абсолютного натягу при дорнуванні (величина відносного натягу дорнування становить: 1%, 2%, 3%), прийнята за результатами випробувань зразків на довговічність, рівний 0,105 мм, 0,16мм, 0,215мм;

$u$  - середньоарифметичне значення усадки отворів після проходження дорна, прийняте за результатами експериментального відпрацювання процесу дорнування, рівним 0,055 - 0,065мм;

$\Delta_0$  - поле розсіювання діаметрів отворів після проходження дорна, прийняте за результатами експериментального відпрацювання процесу дорнування, рівним 0,02 мм.

Розрахунок параметрів процесу дорнування

1. Діаметр попередніх отворів під дорнування розраховувався за формулою:

$$d_{II} = d + \frac{BB - HB}{2} + u - \alpha_{ном}$$

де  $d$  - номінальний діаметр;  $BB$  і  $HB$  - верхнє і нижнє граничні відхилення діаметра ТО;

$u$  - усадка отвору після проходження дорна;

$\alpha_{\max}$  - максимальна величина абсолютного натягу при дорнуванні.

Округляючи до десятих часток міліметра, отримуємо значення діаметрів попередніх отворів для заданих величин пластичної деформації, що представлено в таблиці 2.4 :

**Таблиця 2.4 – Розрахунок діаметр попередніх отворів**

	1%	2%	3%
$d_{II}$	$4,95H9^{(+0,03)}_0$	$4,9H9^{(+0,03)}_0$	$4,85H9^{(+0,03)}_0$

для 1% залишкової пластичної деформації

для 2% залишкової пластичної деформації

для 3% залишкової пластичної деформації

2. Виконавчий діаметр деформуючого елемента дорна розраховується за формулою:

для 1% залишкової пластичної деформації

$$d_{II} = d + \frac{BO - HO}{2} + u = 5 + \frac{0,03 + 0}{2} + 0,055 = 5,07 \text{ мм}$$

для 2% залишкової пластичної деформації

$$d_{II} = d + \frac{BO - HO}{2} + u = 5 + \frac{0,03 + 0}{2} + 0,06 = 5,075 \text{ мм}$$

для 3% залишкової пластичної деформації

$$d_{II} = d + \frac{BO - HO}{2} + u = 5 + \frac{0,03 + 0}{2} + 0,065 = 5,08 \text{ мм}$$

де  $D$  - номінальний діаметр деформуючого елемента дорна;

Приймаємо з врахуванням умови, що одним дорном дорнуємо всі діаметри отворів:  $D = 5,07k7 \left( \begin{smallmatrix} +0,012 \\ +0,001 \end{smallmatrix} \right)$

3. Середня величина діаметрів отворів після дорнування дорівнює:

$$d_{сер} = D + \frac{BB_d + HB_d}{2} - u = 5,07 + \frac{0,012 + 0,001}{2} - 0,06 = 5,0165 \text{ мм}$$

де  $BB_d$  і  $HB_d$  - верхнє і нижнє граничне відхилення діаметра деформуючого елемента дорна.

Розрахункова величина поля розсіювання діаметрів отворів після дорнування (при значенні довірчої ймовірності 0,9973) дорівнює:

$$\Delta = \sqrt{\Delta_0^2 + T_d^2} = \sqrt{0,02^2 + 0,015^2} = 0,025 \text{ мм}$$

де  $\Delta_0$  - поле розсіювання діаметрів отворів, визначене за результатами експериментального відпрацювання процесу дорнування;

$T_d$  - поле допуску виконавчого діаметра деформуючого елемента дорна.

Відповідно, розкид величини діаметрів отворів після дорнування буде в межах від 5,006 мм до 5,03 мм, що задовольняє вимогам до точності ТО.

4. Розрахункова величина поля розсіювання абсолютного натягу при дорнуванні (при значенні довірчої ймовірності 0,9973) дорівнює:

$$T_{\Pi} = \sqrt{T_{\Pi}^2 + T_O^2} = \sqrt{0,03^2 + 0,015^2} = 0,0335 \text{ мм}$$

де  $T_{\Pi}$  - поле допуску діаметра попереднього отвору;

$T_O$  - поле допуску виконавчого діаметра деформуючого елемента дорна.

Відповідно, величина абсолютного натягу при дорнуванні буде перебувати в межах:

для 1% залишкової пластичної деформації

$$\alpha_{\min} = \alpha_n - \frac{T_{\Pi}}{2} = 0,105 - \frac{0,03}{2} = 0,09 \text{ мм}$$

$$\alpha_{\max} = \alpha_n + \frac{T_{\Pi}}{2} = 0,105 + \frac{0,03}{2} = 0,12 \text{ мм}$$

для 2% залишкової пластичної деформації

$$\alpha_{\min} = \alpha_n - \frac{T_{\Pi}}{2} = 0,16 - \frac{0,03}{2} = 0,145 \text{ мм}$$

$$\alpha_{\max} = \alpha_n + \frac{T_{\Pi}}{2} = 0,16 + \frac{0,03}{2} = 0,175 \text{ мм}$$

для 3% залишкової пластичної деформації

$$\alpha_{\min} = \alpha_n - \frac{T_{\Pi}}{2} = 0,215 - \frac{0,03}{2} = 0,2 \text{ мм}$$

$$\alpha_{\max} = \alpha_n + \frac{T_{\Pi}}{2} = 0,215 + \frac{0,03}{2} = 0,23 \text{ мм}$$

Технологічне змащування при дорнуванні – в якості змащення було використано суміш індустріального мастила І-40А з порошком дисульфід молібдену та дрібного помелу графіту.

Конструкторські параметри дорна для зміцнення ТО

1. Ширина калібруючої стрічки деформуючого елемента дорна прийнята відповідно до ПІ 1.4.948-81, рівної 1,0 мм.

2. Кути переднього і заднього конусів деформуючого елемента дорна прийняті рівними 1,5° та 3° відповідно, згідно рекомендацій ПІ Єрми 1-93 «Виконання точних зміцнених методом дорнування отворів під болти».

Максимальний діаметр направляючої дорна розраховувався за формулою:

$$D_1 = d_{II} - \gamma = 4,85 - 0,04 = 4,81 \text{ мм}$$

де  $\gamma$  - максимальна величина пластичної деформації.

Округлюючи до десятих часток міліметра, приймаємо:

$$D_1 = 4,0d9 \begin{pmatrix} -0,03 \\ -0,06 \end{pmatrix}$$

Креслення дорна для дорнування отворів  $\varnothing 4,95 \text{ мм}$ ,  $\varnothing 4,9 \text{ мм}$ ,  $\varnothing 4,85 \text{ мм}$  наведено на рисунку 2.12

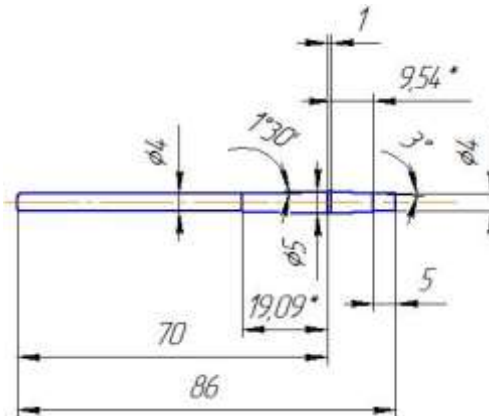
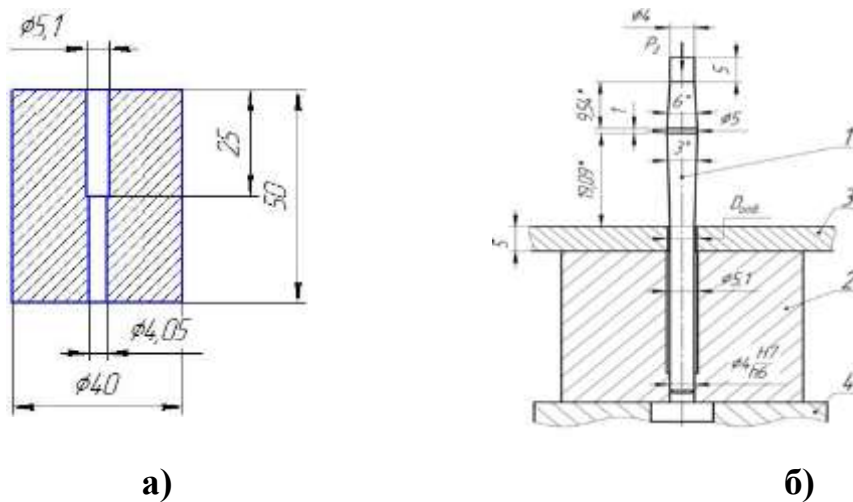


Рисунок 2.12 – Розміри дорна

Для забезпечення направляючого руху, закріплення та центрування при дорнуванні розроблена конструкція направляючої матриці, яка забезпечує перпендикулярність розташування зразку відносно дорну. Креслення направляючої матриці наведено на рисунку 2.13а



а)

б)

Рисунок 2.13 – а) розміри направляючої матриці

б) Схема процесу дорнування з розмірами деформуючого інструменту

Схема процесу дорнування з розмірами деформуючого інструменту наведена на рисунку 2.13. Зразок 3, з попередньо отриманим отвором діаметром  $D_{\text{отв}}$ , під відповідну величину натягу, встановлюється на матрицю 2. Дорн 1 проходить через отвір у зразок вхідною частиною, при цьому він центрується по матриці. До дорна 1 прикладається зусилля  $P_d$ . Зміна величини натягу забезпечували зміною діаметра отвору в зразку. Відповідний розмір отвору забезпечує певну величину натягу: 1% натягу відповідає діаметру отвору 4,95 мм; 2% - діаметру отвору 4,9 мм, а 3% - діаметру отвору 4,85 мм.

Після дорнування, отвори в зразках перевірялись на виявлення тріщини та інших дефектів на оптичному мікроскопі Olympus SZ-PT, який дозволяє збільшувати зображення до 40 разів. Фото зразку з дорнованим отвором наведено на рисунку 2.14.

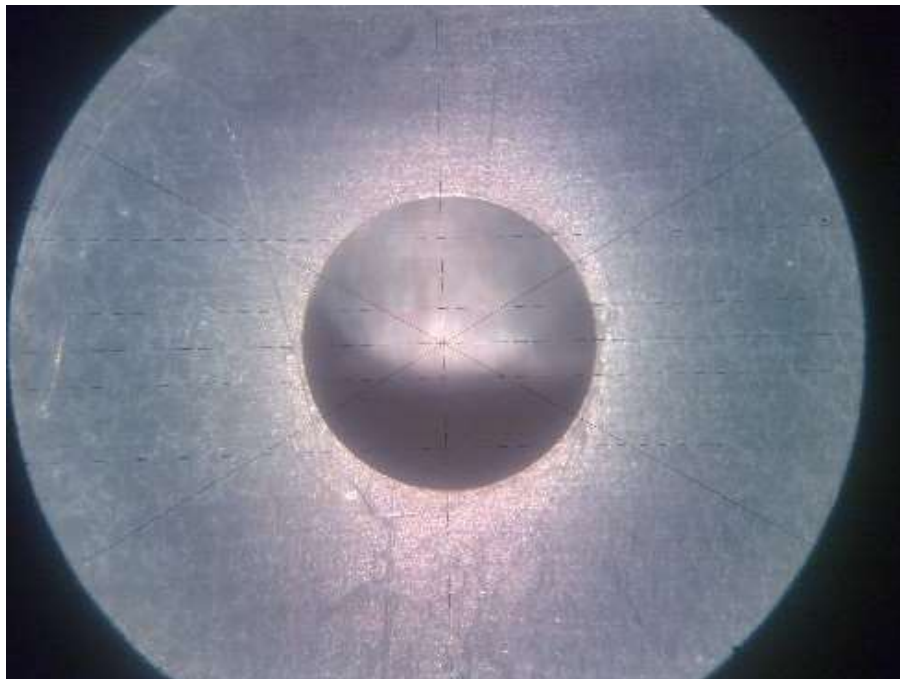


Рисунок 2.14 – Отвір в зразку після дорнування, збільшено в 40 разів на оптичному мікроскопі Olympus SZ-PT

При проведенні експерименту, необхідно було знати момент появи тріщини та час від її розкриття до руйнування. Це було реалізовано за допомогою відеоспостереження на відеокамері Sony HDR-SR5E (яка дозволяє збільшувати зображення до 80 разів). Отриманий відео файл записувався на жорсткий диск та

з подальшою обробкою інформації за допомогою стандартних пакетів. Так як час на відео файлі синхронізувався з часом запису експериментальних даних на установці, то той час де візуально спостерігався момент утворення тріщини, ми змогли визначити значення кількості циклів. Також ми могли знайти залежність росту тріщини від кількості циклів до її руйнування. Процес відеоспостереження показано на рисунку 2.15.



Рисунок 2.15 – Запис на відеокамеру процесу циклічного деформування зразку з отвором

Процес випробування фіксувався на камері, інформація зберігалється безпосередньо на її жорсткий диск, цей процес можна було спостерігати безпосередньо на екрані камери та відеосигнал дублювався на моніторі керуючого блоку випробувального стенду Ві-02-112. Фото керуючого блоку з одночасно відображення графіків навантаження та отвору зразку під час навантаження наведено на рисунку 2.16.



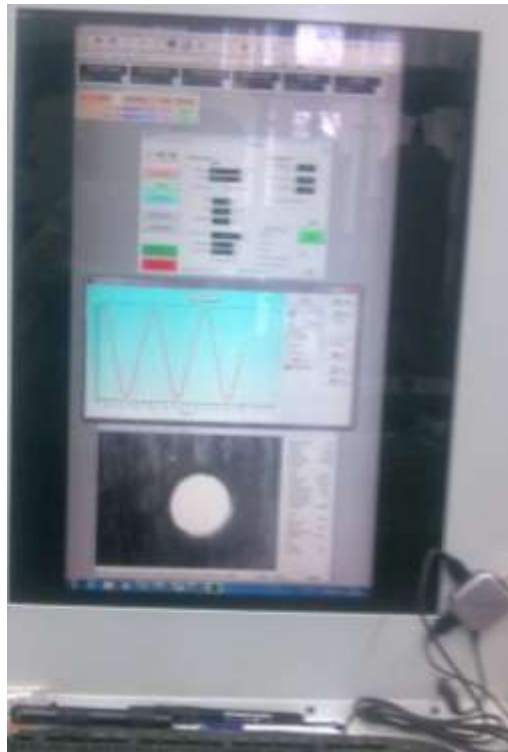


Рисунок 2.16 – Екран блоку керування випробувального стенду Ві-02-112

Характеристиками, що визначались при статичному навантаженні були: модуль Юнга та коефіцієнт Пуассона при навантаженні, модуль Юнга та коефіцієнт Пуассона при розвантаженні, межа пропорційності, межа текучості, межа міцності, відносне поперечне видовження, відносне поперечне звуження, коефіцієнт зміцнення. Окрім цього проводилися заміри ступеня пошкоджуваності матеріалів при їх деформуванні.

Початковий модуль пружності визначався згідно ГОСТ 25.502-79 [74]

$$E = \frac{\Delta P}{\Delta l} \cdot \frac{l_0}{F_0} \quad (2.1)$$

де  $\Delta P$  - приріст навантаження, Н;  $\Delta l$  – приріст довжини зразка;  $l_0$  – довжина зразка у початковому стані;  $F_0$  – початкове значення площі поперечного перерізу зразка.

Модуль пружності першого роду або модуль Юнга (рисунку 2.17) при розвантаженні визначався за допомогою лінійної апроксимації ділянки розвантаження та використанням методу найменших квадратів

$$E = \frac{n \sum_{i=1}^n \sigma_i \varepsilon_i - \sum_{i=1}^n \sigma_i \sum_{i=1}^n \varepsilon_i}{n \sum_{i=1}^n \varepsilon_i^2 - \left( \sum_{i=1}^n \varepsilon_i \right)^2} \quad (2.2)$$

де  $n$  – кількість точок виміру  $\sigma_i$ ,  $\varepsilon_i$ , яка вибиралась у межах 20-50

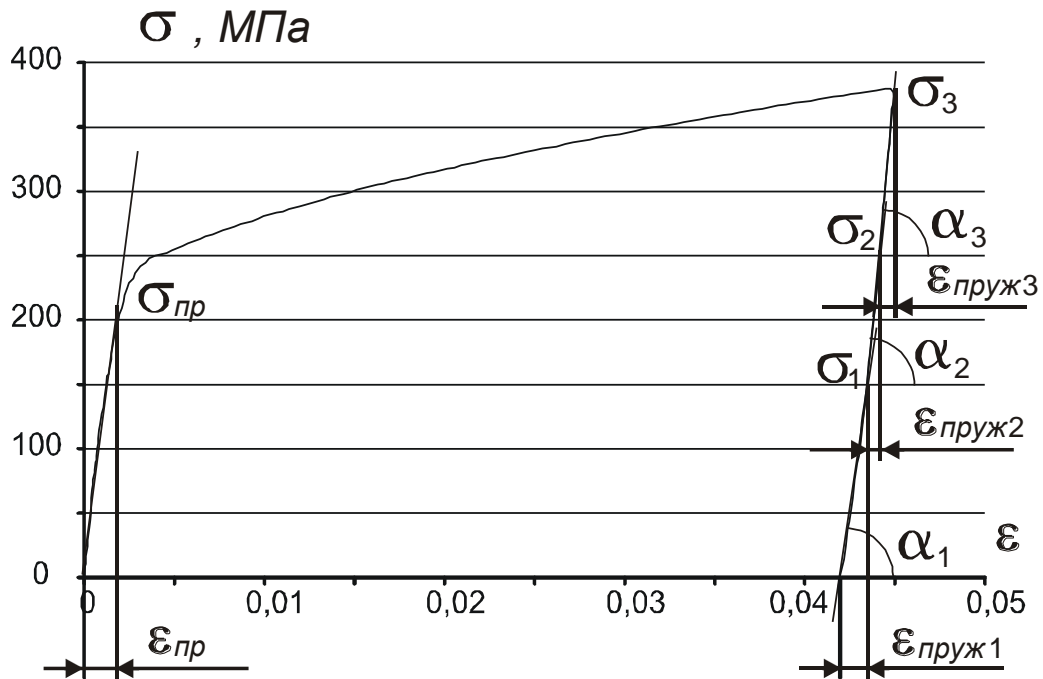


Рисунок 2.17. Методика визначення модуля пружності при навантаженні та розвантаженні зразка

Коефіцієнт поперечної деформації, або коефіцієнт Пуассона, як пружна характеристика матеріалу [72,73] визначався на ділянках навантаження та розвантаження, де діють пружні деформації (рисунку 2.18) та розраховувався за формулою

$$\mu = \left| \frac{\varepsilon'}{\varepsilon} \right| \quad (2.3)$$

$\varepsilon'$  - відносна поперечна деформація, визначалась на ділянки розвантаження

$$\varepsilon' = \frac{\Delta a_{пруж}}{a} \quad (2.4)$$

$\Delta a$  – поперечна деформація суцільного плоского зразку;

$a$  – ширина зразку.

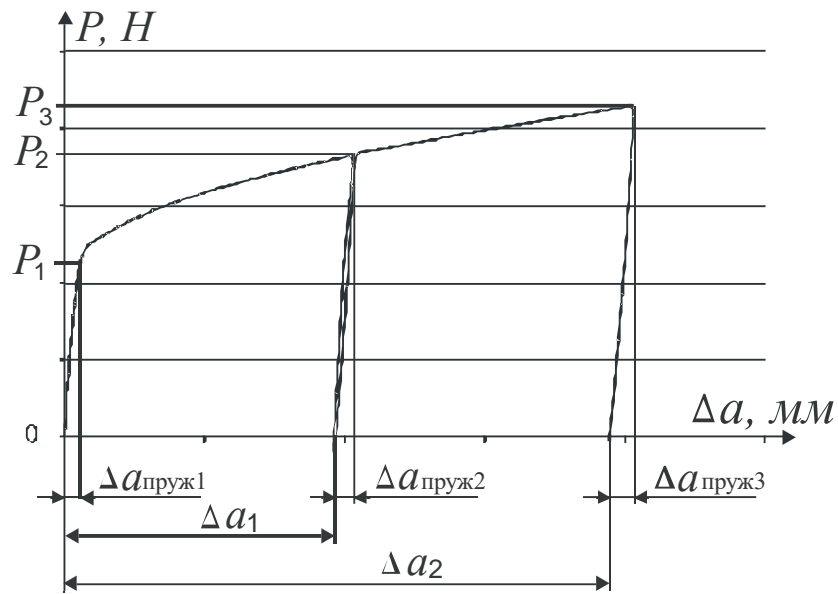


Рисунок 2.18. Методика визначення пружної поперечної деформації для розрахунку коефіцієнту Пуассона при навантаженні та розвантаженні зразка

Тензометри для виміру повздовжньої та поперечної деформації випробувального стенду Ві-02-112, встановлювалися на одній ділянці плоского зразку для забезпечення достовірності отриманих результатів. Схема розташування тензометрів на зразку наведено на рисунку 2.19.



Рисунок 2.19. Встановлення тензометрів на зразку для виміру повздовжньої та поперечної деформації на випробувального стенду Ві-02-112



$$\sigma_{0.2} = \frac{P_{0.2}}{F_0}, \quad (2.7)$$

де  $P_{0.2}$  – зусилля на діаграмі деформування, визначене з урахуванням допуску на величину пластичної деформації, що дорівнює 0,2%,  $F_0$  – початкова площа поперечного перерізу

Межа міцності для умовної діаграми деформування визначалась за формулою

$$\sigma_B = \frac{P_{\max}}{F_0}, \quad (2.8)$$

де  $P_{\max}$  – максимальне навантаження, що передуює руйнуванню зразка,  $F_0$  – початкова площа поперечного перерізу;

Відносна деформація при розтязі  $\varepsilon$  була розрахована за формулою:

$$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l}, \quad (2.9)$$

де  $\Delta l$  - абсолютне видовження зразка, мм;  $l$  – база виміру тензометра, що був використаний при дослідженні, мм.

Відносне поздовжнє видовження після руйнування

$$\delta = \frac{l_k - l_0}{l_0} \cdot 100\% \quad (2.10)$$

де  $l_k$  – кінцева довжина зразка, визначена після його руйнування,  $l_0$  – початкова довжина зразка, виміряна до проведення випробувань.

Відносне поперечне звуження

$$\psi = \frac{F_0 - F_k}{F_0} \cdot 100\% \quad (2.11)$$

де  $F_0$  – початкова площа поперечного перерізу;  $F_k$  – площа поперечного перерізу зразка, виміряна після його руйнування.

Для подальших розрахунків та визначення параметрів феноменологічної моделі пошкоджуваності необхідно визначити коефіцієнт зміцнення діаграми розтягу, як для випадку її апроксимації за згідно закону Рамберга-Осгуда, так і для випадку її представлення у відносних величинах. Для цього було застосовано

підхід методу найменших квадратів по визначенню коефіцієнтів геометричної регресії, яка має вигляд  $y = Ax^b$ , або у величинах напруження-деформація  $\sigma = A\varepsilon^b$ . Оскільки ліва і права частина можуть бути прологарифмовані, то отримаємо:  $\ln \sigma = \ln A + b \ln \varepsilon$ , або, якщо зробити відповідні заміни  $f(z) = \ln \sigma$ ,  $Z = \ln A$ ,  $z = \ln \varepsilon$  отримаємо функцію у лінійному вигляді:  $f(z) = Z + bz$ , а отже прийдемо до задачі знаходження коефіцієнтів лінійної регресії методом найменших квадратів:

$$b = \frac{n \sum_{i=1}^n \ln \sigma_i \ln \varepsilon_i - \sum_{i=1}^n \ln \sigma_i \sum_{i=1}^n \ln \varepsilon_i}{n \sum_{i=1}^n (\ln \varepsilon_i)^2 - \left( \sum_{i=1}^n \ln \varepsilon_i \right)^2} \quad (2.12)$$

$$A = \exp \left( \frac{1}{n} \left( \sum_{i=1}^n \ln \sigma_i - b \sum_{i=1}^n \ln \varepsilon_i \right) \right) \quad (2.13)$$

Параметрами, що визначались при малоциклового навантаженні були: модуль Юнга при розвантаженні, коефіцієнт заліковування, кількість циклів до руйнування та параметри функцій, за допомогою яких може бути описаний стан циклічного зміцнення або знеміцнення матеріалу.

Модуль Юнга при розвантаженні для додатнього і від'ємного напівцикла в умовах малоциклового навантаження визначався згідно залежності аналогічно модулю Юнга при розвантаженні для статичного випадку.

Криві малоциклової втоми будувалися у двійних логарифмічних координатах ( $\lg \sigma_{max}$ ;  $\lg N$  або  $\lg \sigma_a$ ;  $\lg N$ ), де  $N_T$  - число циклів до утворення тріщини або до руйнування  $N$ ; згідно методики [74,75]. Номінальне напруження розраховувалось за формулою

$$\sigma_H = \frac{P}{(H-a)t} \quad (2.14)$$

де  $P$  – осьове зусилля;  $H$  – ширина зразку;  $a$  – діаметр отвору;  $t$  – товщина зразку.

### 2.3 Статистична обробка результатів експериментальних досліджень

Механічні властивості конструкційних матеріалів оцінювалися на основі проведення прямих випробувань обмеженої кількості зразків. Таким чином, отримані в результаті проведення випробувань характеристики внаслідок природньої неоднорідності конструкційних матеріалів, мають деяке розсіювання і відрізняються від значень характеристик, які визначаються за результатами проведення нескінченної кількості випробувань. Тому, отримані величини механічних характеристик можуть бути оцінені тільки за допомогою проведення статистичної обробки результатів випробувань.

Обмежена кількість зразків, яка представлена на випробування, називається вибіркою, а всі характеристики, отримані за результатами випробувань цієї вибірки називають вибірковими характеристиками, які є випадковими величинами. Основними характеристиками, які розглядаються при статистичній обробці результатів експерименту за умови малого обсягу вибірки є математичне сподівання (вибіркове середнє), дисперсія (вибіркова дисперсія), вибіркова середньоквадратична похибка та вибірковий коефіцієнт варіації. Вибіркові моменти третього та четвертого порядків при малих обсягах випробувань (кількість зразків не перевищує значення 50) не розглядаються [76, 77], оскільки вони матимуть дуже велике відхилення від генеральних характеристик.

Відповідно до робіт [77,78] математичне очікування або вибіркове середнє (середнє значення вибіркової величини) механічної характеристики може бути визначене за формулою:

$$\bar{X} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i \quad (2.25)$$

де  $x_i$  – значення механічної характеристики, що розглядається, кожного окремого зразка,  $n$  – кількість зразків, що відповідає обсягу вибірки.

Дисперсія або вибіркова дисперсія, яка характеризує розсіювання випадкового значення механічної характеристики навколо центру розподілу розраховується за формулою [77]:

$$S^2 = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (x_i - \bar{X})^2 \quad (2.26)$$

У деяких випадках замість дисперсії для оцінки розсіювання механічної характеристики використовують середньоквадратичне відхилення [77]:

$$S = \sqrt{S^2}$$

або для нормального розподілу:

$$S_1 = kS$$

де  $k$  – деякий коефіцієнт, що залежить від обсягів вибірки.

Окрім вищенаведених характеристик для оцінки розподілу механічних характеристик дуже широко застосовується вибірковий коефіцієнт варіації, який характеризує наскільки великим є розсіювання порівняно з вибірковим середнім механічної характеристики, що розглядається [78]:

$$v = \frac{S}{\bar{X}} \quad (2.27)$$

Вибірковий коефіцієнт варіації  $v$  може бути визначений також у відсотках.

У якості критерію для відкидання величин, які різко виділяються було використано критерій Смірнова [78]. Для його застосування необхідно розташувати результати випробувань у вигляді варіаційного ряду:

$$x_1 \leq x_2 \leq \dots \leq x_i \leq \dots \leq x_n \quad (2.28)$$

після чого розрахувати відповідні статистики:

$$u_1 = \frac{\bar{X} - x_1}{S} \quad (2.29)$$

$$u_n = \frac{x_n - \bar{X}}{S}, \quad (2.30)$$

які повинні бути порівняні з їх граничним значенням  $u_\alpha$ , яке визначене у відповідних довідникових таблицях та залежить від рівня значущості та кількості випробуваних зразків. Якщо

$$u_1 \leq u_\alpha \text{ або } u_n \leq u_\alpha, \quad (2.31)$$



то відповідні величини  $x_1$  та  $x_n$  не є величинами, які різко виділяються. Вони повинні бути враховані поряд з усіма іншими значеннями отриманої механічної характеристики. Якщо

$$u_1 > u_\alpha \text{ або } u_n > u_\alpha, \quad (2.32)$$

то значення  $x_1$  та  $x_n$  повинні бути відкинуті при розгляді вибірки, а всі інші характеристики, які були знайдені раніше (вибіркове середнє, вибіркова дисперсія, тощо) повинні бути відкориговані з урахуванням цього факту.

У випадку логарифмічно нормального закону розподілу у формулах (2.29–2.32) застосовують логарифми випадкової величини та відповідні статистики.

Для оцінки відповідності результатів експериментів нормальному або логарифмічно нормальному закону розподілу було використано критерій Шапіро-Уїлка, який є найбільш потужним для малих обсягів вибірки (кількість зразків не перевищує 50 одиниць). Цей критерій забезпечує більшу ймовірність відкидання невірної гіпотези [78]. Для його застосування результати випробувань розташовуються згідно ряду (2.28) після чого визначається статистика

$$w = \frac{b^2}{S^2} \quad (2.33)$$

$$\text{де } S^2 = \sum_{i=1}^n (x_i)^2 - \frac{\left(\sum_{i=1}^n x_i\right)^2}{n}; \quad (2.34)$$

$$b = \sum_{i=1}^k a_{n-i+1} (x_{n-i+1} - x_i); \quad (2.35)$$

$a_{n-i+1}$  – табличний коефіцієнт;

$$k = \frac{n}{2}, \text{ якщо } n \text{ – парне число; } k = \frac{n-1}{2}, \text{ якщо } n \text{ – непарне число.}$$

Отримане значення  $w$  порівнюється з табличним  $w_\alpha$  та якщо  $w \geq w_\alpha$  то гіпотеза про відповідність розподілу експериментальних даних нормальному або логарифмічно нормальному закону приймається.

Для більшої наочності результати експериментів представляються на відповідній ймовірнісній сітці для чого по вісі абсцис відкладається власне експериментальна величина, а по вісі ординат – накопичена частість [78]:

$$W(x) = \frac{i - 0.5}{n} \quad (2.36)$$

де  $i$  – номер значення  $x_i$  у варіаційному ряду (2.32). Причому функція нормального розподілу графічно представляється за допомогою виразу [13]:

$$\hat{x}_p = \bar{X} + z_p S \quad (2.37)$$

де  $\hat{x}_p$  – оцінка квантилі рівня  $P$  випадкової величини  $x$ ,  $z_p$  – квантиль рівня  $P$  випадкової величини  $z$ . Для випадку логарифмічно нормального розподілу формула (2.37) набуватиме вигляду [78]:

$$\lg \hat{x}_p = \hat{\alpha}_y + z_p \hat{\sigma}_y \quad (2.38)$$

де  $\hat{\alpha}_y$  та  $\hat{\sigma}_y$  – оцінки математичного сподівання та середнього квадратичного відхилення випадкової величини  $Y = \lg x$ .

Але оцінка квантилей за формулами (2.37) може бути надійною лише для випадку великої кількості випробувань, тому при малих обсягах виборки необхідно провести розрахунок для інтервальних оцінок квантилей [78]. У випадку нормального розподілу верхню односторонню границю квантиля рівня  $P$  для довірчої ймовірності  $\beta = 1 - \alpha$  можна розрахувати згідно формули [78]:

$$x_p^{(\beta)} = \bar{X} + t'_\beta [n-1; z_p \sqrt{n}] \cdot \frac{S}{\sqrt{n}} \quad (2.39)$$

а нижню односторонню границю квантилі рівня  $P$  для довірчої ймовірності  $1 - \beta = \alpha$

$$x_p^{(n)} = \bar{X} + t'_{1-\beta} [n-1; z_p \sqrt{n}] \cdot \frac{S}{\sqrt{n}}, \quad (2.40)$$

де  $t'_\beta [n-1; z_p \sqrt{n}]$  – квантиль рівня  $\beta$  нецентрального розподілу Стюдента з  $n-1$  ступенями вільності.

Для логарифмічно нормального розподілу верхня і нижня границі квантилі рівня  $P$  визначається наступним чином [78]:

$$\lg x_p^{(e)} = \hat{\alpha}_y + t'_\beta \left[ n-1; z_p \sqrt{n} \right] \cdot \frac{\hat{\sigma}_y}{\sqrt{n}} \quad (2.41)$$

$$\lg x_p^{(n)} = \hat{\alpha}_y + t'_{1-\beta} \left[ n-1; z_p \sqrt{n} \right] \cdot \frac{\hat{\sigma}_y}{\sqrt{n}} \quad (2.42)$$

При випробуваннях на малоциклову втоми актуальною задачею є визначення кривої малоциклової втоми на основі проведеного комплексу експериментальних досліджень, проте, як і при статичних випробуваннях, мають місце деякі фактори, які певним чином впливають на результати експерименту. Таким чином, для побудови кривої малоциклової втоми отримані експериментальні дані необхідно також розглядати з позиції статистичного аналізу.

При значній кількості випробуваних зразків крива малоциклової втоми для заданого рівня ймовірності може бути побудована за допомогою графічного методу [78]. Окрім цього рівняння кривої втоми може бути визначене за допомогою побудови рівняння лінійної регресії:

$$Y = a + b(x - \bar{X}), \quad (2.43)$$

де  $Y$  – оцінка умовного математичного сподівання випадкової величини  $y = \lg N$  для заданої величини  $x$ . Коефіцієнти рівняння визначаються наступним чином

$$a = \bar{Y} = \frac{\sum_{i=1}^m \omega_i n_i y_i}{\sum_{i=1}^m \omega_i n_i} \quad (2.44)$$

$$b = \frac{\sum_{i=1}^m \omega_i n_i (x_i - \bar{X}) \cdot \bar{Y}_i}{\sum_{i=1}^m \omega_i n_i (x_i - \bar{X})^2} \quad (2.45)$$

де функція  $\omega(x)$  визначається за результатами аналізу експериментальних даних,  $m$  – кількість рівнів не випадкової величини  $x$ ,  $n_i$  – кількість

випробувань,  $\bar{Y}_i = \frac{\sum_{j=1}^{n_i} y_{ij}}{n_i}$ . Дисперсія в цьому випадку розраховується згідно формули:

$$S^2 = \frac{\sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^{n_i} \omega_j (y_{ij} - Y_i)^2}{\sum_{i=1}^m n_i - 2} \quad (2.46)$$

де  $Y_i$  – величина розрахована згідно залежності (2.43).

Дисперсії параметрів рівняння (2.45) та величини  $Y$  визначаються згідно залежностей:

$$S_a^2 = \frac{S^2}{\sum_{i=1}^m \omega_i n_i} \quad (2.47)$$

$$S_b^2 = \frac{S^2}{\sum_{i=1}^m \omega_i n_i (x_i - \bar{X})^2} \quad (2.48)$$

$$S_Y^2 = S_a^2 + S_b^2 (x_i - \bar{X})^2 \quad (2.49)$$

Довірчі інтервали для  $Y$  можуть бути вказані наступним чином:

$$Y - t_{\alpha,k} S_Y < \eta < Y + t_{\alpha,k} S_Y$$

де  $t_{\alpha,k}$  – табличне значення коефіцієнта Стюдента для рівня значимості  $\alpha$  та

кількості ступенів вільності  $k = \sum_{i=1}^m n_i - 2$

Якщо для кожного значення не випадкової величини, якою, в нашому випадку, є амплітуда цикла навантаження проводиться лише одне випробування по визначенню кількості циклів до руйнування, то  $\omega_i \cdot n_i = 1$  та формули (2.43) значно спрощуються. Дисперсія буде оцінюватися згідно залежності:

$$s^2 = \frac{1}{m-2} \sum_{i=1}^m (y_i - Y_i)^2 \quad (2.50)$$

Якщо дисперсія випадкової величини (кількість циклів до руйнування або їх логарифм) не залежить від не випадкової величини (амплітуди навантаження), що необхідно перевірити згідно з одним з критеріїв, то  $\omega_i = 1$

При малій кількості випробувань, коли кількість зразків не перевищує величини 15-20, за допомогою формули (2.32) визначається осереднена (медіанна) крива втоми, яка відповідає ймовірності руйнування  $P = 0.5$ .

При побудові квантильних кривих малоциклової втоми довірчі інтервали визначаються згідно залежностей [76,78]:

$$y_p^{(e)} = Y + t'_{\beta} \left[ n - 2; z_p \frac{S_{y_i}}{S_Y} \right] \cdot S_Y \quad (2.51)$$

$$y_p^{(n)} = Y + t'_{1-\beta} \left[ n - 2; z_p \frac{S_{y_i}}{S_Y} \right] \cdot S_Y \quad (2.52)$$

де  $t'_{\beta}$  – квантиль рівня  $\beta$  нецентрального  $t$ -розподілу для ступеня вільності

$$k = n - 2, \quad S_Y = \sqrt{\frac{1}{\sum_{i=1}^m \omega_i n_i} + \frac{(x - \bar{X})^2}{\sum_{i=1}^m \omega_i n_i (x_i - \bar{X})^2}},$$

$S_{y_i}$  – вибіркове середньо квадратичне відхилення випадкової величини  $y$ , яке визначається аналітично за допомогою відповідної апроксимації вигляду  $S^2 = a \sigma_a^{-\alpha}$  ( $\sigma_a$  – амплітудне значення напружень,  $a$  та  $\alpha$  – деякі константи) або графічно за допомогою аналізу експериментальних даних.

## 2.4 Експериментальні дослідження впливу кінетики накопичення пошкоджень

### 2.4.1 Пошкоджуваність алюмінієвого сплаву при статичному навантаженні.

Деформування зразку при статичному навантаженні відбувалося з проміжним розвантаженням (рисунки 2.22) згідно методики, яка описана вище. Завдяки гіпотезі, що пластична деформація розподіляється рівномірно по робочій довжині зразка до границі міцності, а утворення шийки та локалізація

деформації для даного матеріалу практично відсутні, це дало змогу в подальшому дослідити зміну (деградацію) пружних властивостей матеріалу аж до руйнування, а саме модуля пружності першого роду  $E$ , коефіцієнту Пуассона  $\mu$  та об'ємного модуля  $K$  за наведеною вище методикою.

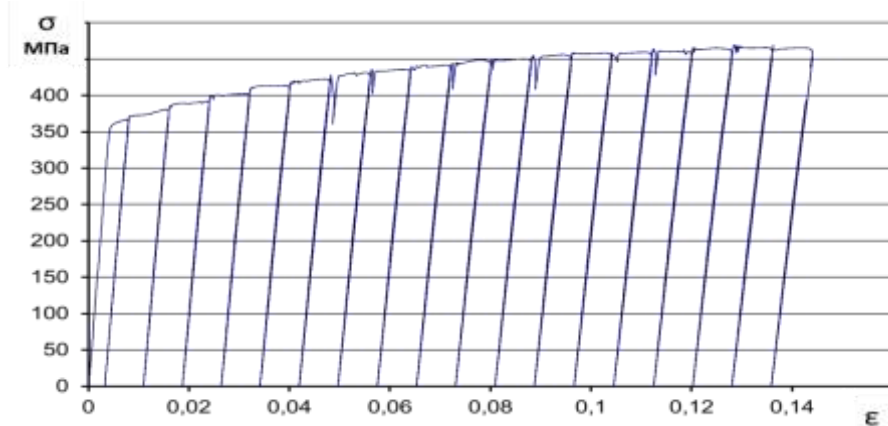


Рисунок 2.22 Діаграма деформування алюмінієвого сплаву Д16чТ з ділянками розвантаження (при  $T=293\text{K}$ )

### **Визначення деградації модуля пружності $E$ від рівня пружно-пластичного деформування.**

В ході експериментальних досліджень отримані результати по деградації модуля пружності  $E$ , який визначався згідно залежностей (2.1-2.2) з експерименту на розтяг на ділянках розвантаження з використанням методу найменших квадратів. Вони наведені на рисунку 4.2. Аналіз кривої показав, що зміна модуля відбувається поступово з 76233 МПа до 55139 МПа. Результати було наведено у таблиці 2.1.

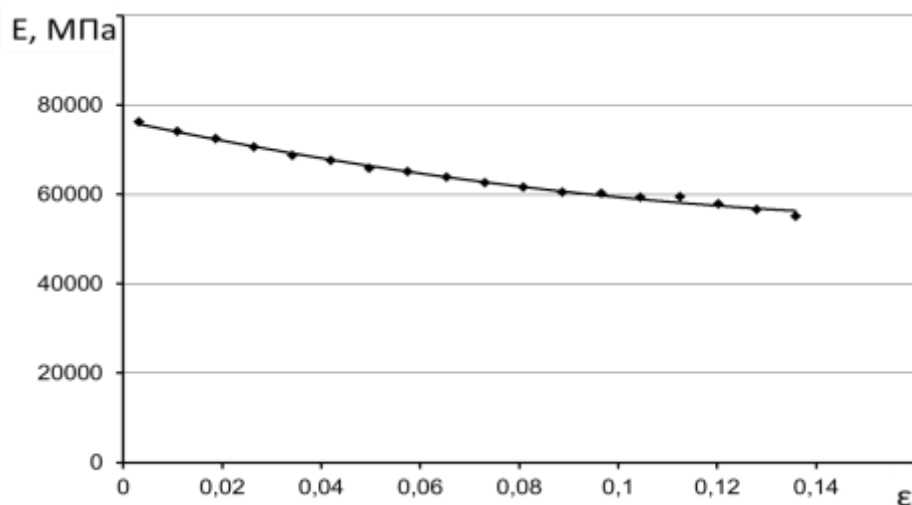


Рисунок 2.23 – Зміна модуля пружності при пружно-пластичному деформуванні алюмінієвого сплаву Д16чТ (при  $T=293\text{K}$ )

### Визначення деградації коефіцієнту Пуассона $\mu$ від рівня пружно-пластичного деформування.

В ході експериментальних досліджень отримані результати по деградації коефіцієнту Пуассона  $\mu$ , який визначався згідно залежності (2.3) з експерименту на розтяг на ділянках розвантаження з використанням методу найменших квадратів. Вони наведені на рисунку 2.24. Аналіз кривої показав, що на початковому етапі з появою пластичної складової деформації, відповідне значення коефіцієнту Пуассона  $\mu$  значно змінюється, а в подальшому його зміна має похилий більш лінійний характер. Результати наведено у таблиці 2.5.

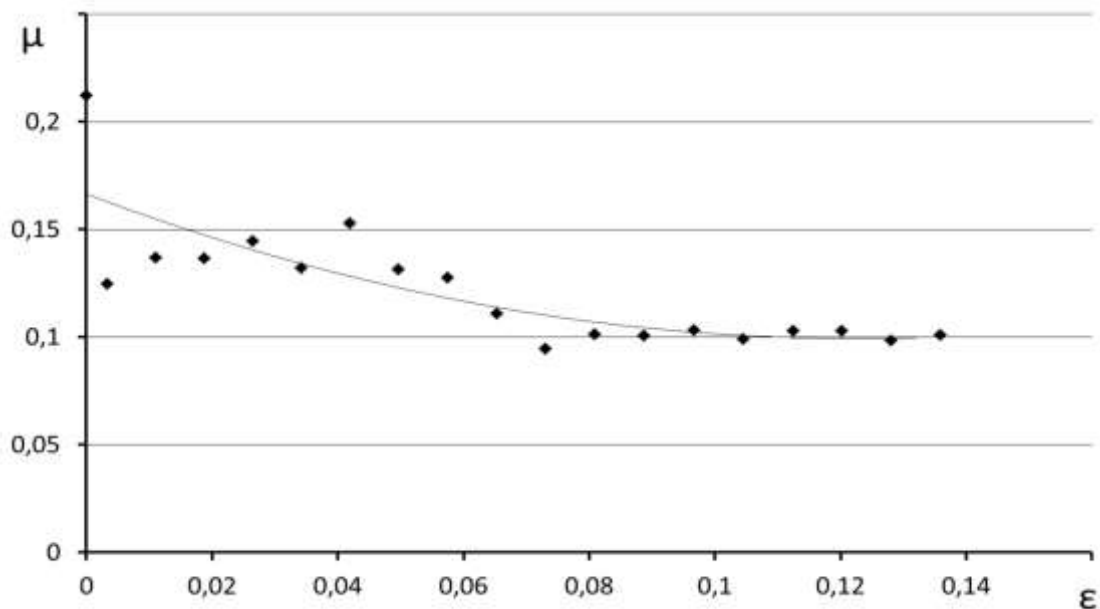


Рисунок 2.24 – Зміна коефіцієнту Пуассона  $\mu$  при пружно-пластичному деформуванні алюмінієвого сплаву Д16чТ (при  $T=293K$ )

### Визначення деградації об'ємного модуля пружності $K$ від рівня пружно-пластичного деформування.

В межах пружності, розглядаючи залежності між величинами модуля пружності першого роду  $E$  та коефіцієнту Пуассона  $\mu$ , існує наступний зв'язок – об'ємний модуль пружності  $K$ . Цей зв'язок виводиться на основі закону Гука для одновісного напруженого стану. В ході експериментальних досліджень розраховані результати по деградації об'ємного модуля пружності  $K$ , який

визначався згідно рівняння (2.5) в залежності від рівня пластичної деформації. Вони показані на рисунку 2.25. Аналіз кривої показав, що на початковому етапі з появою пластичної складової деформації, відповідні значення об'ємного модуля  $K$  значно змінюється, а в подальшому його зміна має практично лінійний характер. Результати наведено у таблиці 2.5.

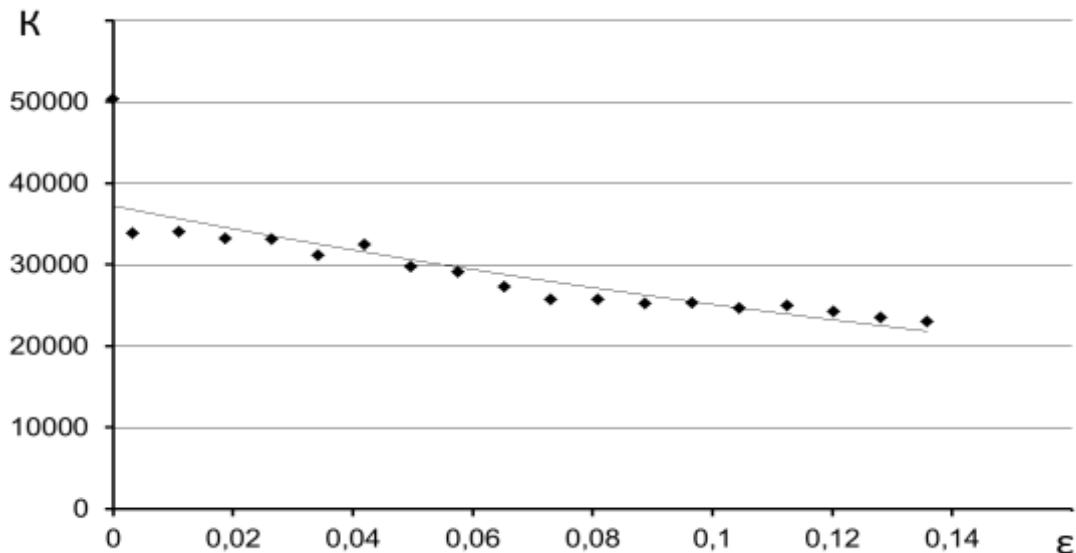


Рисунок 2.25 – Зміна об'ємного модуля пружності  $K$  при пружно-пластичному деформуванні алюмінієвого сплаву Д16ЧТ (при  $T=293K$ )

Кінетика накопичення пошкоджуваності для алюмінієвого сплаву Д16ЧТ від рівня пластичної деформації  $\epsilon^{(p)}$  має майже лінійну залежність (рисунки 4.5). На характер кривої впливає крива деформування матеріалу, так як границя міцності  $\sigma_B$  співпала з істинним опором відриву  $S_K$ . Граничне значення накопичення пошкоджуваності  $D_R$ , яке розраховувалось за формулою (2.53), перед руйнуванням становило  $D_R = 0,15$ . Граничне значення накопичення пошкоджуваності  $D_R$ , яке розраховується за формулою (2.54), перед руйнуванням становило  $D_R = 0,18$ . Для крихких та менш пластичних матеріалів криві кінетики накопичення пошкоджень носять майже лінійний характер, так як до границі міцності  $\sigma_B$  деформування проходить рівномірно без явно вираженої локалізації пластичної деформації з утворенням шийки.

Визначення накопичення пошкоджуваності через зміну:  
модуля пружності  $E$



$$D = 1 - \sqrt{\frac{E_i}{E_0}} \quad (2.53)$$

коефіцієнта Пуассона  $\mu$

$$D = 1 - \sqrt{\frac{\mu_i}{\mu_0}} \quad (2.54)$$

Результати отриманих величин пошкоджуваності наведено у таблиці 2.5.

**Таблиця 2.5-** Результати зміни механічних властивостей та пошкоджуваності при статичному випробуванні алюмінієвого сплаву Д16ЧТ

$N_{nn}$	$\varepsilon = \varepsilon^{(e)} + \varepsilon^{(p)}$	$E, \text{ МПа}$	$\mu$	$K, \text{ МПа}$	$D_\mu$	$D_E$
1	0		0,212	50302,08	0	0
2	0,003272	76233	0,1245	33836,22	0,071137	0,001505
3	0,010992	74101	0,1368	34003,76	0,026334	0,015567
4	0,01874	72440	0,1366	33223,26	0,027046	0,026662
5	0,02646	70569	0,1445	33084,39	-0,00069	0,039314
6	0,03418	68717	0,1321	31130,29	0,043206	0,052004
7	0,04196	67528	0,1529	32424,85	-0,02937	0,060241
8	0,04968	65803	0,1314	29753,57	0,045745	0,072322
9	0,057524	65079	0,1275	29118,12	0,060013	0,07744
10	0,065328	63771	0,1109	27315,6	0,123337	0,086758
11	0,073072	62551	0,0946	25715,75	0,190322	0,095536
12	0,080928	61611	0,1012	25748,5	0,162553	0,102357
13	0,08876	60523	0,1005	25249,48	0,165455	0,110319
14	0,096664	60187	0,1032	25280,16	0,154319	0,112792
15	0,104552	59330	0,099	24659,19	0,171706	0,119131
16	0,112504	59509	0,1029	24976,5	0,155549	0,117803
17	0,120272	57815	0,1029	24265,51	0,155549	0,13045
18	0,128064	56564	0,0982	23462,75	0,17506	0,139909
19	0,135888	55139	0,101	23032,16	0,163381	0,150812

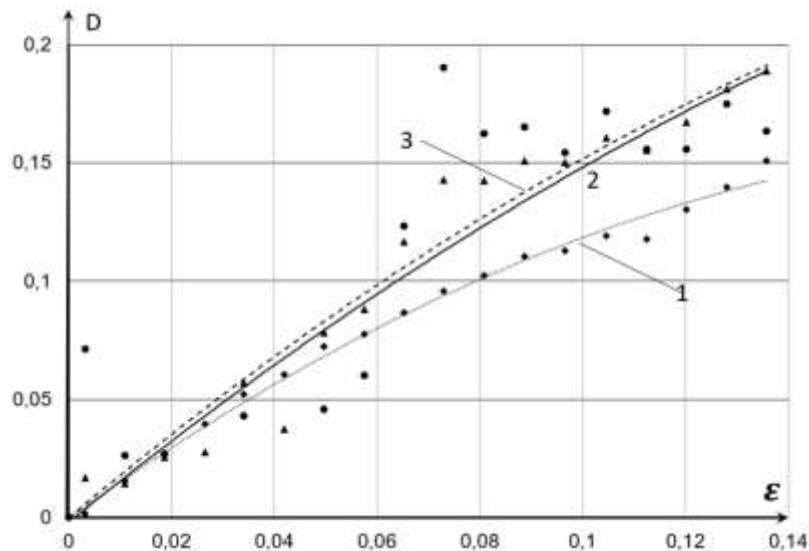


Рисунок 2.26 – Залежність накопичення пошкоджень від рівня деформації для алюмінієвого сплаву Д16ЧТ: 1-  $D_E$ , 2-  $D_\mu$ , 3-  $D_K$

#### 2.4.2 Розрахунок зусиль при дорнуванні

Для дослідження процесу дорнування була розроблена кінцево – елементна модель процесу, яка наведена на рисунку 2.27. Робочий інструмент дорн 1 та матриця 2 розглядалися як абсолютно жорстке тіло. Зразок 3 виготовлений з алюмінієвого сплаву Д16ЧТ (лист товщиною 5 мм). Механічні властивості узяті відповідно з експериментальних досліджень на розтяг та порівняні з довідником [54]. Врахування сил тертя на контактних поверхнях задавали коефіцієнтом тертя  $\mu = 0,1$ . Модель матеріалу заготовки, що деформується, пружно-пластична. Зміцнення матеріалу враховувалося по ступеневій апроксимації діаграми дійсних напружень. Процес дорнування розбивався на визначену кількість кроків навантаження. Величина переміщення пуансона за один крок складала 0,02 мм. Швидкість переміщення пуансона 2 мм/с.

Розрахунки проводилися за допомогою програмного комплексу DEFORM. Програмний комплекс дозволяє вирішувати задачі процесів обробки металів тиском в осесиметричних і тривимірної постановках, а також дозволяє визначити закономірності формоутворення з урахуванням конструктивних, технологічних і фізико-механічних факторів [116, 117].

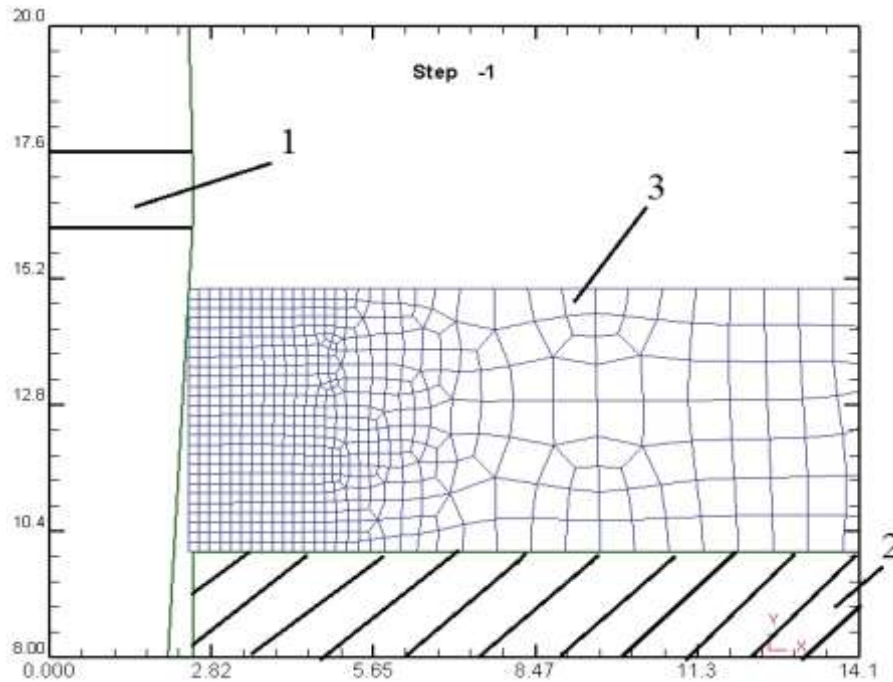


Рисунок 2.27 – Кінцево-елементна модель процесу дорнування

Залежності розрахункових і експериментальних зусиль від переміщення дорна при різних величинах натягу наведено на рисунку 2.28 [110]. Максимальні значення зусиль дорнування при відповідному натягу склали: для натягу 3% розрахункове значення 3,08 кН, експериментальне - 2,95 кН; для натягу 2% розрахункове значення 1,60 кН, експериментальне - 1,51 кН; для натягу 1% розрахункове значення 1,65 кН, експериментальне - 1,80 кН. Похибка розрахункових значень щодо експериментальних не перевищує 10%

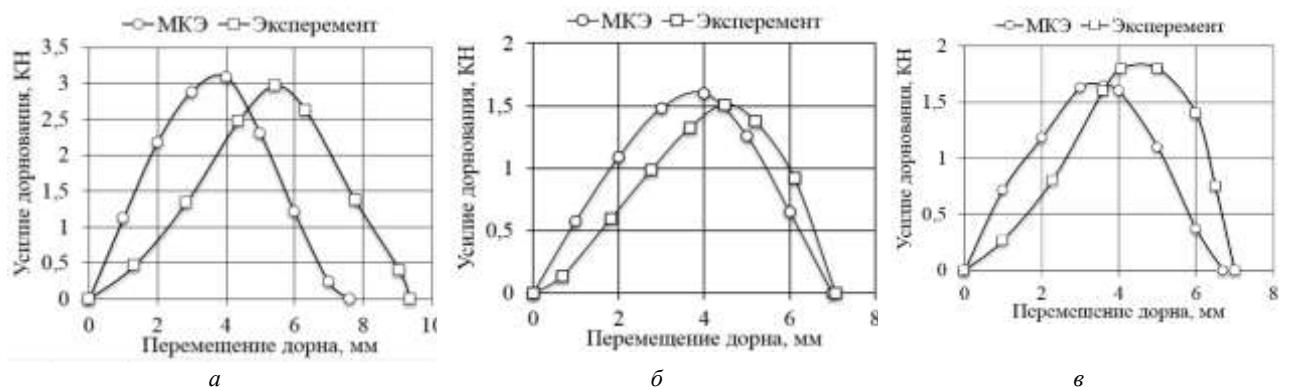
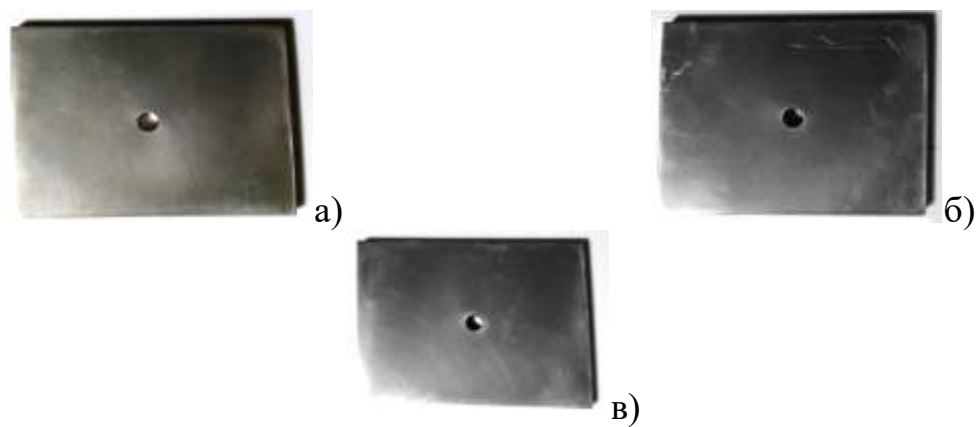


Рисунок 2.28. Залежності розрахункових та експериментальних зусиль від переміщення дорну при різних величинах натягу: а – 3%, б – 2%, в – 1%

### 2.4.3 Зміна мікротвердості матеріалу після дорнування отворів

Визначення зміни мікротвердості на поверхні матеріалу алюмінієвого сплаву Д16чТ продорнованих зразків при 1%, 2%, 3% початкової пластичної деформації проводилося на підготовлених сегментах зразків (рисунок 2.29). Використання мікротвердоміру МПМ-1 дозволило визначати довжину відстані від отвору з точністю до 0,01 мм. Зразки полірувалися та виготовлявся шліф.



а- 1%, б- 2%, в- 3% % початкової пластичної деформації

Рисунок 2.29. Вирізані сегменти зразків для визначення мікротвердості матеріалу

На рисунку 2.30-2.32 показано графіки зміни мікротвердості на поверхні дорнованих зразків в залежності від радіуса віддалення від отвору при 1%, 2%, 3% початкової пластичної деформації, відповідно. На трьох графіках видно, що до 0,5 мм від отвору зразка, де відбувалося стискання, матеріал має різну величину твердості. Після відстані 0,5 мм, твердість матеріалу стабілізується та має однакову величину на трьох графіках.

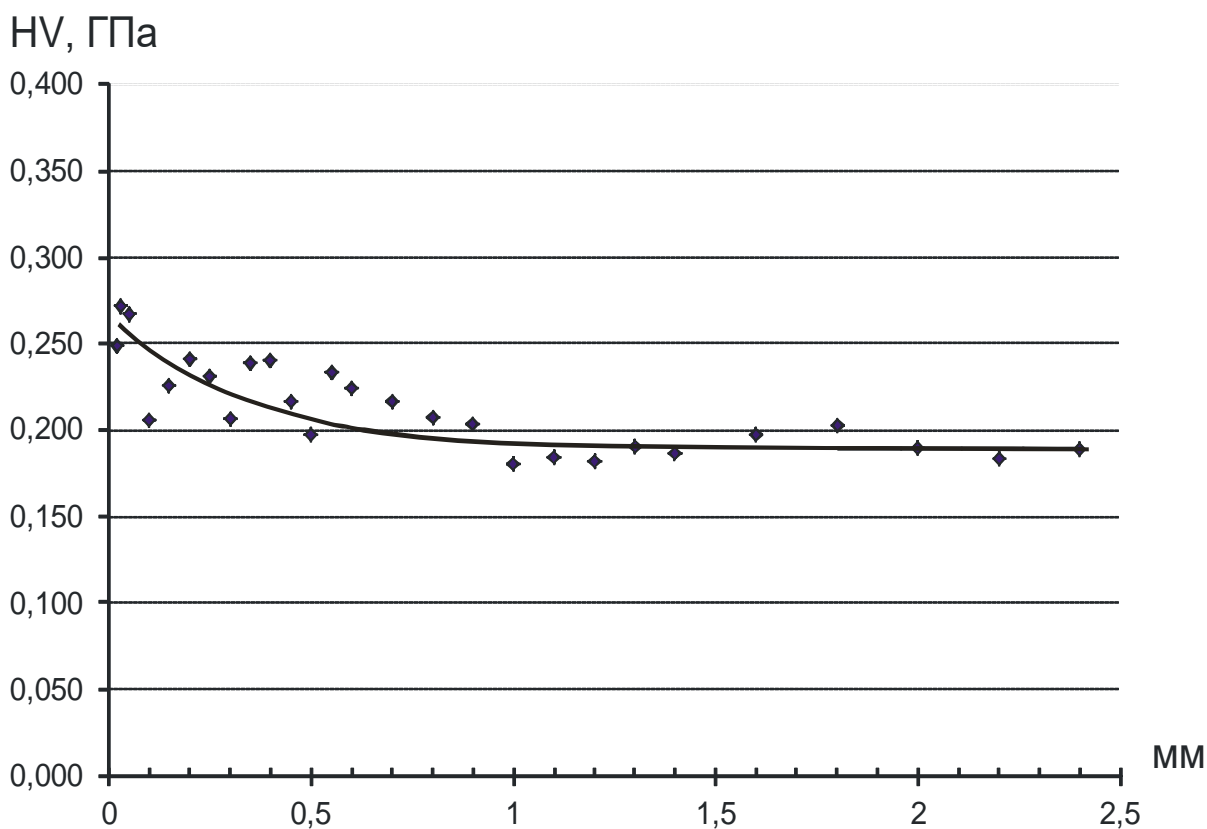


Рисунок 2.30. Графік зміни мікротвердості в залежності від віддалення від отвору для алюмінієвого сплаву Д16чТ зразку з отвором при 1% початкової пластичної деформації

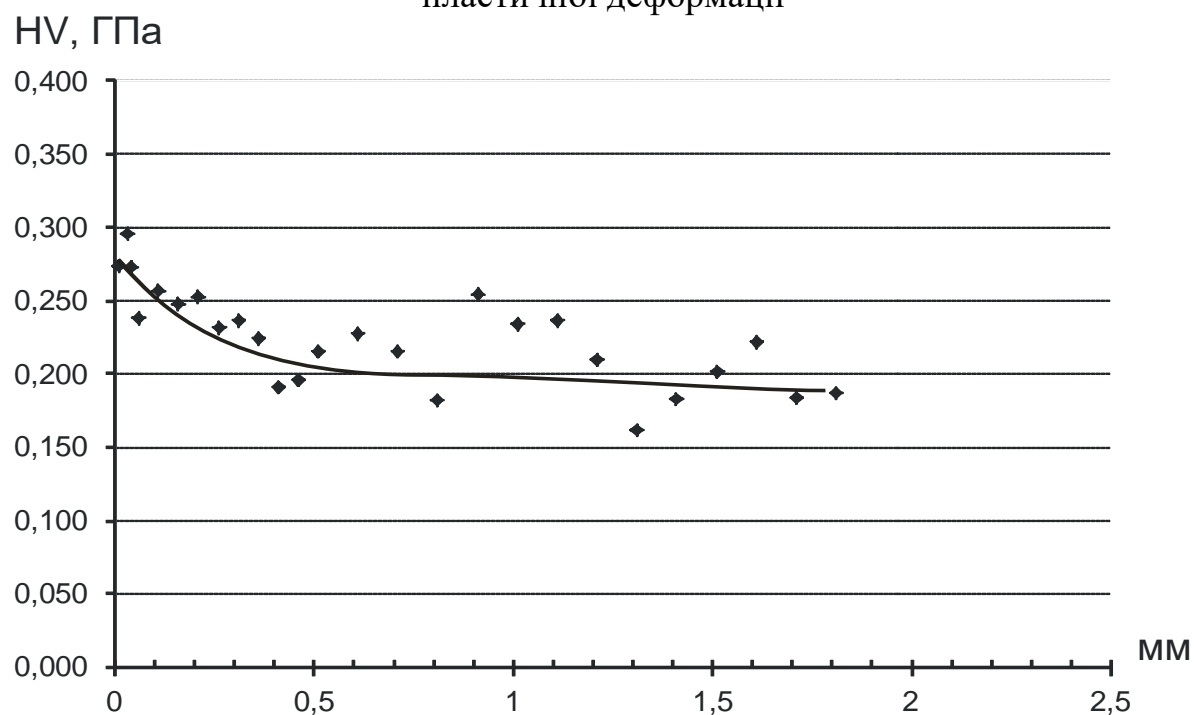


Рисунок 2.31. Графік зміни мікротвердості в залежності від віддалення від отвору для алюмінієвого сплаву Д16чТ зразку з отвором при 2% початкової пластичної деформації

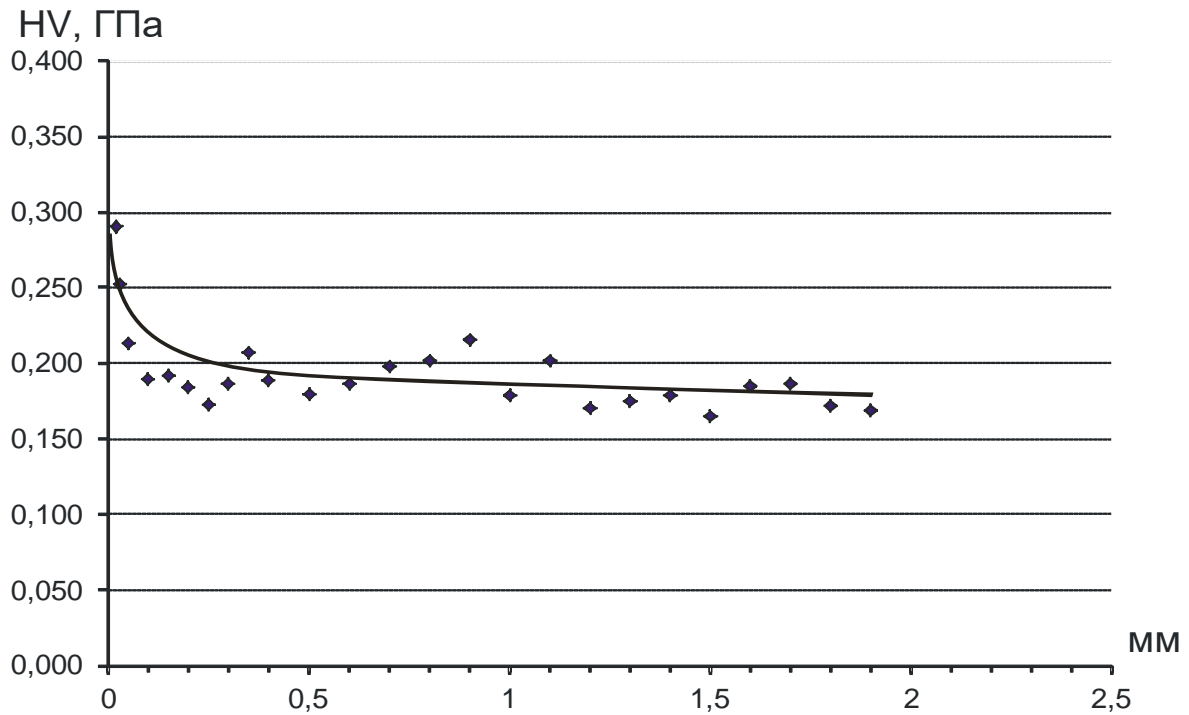


Рисунок 2.32. Графік зміни мікротвердості в залежності від віддалення від отвору для алюмінієвого сплаву Д16чТ зразку з отвором при 3% початкової пластичної деформації

## Висновки до розділу 2

1) Розроблені методики дослідження кінетики накопичення пошкоджуваності в конструкційних матеріалах для умов статичного та циклічного навантаження при їх пружно-пластичному деформуванні за рахунок зміни наступних механічних характеристик матеріалу (модуля пружності  $E$ , коефіцієнту Пуассона  $\mu$  та об'ємного модуля  $K$ ) за рахунок використання випробувальних стендів, які забезпечують точність виміру осьової деформації  $\pm 0,1$  мкм, поперечної деформації  $\pm 0,1$  мкм, осьової сили -  $\pm 1$  Н.

2) Описана методика розрахунку діаметру дорна та його конструкція для дорнування отворів й забезпеченням різної величини натягу для алюмінієвого сплаву Д16чТ при 0%, 1%, 2%, 3% залишкової пластичної деформації.

3) Розроблена методика відеореєстрації експерименту за рахунок використання сучасної відеотехніки, яка дозволяє визначити момент зародження та кінетику росту втомної тріщини для кожного з зразків з отворами, де похибка не перевищує  $\pm 3$  цикли.

4) В результаті експериментальних досліджень було отримано криві деградації пружних характеристик матеріалу: модуля пружності першого роду  $E$ , об'ємного модуля  $K$ , коефіцієнту Пуассона  $\mu$  для алюмінієвого сплаву Д16чТ для умов статичного навантаження та модуля пружності першого роду  $E$  для умов циклічного навантаження при пульсуючому цикл.

5) Показано, що криві, що описують кінетику накопичення пошкоджень, яка визначалась через зміну модуля пружності першого роду  $E$  та коефіцієнту Пуассона  $\mu$  для матеріалу Д16чТ для умов статичного навантаження близькі одна до одної. Критичне значення пошкоджуваності при статичному навантаженні становило  $D_R = 0,15 \div 0,18$ . Для циклічного навантаження при пульсуючому циклі на кінетику накопичення пошкоджуваності впливає величина номінальних напружень  $\sigma$  та кількість циклів до руйнування  $N$ .

6) В результаті експериментальних досліджень було отримано графіки зміни мікротвердості у околі технологічного отвору з 1%, 2%, 3% початкової пластичної деформації після дорнування, де максимальний приріст склав до 100 МПа при 3%.

### **РОЗДІЛ 3 ОЦІНКА ВПЛИВУ МЕХАНІЧНИХ ХАРАКТЕРИСТИК НА КІНЕТИКУ НАКОПИЧЕННЯ РОЗСІЯНИХ ПОШКОДЖЕНЬ.**

#### **3.1 Вплив параметрів дорнування на розподіл поля пошкоджуваності змодельованого за допомогою МСЕ.**

Для вирішення технологічних задач різного типу, реалізуючи основні положення теорії пружності та пластичності, можна проводити за допомогою чисельного моделювання. Для визначення різноманітних параметрів конструкцій, які працюють на при циклічних навантаження, то потрібно проводити розрахунок на циклічну міцність, для отримання розподілу навантажень та деформацій та оцінити поточний стан пошкоджуваності конструкції і коефіцієнт запасу по ресурсу.

Для реалізації процесу деформування в динамічній постановці, раціонально використання схеми інтегрування методу скінченних елементів, яка реалізована в таких сучасних програмних кодах, як Abaqus Explicit. Вирішення даної задачі пов'язано з малими кроками, які обумовлені малими розмірами скінченного елемента, це в свою чергу збільшує період для розрахунку [109].

Для пришвидшення розрахунків було змодельовано  $\frac{1}{4}$  частини робочої зони зразка і дорна (рис. 2.12), дорно було змодельовано в даному розрахунку ми нехтували тертям при введенні умов контакту. Параметри дорна наведені в розділі 2.

Геометрична модель має товщину 5мм, квадратної форми 20х20 мм із змодельованим отвором в нижньому куті з правої сторони. Біля отвору було знято фаску 0,5мм під кутом  $45^\circ$ .



Дорн був сталих розмірів а величину початкових пластичних деформацій досягали за рахунок зміни діаметрів отже: рівень зміцнення 1 % відповідає діаметру отвору  $d = 4.95\text{мм}$  рівень зміцнення 2 % відповідає діаметру отвору  $d = 4.9\text{мм}$ , рівень зміцнення 3 % відповідає діаметру отвору  $d = 4.85\text{мм}$ . Матеріал зразка – алюмінієвий сплав Д16чТ, механічні властивості якого взяті згідно таблиці 3.1

Таблиця 3.1

## Механічні властивості алюмінієвого сплаву Д16чТ

Величина	Модуль пружності	Коефіцієнт Пуассона	Щільність	Тип зміцнення
Абсолютне значення	$7,1 \cdot 10^{10}$ Па	0,3	2780 кг/м <sup>3</sup>	Ізотропне

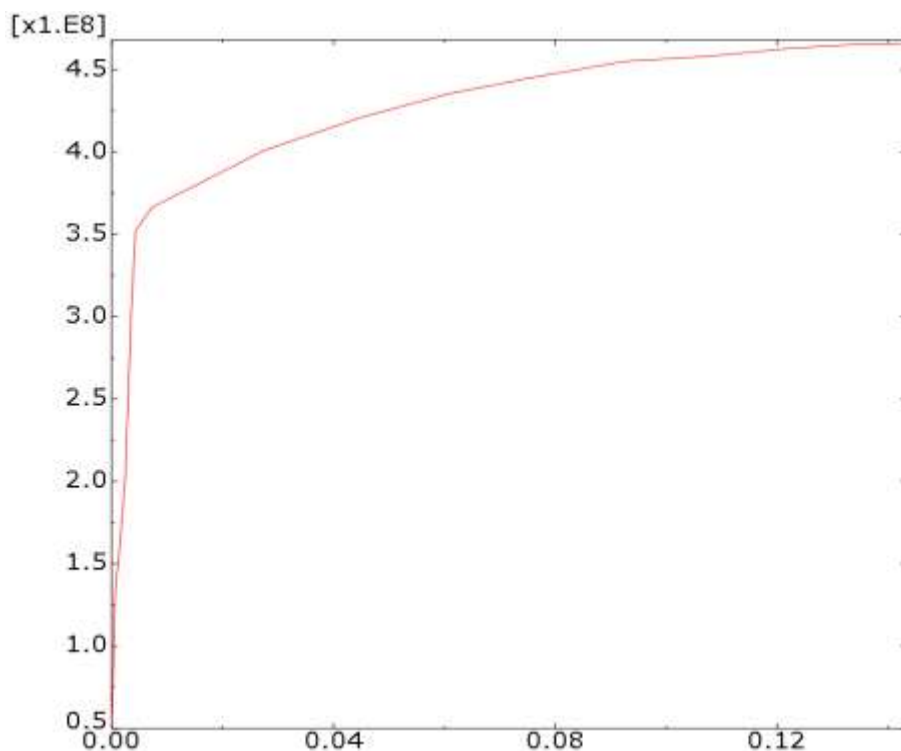


Рис. 3.1. Діаграма деформування (напруження в залежності від рівня пластичної деформації) для сплаву Д16чТ, при  $T=293\text{К}$

Пошкоджуваність матеріалу визначалась через зміну макро-механічного параметра жорсткості матеріалу, а саме через зміну модуля пружності згідно:

$$D = 1 - \sqrt{\frac{E_1}{E_0}},$$

де: -  $D$  параметр пошкоджуваності,  $E_0$  - початковий модуль пружності,  $E_i$  - поточний модуль пружності (під час пластичного деформування). Графік зміни пошкоджуваності в залежності від рівня пластичного деформування наведено на рис. 3.2.

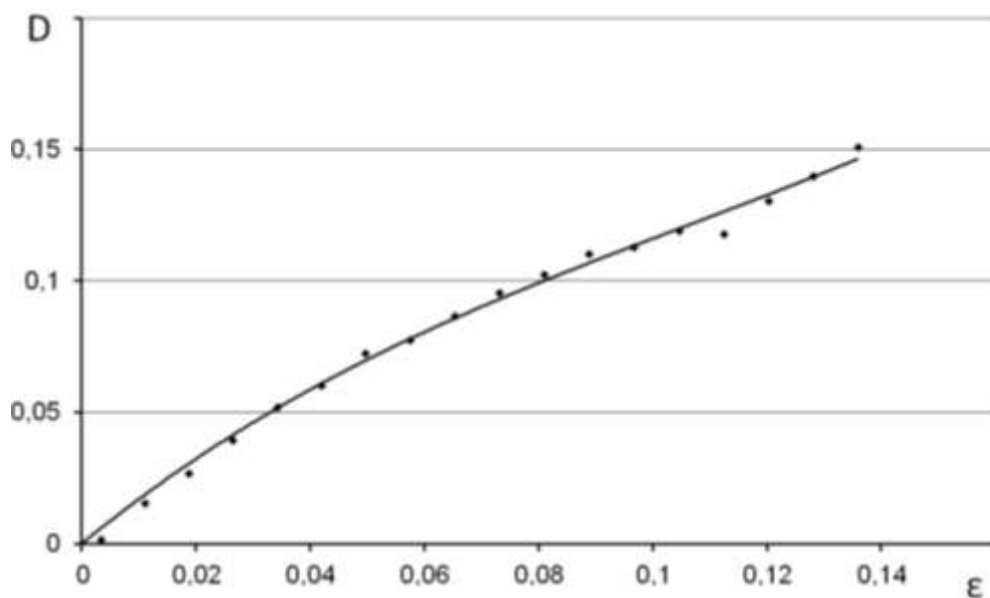


Рис. 3.2. Експериментально визначена діаграма пошкоджуваності в залежності від рівня пластичної деформації для сплаву Д16ЧТ

Для змодельованого зразка були введені наступні граничні умови симетрії, а саме переміщення вздовж нормалі до площини симетрії відсутнє (рис. 3.3а). Моделювання дорнування відбувалось кінематично, тобто було задане вертикальне переміщення дорну на 12мм (див рис. 3,3а), а нижня поверхня нерухома.

Процес був дво кроковий, на першому кроці відбувався процес поверхневого зміцнення (дорнування), наступним кроком було прикладання зовнішнього розтягуючого навантаження зі збереженням напружень та деформацій які були отримані в процесі дорнування на першому кроці.

На другому кроці були вибрані наступні граничні умови (рис. 3.3 б), а навантаження прикладалось поступово з метою оцінки рівня напружень в зоні концентрації функціонального отвору при різних рівнях розтягуючого напруження.

Поблизу функціонального отвору, для якісної оцінки оцінки, сітку розбили на 9 підобластей. Сітка була вибрана в якості гексагональних тривимірних скінченних елементів (рис. 3.4)

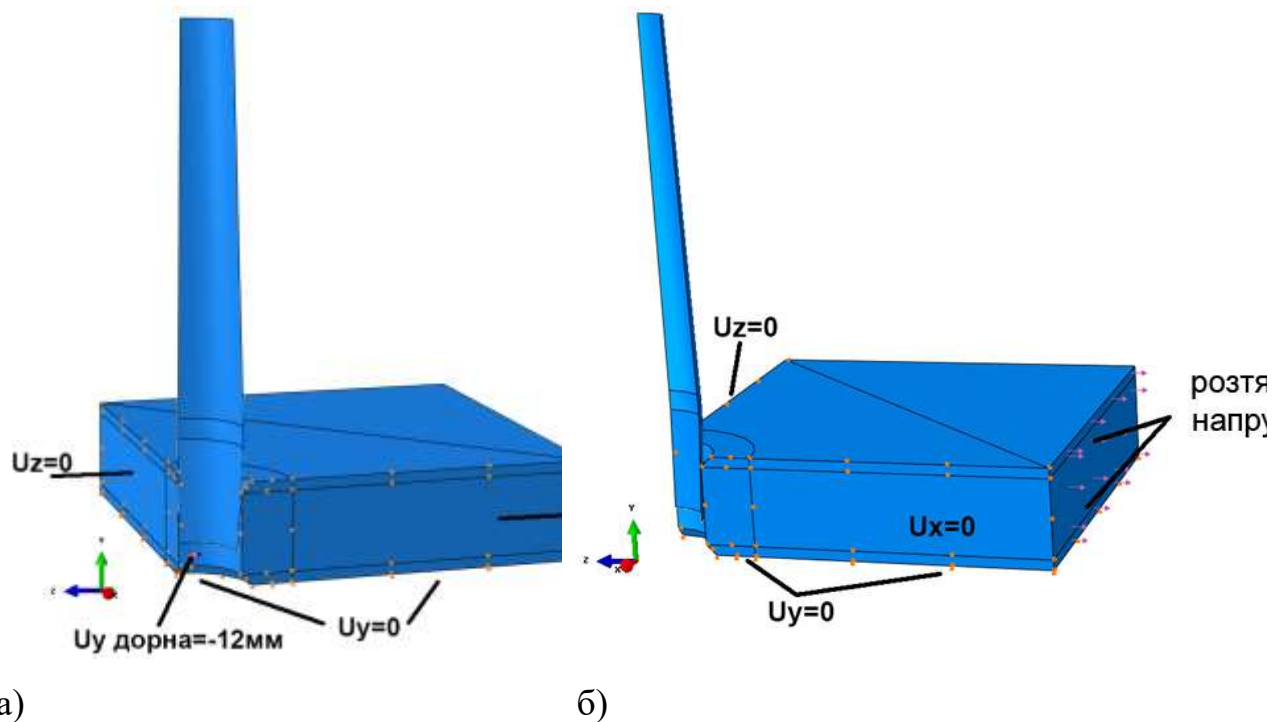


Рис. 3.3. Граничні умови та навантаження: а) при дорнуванні; б) при розтязі після дорнування





припадає на зону виходу дорна із отвору. При діаметрі технологічного отвору  $d = 4.85\text{мм}$  (залишкова деформація 3%) максимальний перепад між піковим значенням пошкоджуваності і пошкоджуваністю в циліндричній частині отвору складає 5,23 рази; при діаметрі технологічного отвору  $d = 4.9\text{мм}$  (залишкова деформація 2%) максимальний перепад між піковим значенням пошкоджуваності і пошкоджуваністю в циліндричній частині отвору складає 3,45 рази; при діаметрі технологічного отвору  $d = 4.95\text{мм}$  (залишкова деформація 1%) максимальний перепад між піковим значенням пошкоджуваності і пошкоджуваністю в циліндричній частині отвору складає 2,62 рази. При цьому пошкоджуваність в циліндричній частині отвору при діаметрі технологічного отвору  $d = 4.95\text{мм}$  (залишкова деформація 1%) складає 73% а при діаметрі технологічного отвору  $d = 4.9\text{мм}$  (залишкова деформація 2%) складає 86 % від рівня початкової пошкоджуваності при діаметрі технологічного отвору  $d = 4.85\text{мм}$  (залишкова деформація 2%).

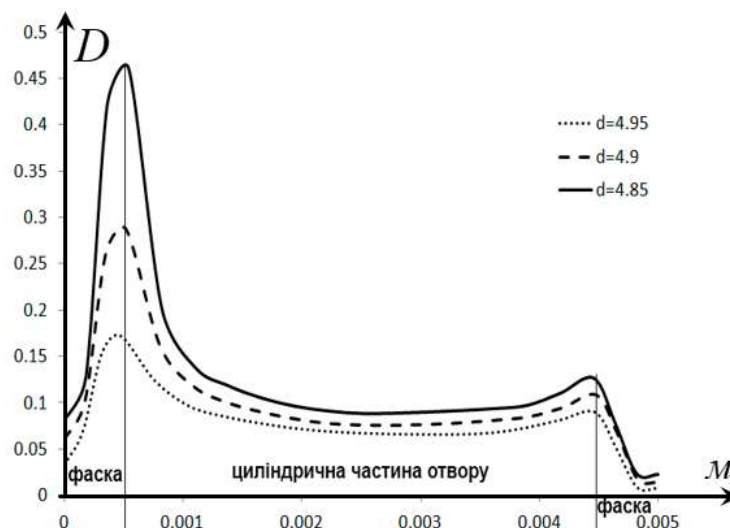


Рис. 3.12. Зміна початкової пошкоджуваності на внутрішній поверхні функціонального отвору в залежності від вертикальної координати

З наведеного графіку видно що в зоні входу початкова пошкоджуваність зростає стрімко лінійно, потім циліндричній частині повільно і в зоні виходу дуже стрімке зростання в залежності від рівня пластичної деформації (рис. 3.13).

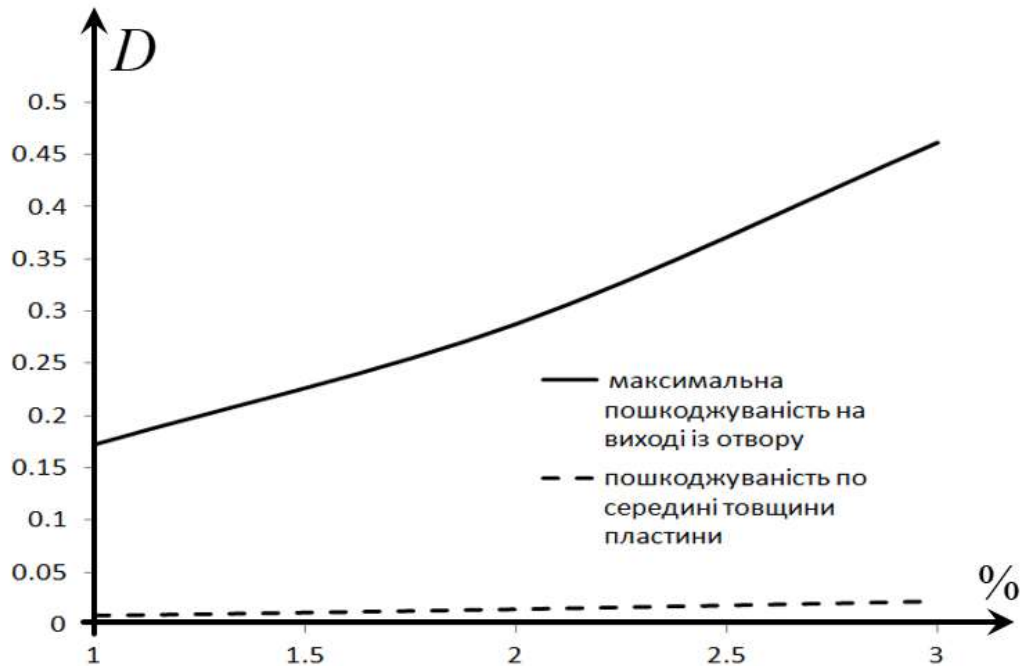


Рис. 3.8. Зміна пошкоджуваності на внутрішній поверхні функціонального отвору в залежності від рівня пластичного зміцнення (1%, 2%, 3%)

Оцінюючи графіки можна стверджувати, що будуть утворюватися макродфектів за рахунок впливу значних рівнів пошкоджуваності в зоні виходу дорна із функціонального отвору, але забігаючи наперед очевидно що ці дефекти знаходяться в зоні стискаючих залишкових напружень, і вони не дають можливість для їх подальшого росту. На центральній частині циліндричної частини спостерігається збільшення початкового рівня пошкоджуваності для 3% пластичного деформування на 30% від рівня для 1%, і можливо стверджувати що це не внесе суттєвий вклад для зменшення довговічності в цій зоні.



### 3.2 Вплив залишкових напружень на ресурс елементів конструкцій в залежності від рівня пластичного деформування

При вище згаданих розрахунках, також отримали поля залишкових напружень, вони представлені в еквівалентних напруженнях згідно 4 теорії міцності (напруження за Мізесом) для діаметрів отворів  $d = 4.85\text{мм}$ ,  $d = 4.9\text{мм}$ ,  $d = 4.95\text{мм}$ , рис.3.9.

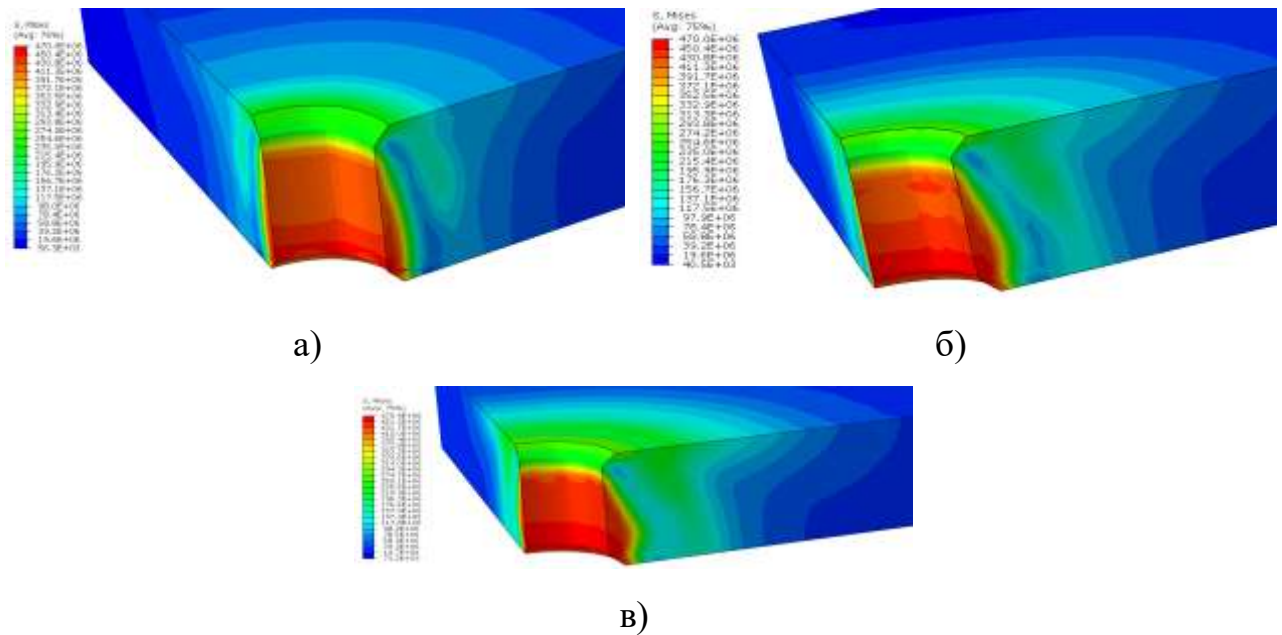


Рис. 3.9. Поля розподілу залишкових напружень по Мізесу в зоні функціонального отвору після дорнування: а) початковий  $d = 4.95\text{мм}$ ; б) початковий  $d = 4.9\text{мм}$  ; в) початковий  $d = 4.85\text{мм}$

При оцінці полів розподілу залишкових напружень видно, що зона максимальних напружень зростає в залежності від зменшення діаметру функціонального отвору.

З вище зазначених рисунків видно, що при зменшенні діаметра отвору зона максимальних напружень зростає. При цьому найбільші напруження знаходяться в зоні виходу дорна із отвору. Крім того не складно помітити, що рівень максимальних залишкових напружень на поверхні близький до границі міцності сплаву Д16ЧТ, яка складає 470 МПа (при розтязі).





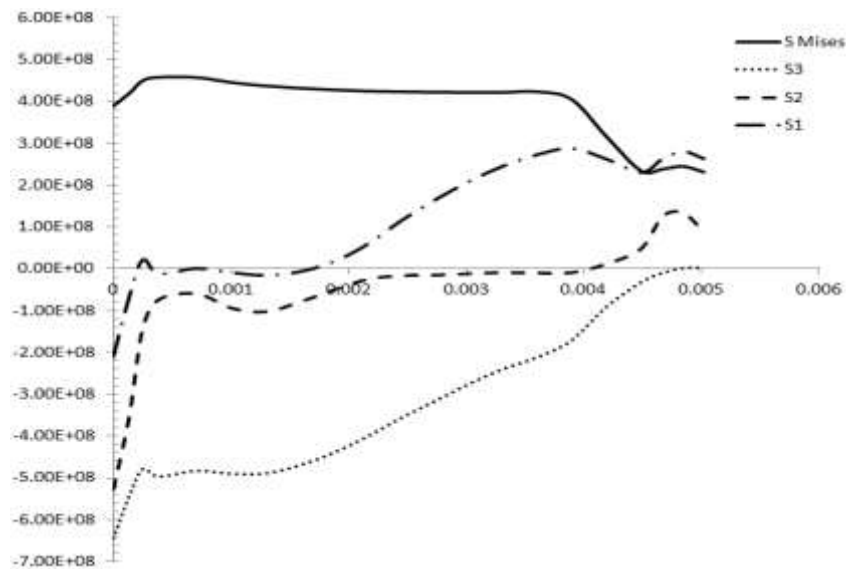


Рис. 3.11. Розподіл залишкових напружень по внутрішній поверхні отвору в залежності від вертикальної координати в зоні функціонального отвору початковий  $d = 4.95 \text{ мм}$

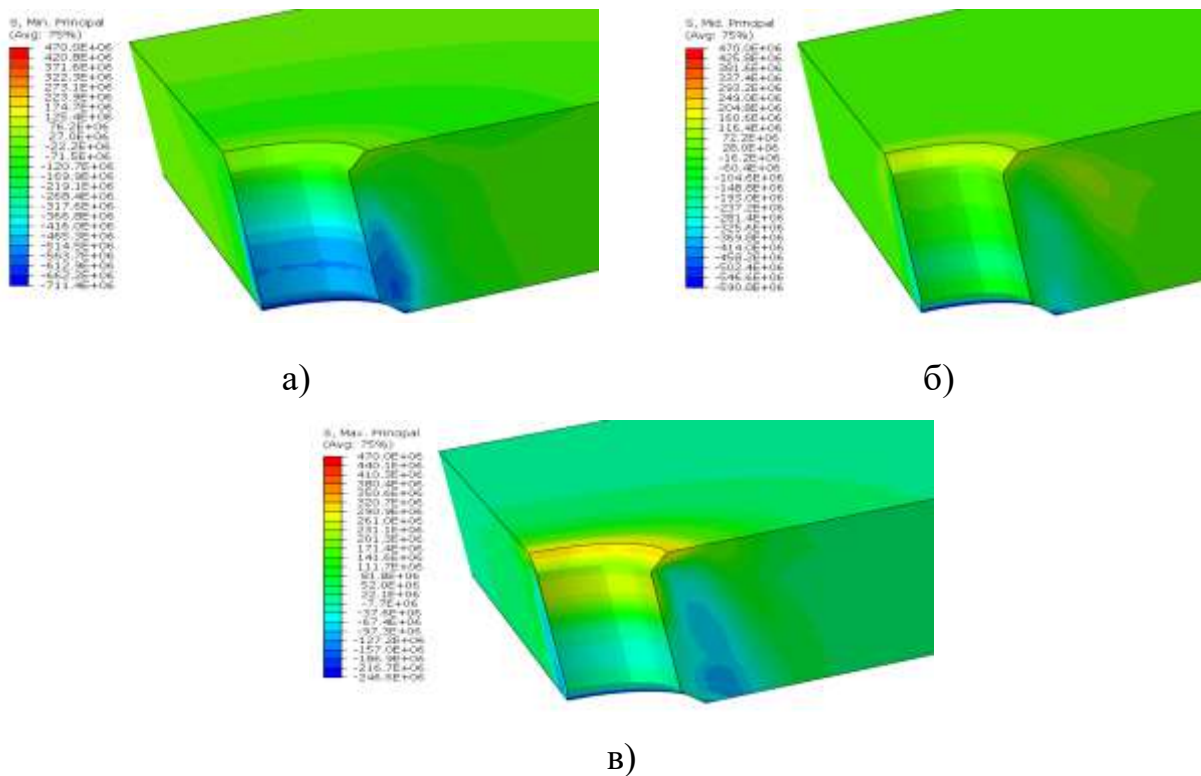


Рис. 3.12. Поля розподілу головних залишкових напружень в зоні функціонального отвору, початковий  $d = 4.9 \text{ мм}$ , після дорнування: а)  $\sigma_3$ ; б)  $\sigma_2$ ; в)  $\sigma_1$

На рисунку 3.13 наведено порівняння рівня головних залишкових напружень після дорнування. З рисунка видно що всі три головні напруження

мають від'ємне значення в нижній третині отвору,  $\sigma_1$  від'ємне до вертикальної координати 2,2мм. а  $\sigma_2$  та  $\sigma_3$  від'ємні майже по всій товщині пластини.

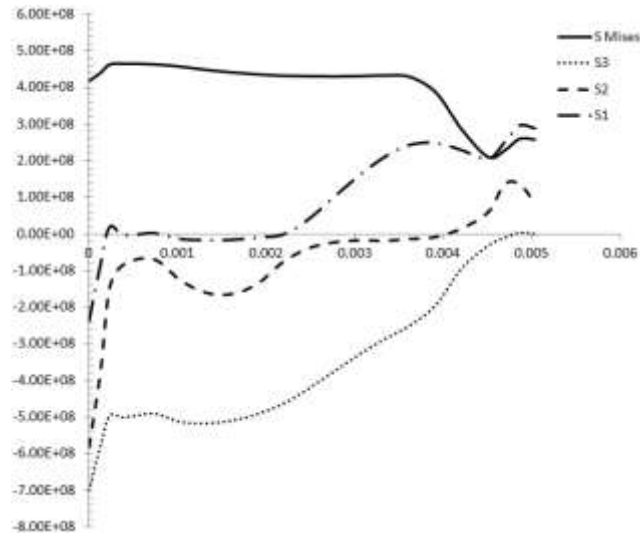


Рис. 3.13. Розподіл залишкових напружень по внутрішній поверхні отвору в залежності від вертикальної координати в зоні функціонального отвору початковий  $d = 4.9\text{мм}$

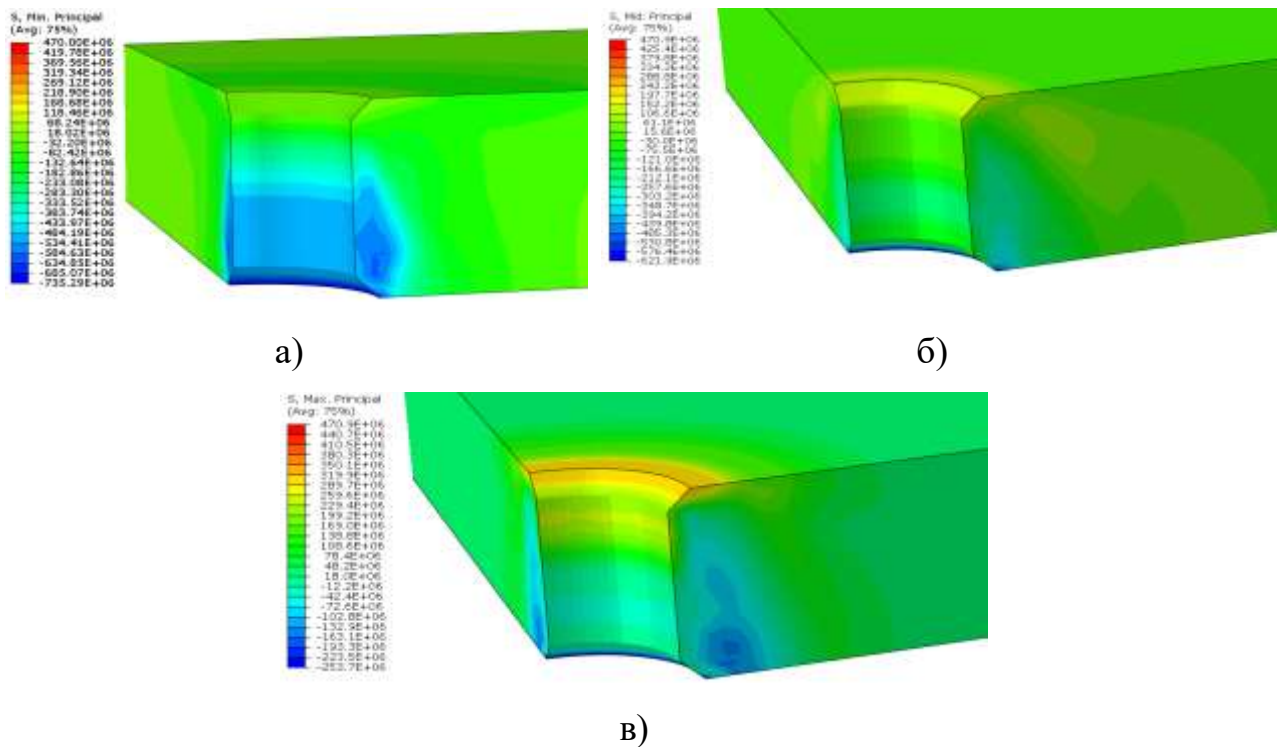


Рис. 3.14. Поля розподілу головних залишкових напружень в зоні функціонального отвору, початковий  $d = 4.85\text{мм}$ , після дорнування: а)  $\sigma_3$ ; б)  $\sigma_2$ ; в)  $\sigma_1$

На рисунку 3.15 наведено порівняння рівня головних залишкових напружень після дорнування. З рисунка видно що всі три головні напруження мають від'ємне значення в нижній третині отвору,  $\sigma_1$  від'ємне до вертикальної координати 2,5мм. а  $\sigma_2$  та  $\sigma_3$  від'ємні майже по всій товщині пластини.

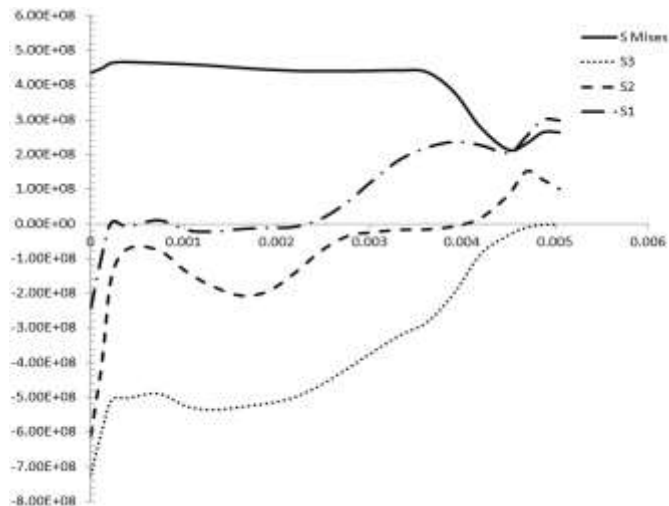


Рис. 3.15. Розподіл залишкових напружень по внутрішній поверхні отвору в залежності від вертикальної координати в зоні функціонального отвору початковий  $d = 4.85\text{мм}$ .

На рисунку 3.16 показано зміну залишкових головних напружень  $\sigma_3$  в залежності від діаметру дорнованого отвору. На рисунку 3.16 показано зміну  $\sigma_3$  по товщині зразка в залежності від ступеня пластичного деформування (діаметру функціонального отвору). Можна бачити, що перехід від діаметру 4,95мм. до 4,9мм. дає найбільший приріст стискаючих напружень, подальше збільшення рівня пластичного деформування (зміна діаметру отвору до 4,85мм) підвищує рівень стискаючих напружень, але менш суттєво.

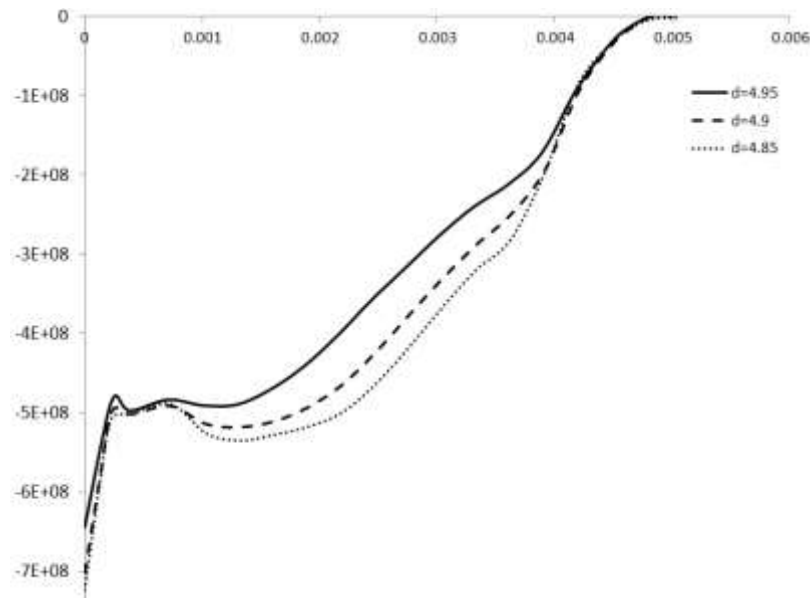


Рис. 3.16. Зміна  $\sigma_3$  в залежності від діаметру функціонального отвору

Зміна еквівалентного напруження на верхній поверхні зразка в залежності від горизонтальної відстані до поверхні представлено на рисунку 3.17. Початкова «хвиля» на графіку відповідає зоні фаски, максимум залишкових поверхневих напружень припадає на зону 0,5 – 1,5 мм. від циліндричної частини отвору, вже на відстані 3,5 мм. Від краю відбувається падіння залишкових напружень на 100-150 МПа.

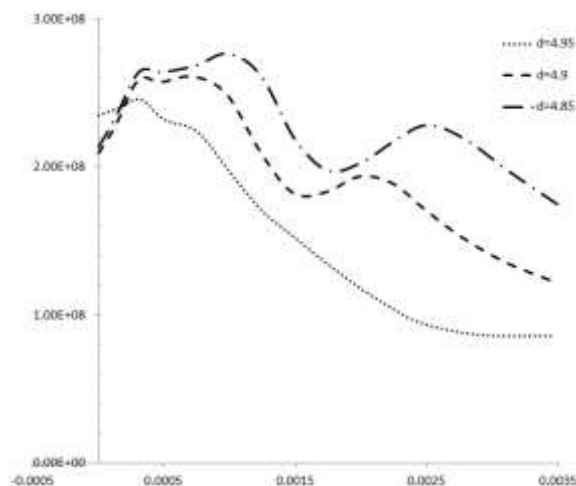


Рис. 3.17. Зміна еквівалентного напруження на верхній зовнішній поверхні пластини (в залежності від відстані внутрішньої поверхні функціонального отвору).

### 3.3 Аналіз напружено-деформованого стану дорнованих функціональних отворів при дії експлуатаційних навантажень.

В процесі експлуатації в зоні функціонального отвору виникає концентрація напружень, яка призводить до утворення зони підвищених напружень, як представлено на рис. 3.18.

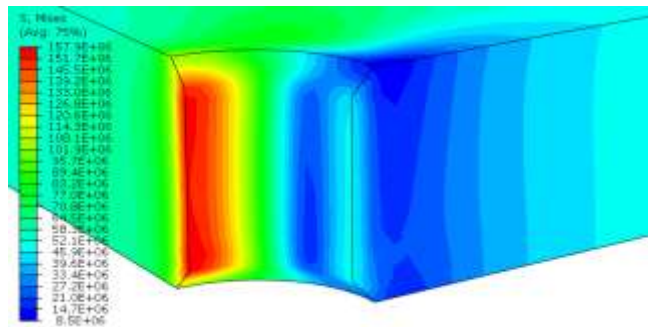


Рис. 3.18. Еквівалентні пружні напруження в зоні функціонального отвору без дорнування при розтязі напруженням 56 МПа.

Також отримані результати полів розподілу напруження  $\sigma_1$ , що показують виникнення найбільших розтягуючих напружень та найбільших стискаючих напружень в процесі дорнування, відповідно червоним та синім кольорам, як представлено на рис. 3.19.

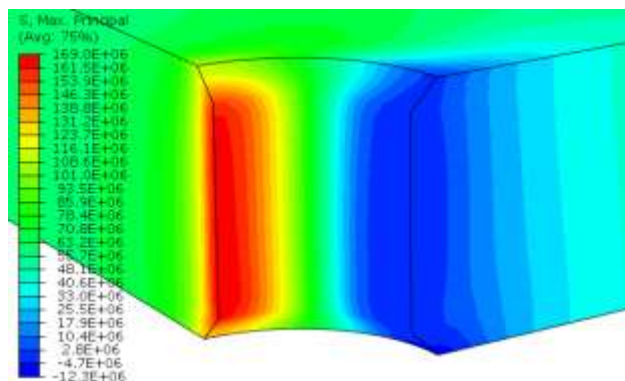


Рис. 3.19. Поля розподілу головних залишкових напружень ( $\sigma_1$ ) в зоні функціонального отвору без дорнування при розтязі напруженням 56 МПа.

Ці напруження згідно з рис. 3.19 будуть взаємодіяти з полем залишкових напружень після дорнування, що буде призводити до зменшення напружень в зоні розтягу та збільшення стискаючих напружень в зоні стиску.

На рис. 3.20 показано перерозподіл еквівалентних напружень в зоні функціонального отвору після дорнування (пластичне зміцнення 1%) із подальшим навантаженням розтягуючим напруженням. Ефективна компенсація напружень в зоні розтягу відбувається до рівня зовнішніх розтягуючих напружень порядку 100 МПа. При подальшому навантаженні (рис. 3.20в) відбувається підвищення еквівалентних напружень, які при зовнішньому навантаженні в 280 МПа досягають значення, близького до границі міцності (рис. 3.20г).

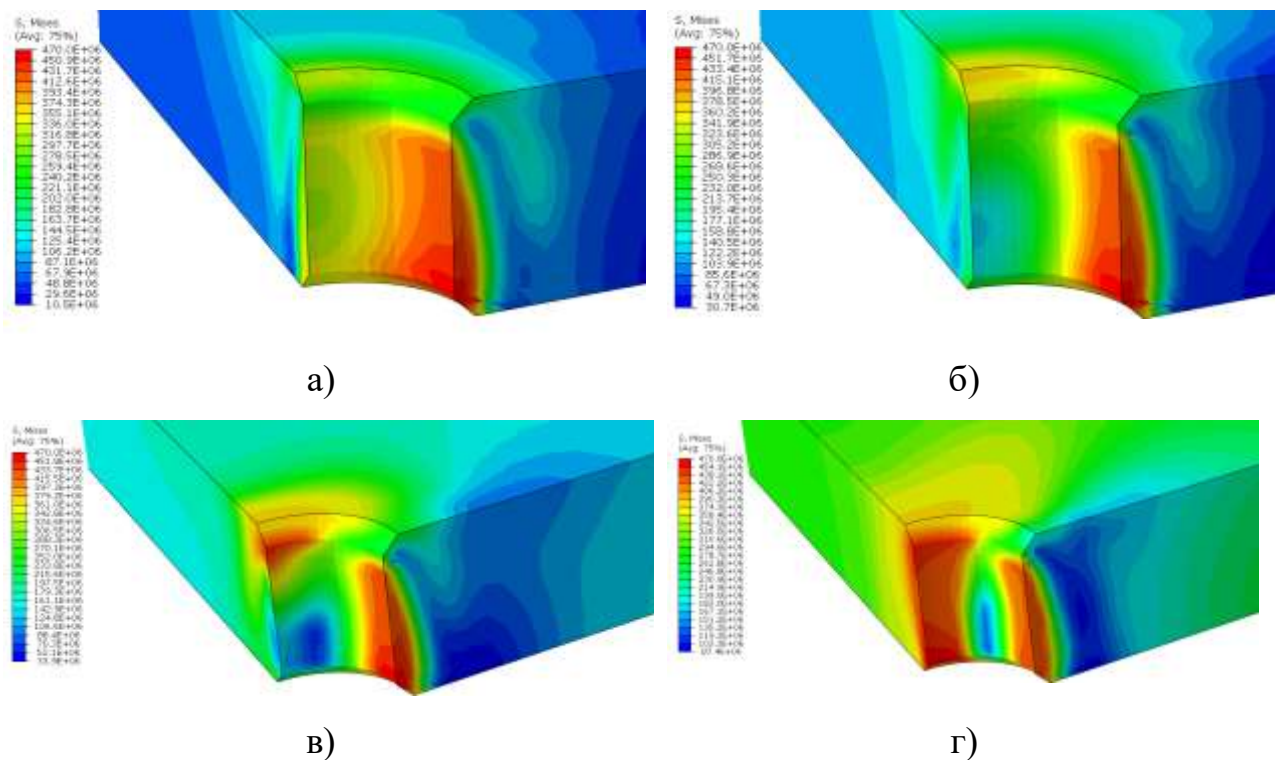


Рис. 3.20. Поля розподілу напружень за Мізесом (дорнування + розтяг) в зоні функціонального отвору початковий  $d = 4.95 \text{ мм}$ : а) 42 МПа; б) 98 МПа; в) 154 МПа; г) 280 МПа.

На рис. 3.21 показано зменшення зони головних стискаючих напружень  $\sigma_3$  в зоні функціонального отвору після дорнування (пластичне зміцнення 1%) при навантаженні різними рівнями зовнішніх експлуатаційних напружень.



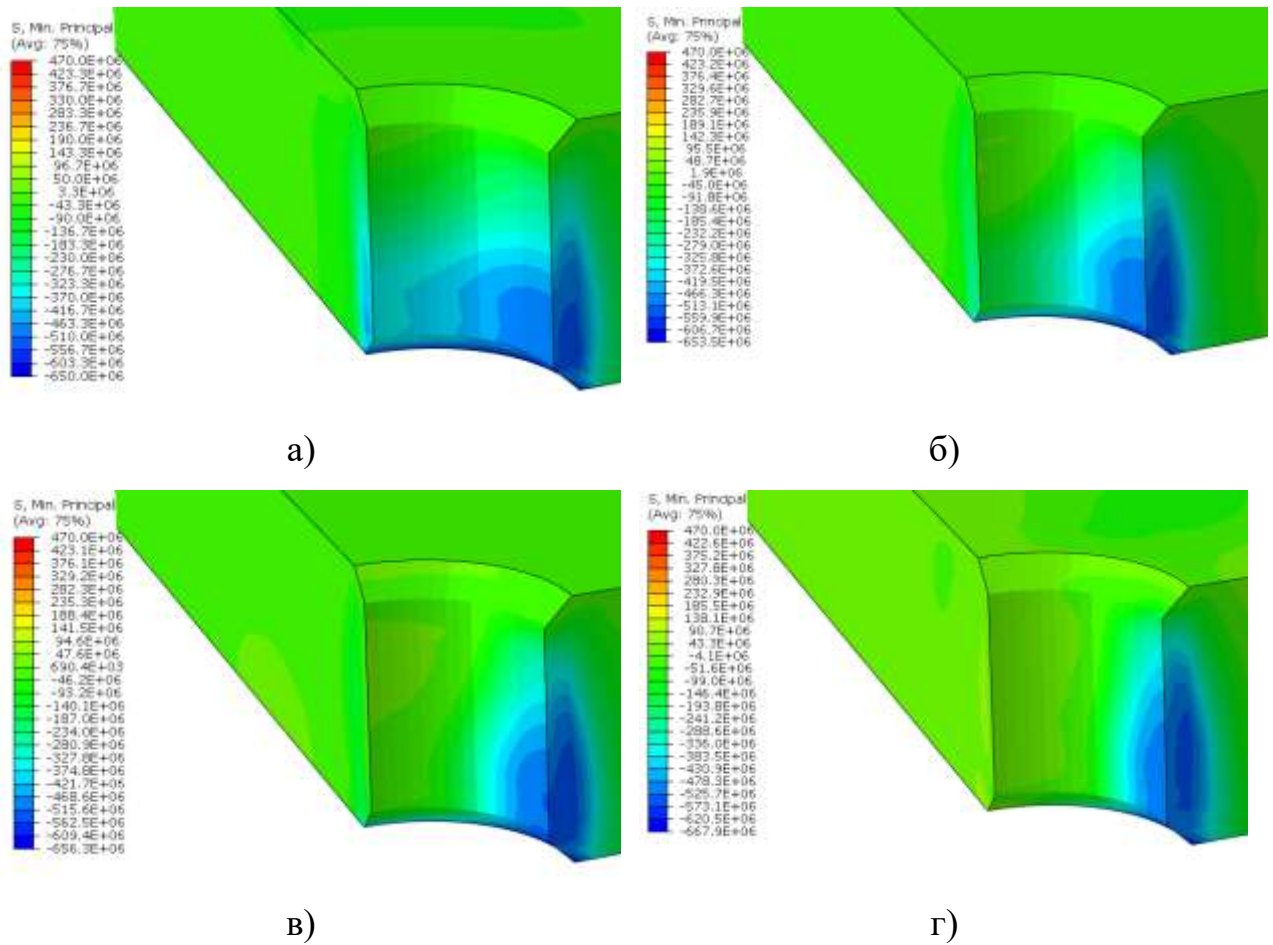


Рис. 3.21. Поля розподілу головних залишкових напружень  $\sigma_3$  (дорнування + розтяг) в зоні функціонального отвору початковий  $d = 4.95 \text{ мм}$ : а) 42 МПа; б) 98 МПа; в) 154 МПа; г) 280 МПа.

На рис. 3.22 показано зміну середніх головних напружень  $\sigma_2$  в зоні функціонального отвору після дорнування (величина пластичного зміцнення дорівнює 1%) в залежності від різної величини прикладеного розтягуючого зусилля. В більшості розподіл навантаження рівномірний без особливих зростать, лише при величині навантаження 154 МПа характерна локалізація напружень у верхній зоні.



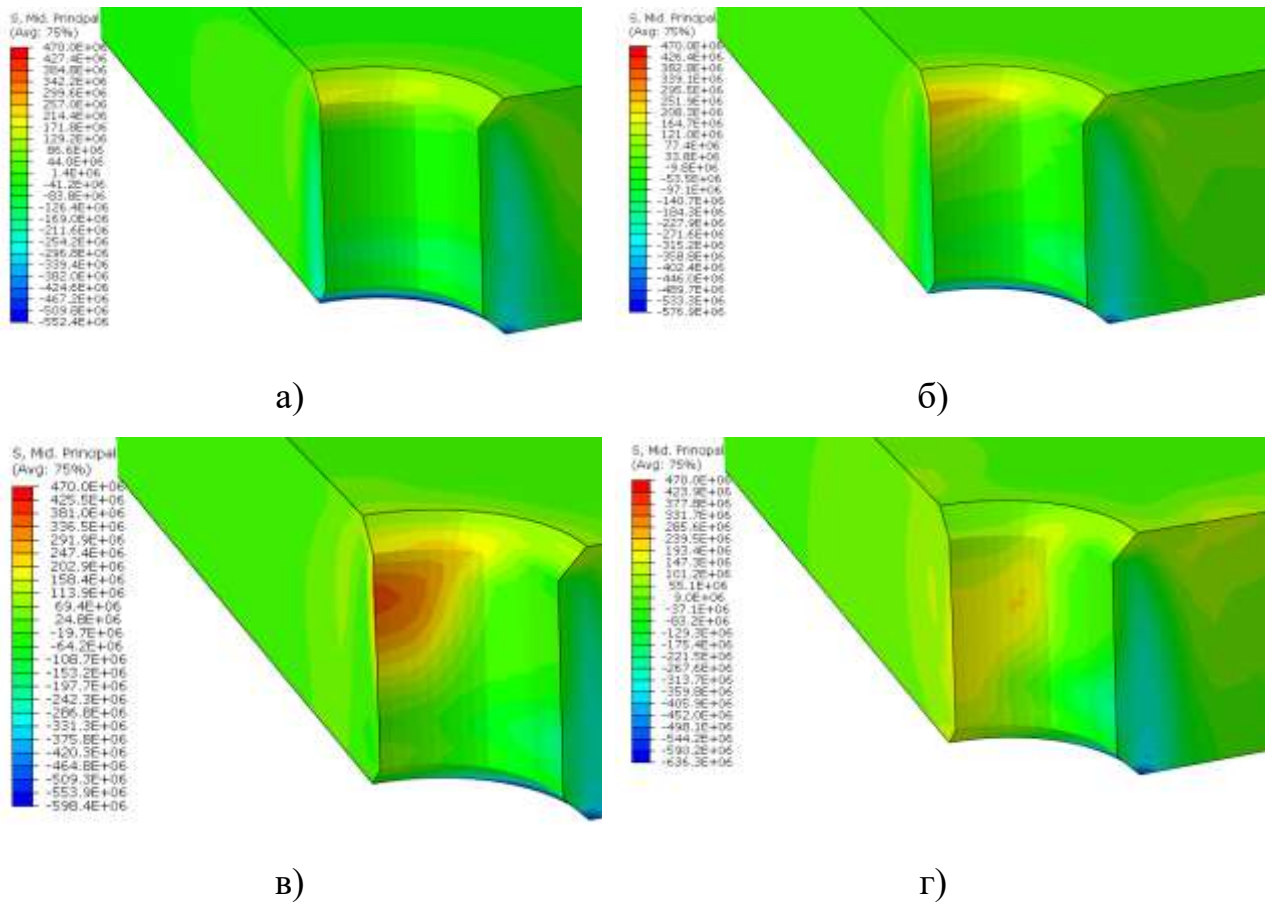


Рис. 3.22. Поля розподілу головних залишкових напружень  $\sigma_2$  (дорнування + розтяг) в зоні функціонального отвору початковий  $d = 4.95 \text{ мм}$ : а) 42 МПа; б) 98 МПа; в) 154 МПа; г) 280 МПа.

На рис. 3.23 показують збільшення зони головних розтягуючи напружень  $\sigma_1$  при різних рівнях зовнішніх експлуатаційних напружень в зоні функціонального отвору після дорнування (величина пластичного зміцнення дорівнює 1%). Суттєве збільшення головних розтягуючи напружень відбувається при 157 МПа та 280 МПа зовнішньої розтягую чого навантаження.

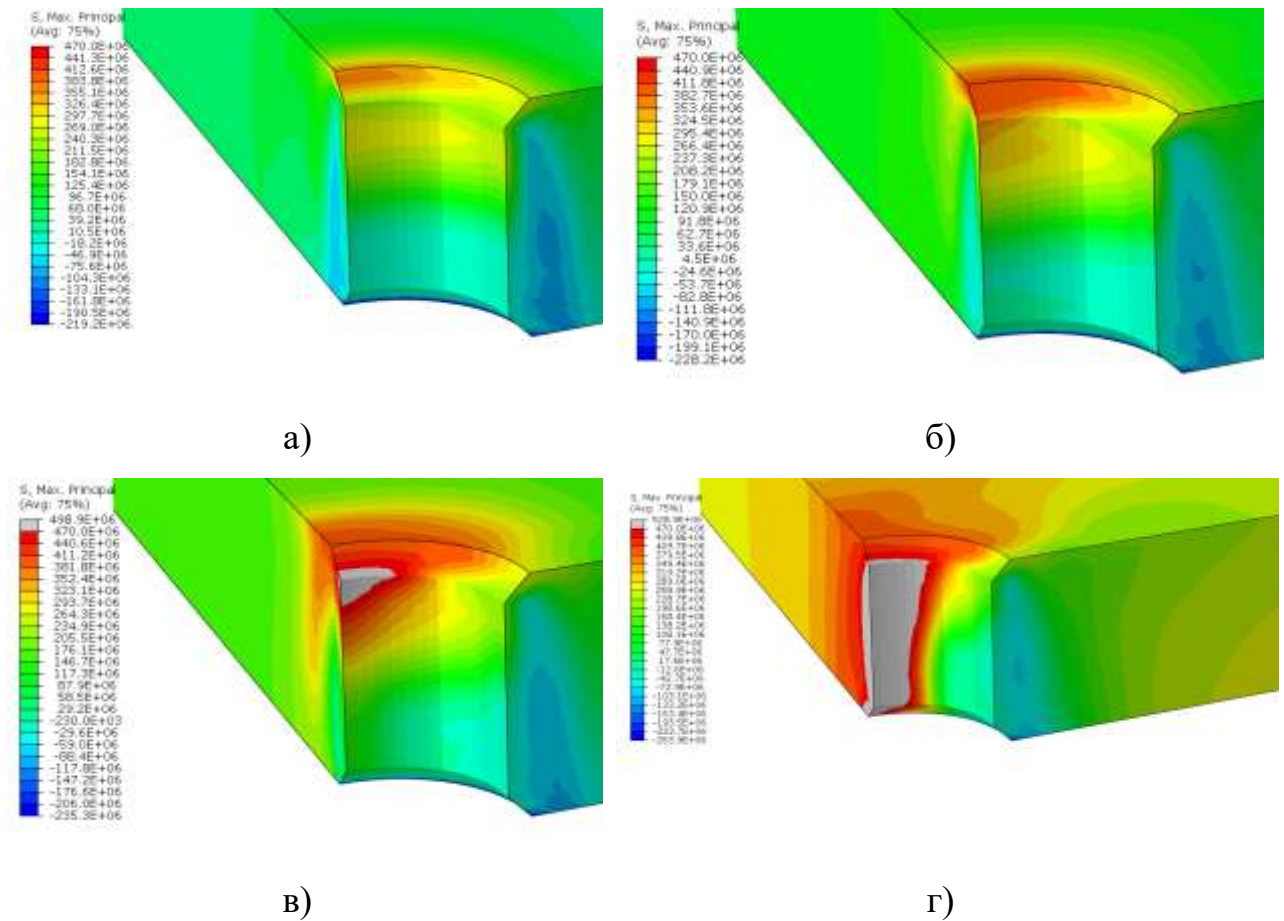


Рис. 3.23. Поля розподілу головних залишкових напружень  $\sigma_1$  (дорнування + розтяг) в зоні функціонального отвору початковий  $d = 4.95 \text{ мм}$ : а) 42 МПа; б) 98 МПа; в) 154 МПа; г) 280 МПа.

На рис. 3.24 показано деяке збільшення максимальної пластичної деформації при одночасній дії залишкових напружень і зовнішнього навантаження 280 МПа. При циклічному характері такого навантаження цей приріст може слугувати джерелом пошкоджень, які будуть утворюватися за цикл навантаження.

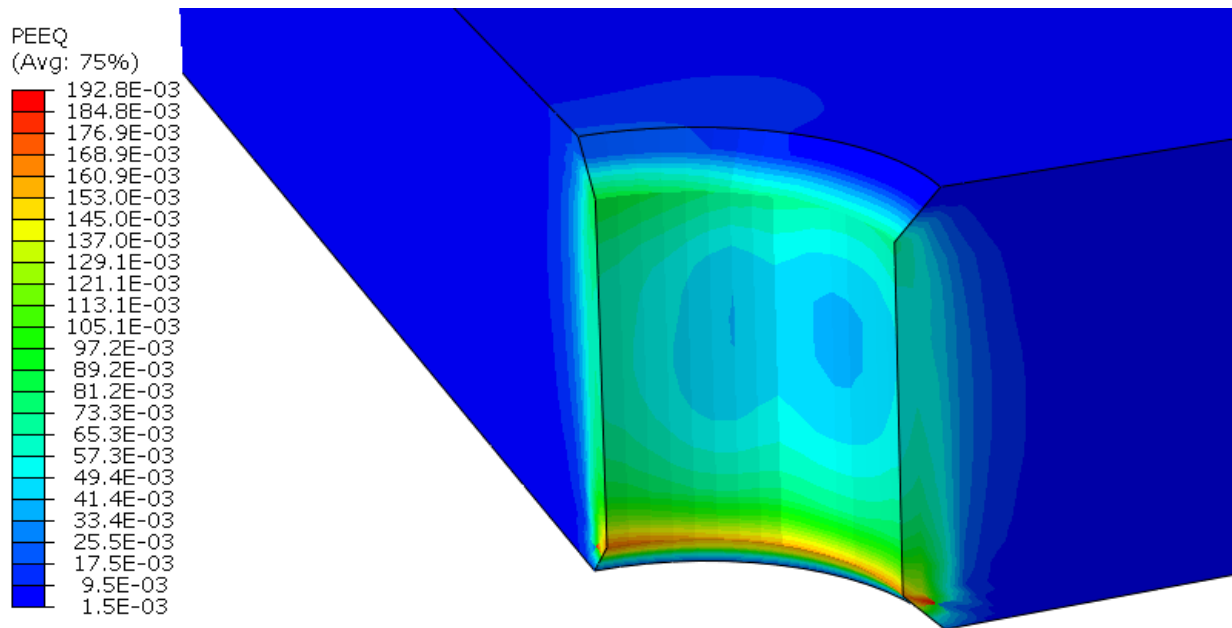


Рис. 3.24. Поля розподілу еквівалентної пластичної деформації (дорнування + розтяг 280 МПа) в зоні функціонального отвору початковий  $d = 4.95\text{ мм}$ , після дорнування

Наступним кроком проведення розрахунків було отримано перерозподіл еквівалентних за 4 теорію міцності напружень в зоні функціонального отвору після дорнування (величина пластичного зміцнення дорівнює 2%) із подальшим навантаженням зовнішнім розтягуючим напруженням, результати чисельного аналізу представлено на рис. 3.25. зони локалізації максимальних напружень при 42МПа зосереджено внизу функціонального отвору, при дії 98МПа спостерігається утворення нової локалізації в горі. А при 154 МПа ця локалізація набуває більших напружень, також спостерігається зменшення площі локалізації у нижній частині. Ярво вираженого характер розподіл напружень спостерігається при дії розтягуючої сили 280МПа, площа локалізацій максимальних напружень стає більш розповсюдженою по поверхні отвору.

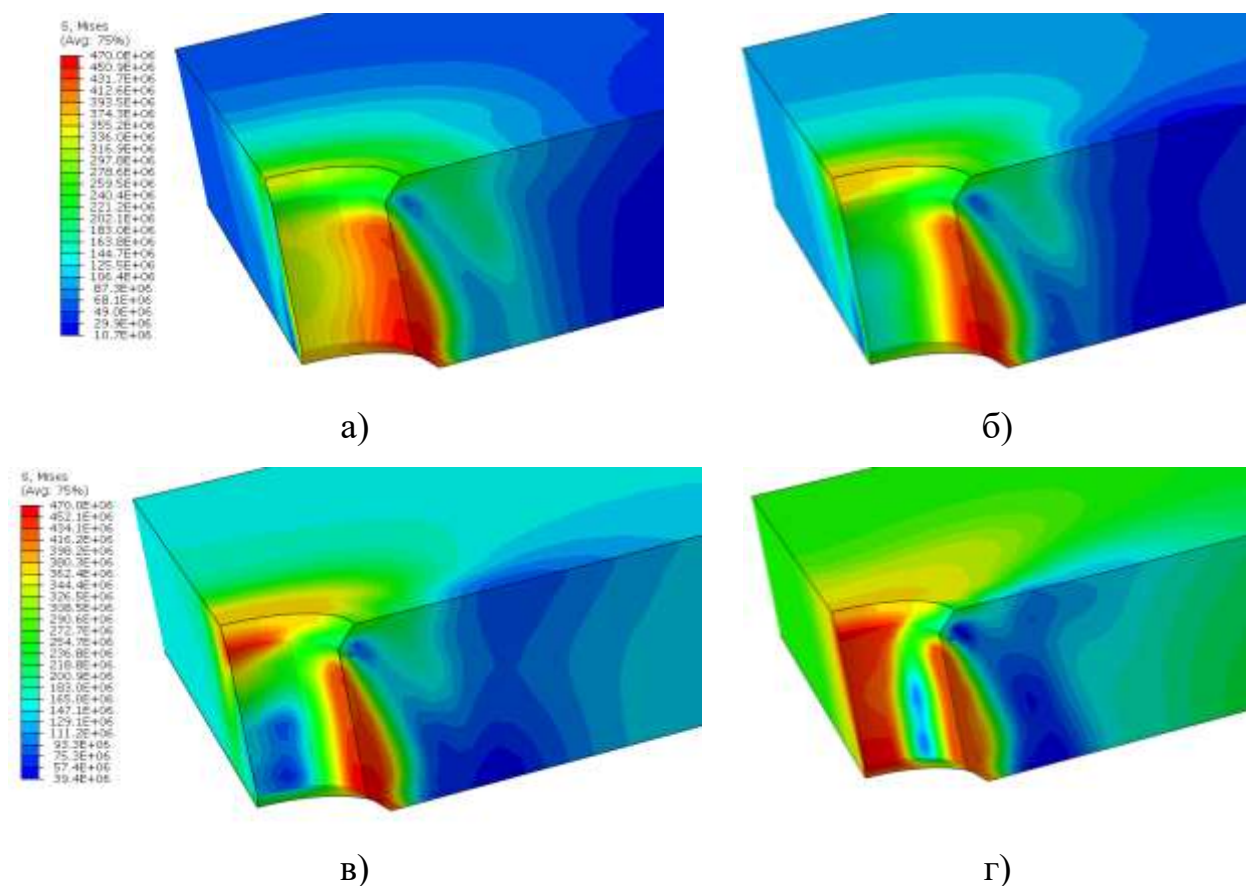


Рис. 3.25. Поля розподілу напруження за Мізесом (дорнування + розтяг) в зоні функціонального отвору початковий  $d = 4.9 \text{ мм}$  : а) 42 МПа; б) 98 МПа; в) 154 МПа; г) 280 МПа.

Рисунки 3.26-3.29 показують перерозподіл еквівалентних напружень в зоні функціонального отвору для пластичного зміцнення 3% із подальшим навантаженням зовнішнім розтягуючим напруженням. Зміна головних напружень та розмірів зон стиску при навантаженні зовнішнім розтягуючим напруженням представлено на рисунках 3.53-3.64 для пластичного зміцнення 2% і на рисунках 3.70-3.82 для пластичного зміцнення 3% відповідно. Еквівалентна пластична деформація після навантаження розтягуючим напруженням 280 МПа представлена на рисунку 3.65 для зміцнення 2%, та на рисунку 3.82 для зміцнення 3%.

На рисунку 3.26-показано перерозподіл головних залишкових напружень  $\sigma_3$  в зоні функціонального отвору для пластичного зміцнення 3% із подальшим навантаженням зовнішнім розтягуючим напруженням.

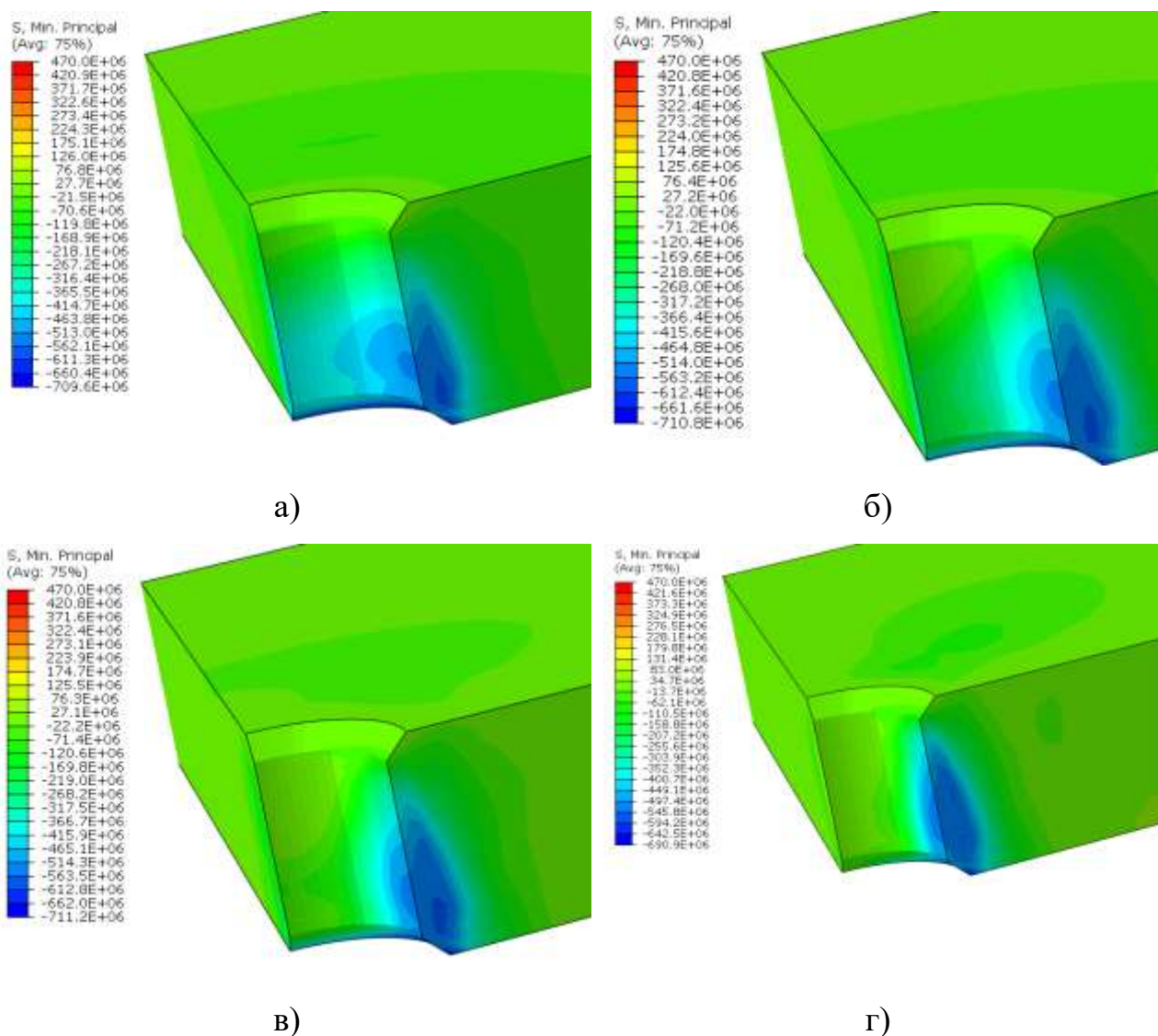


Рис. 3.26. Поля розподілу головних залишкових напружень  $\sigma_3$  (дорнування + розтяг) в зоні функціонального отвору початковий  $d = 4.9\text{мм}$  : а) 42 МПа; б) 98 МПа; в) 154 МПа; г) 280 МПа.



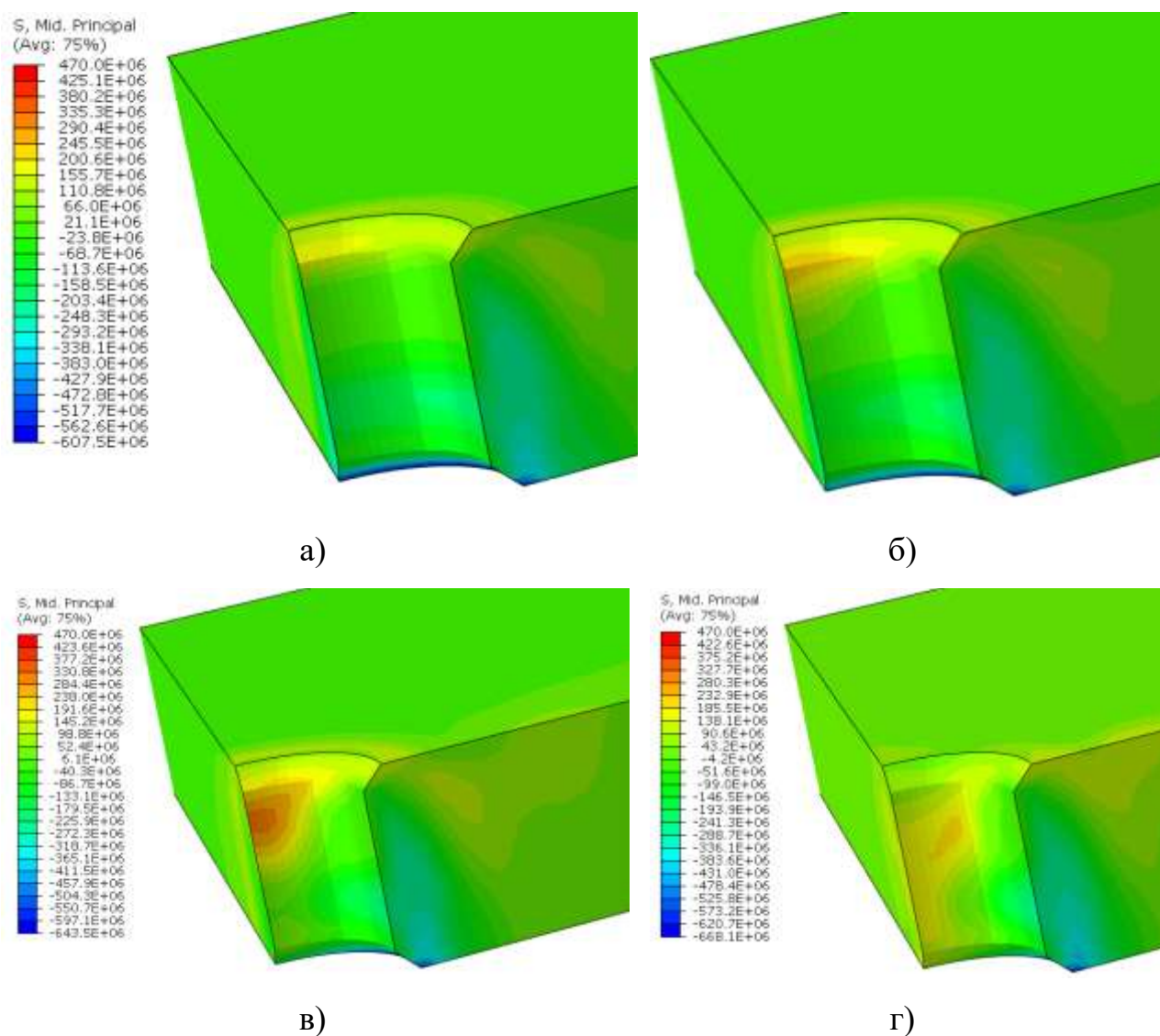


Рис. 3.27. Поля розподілу головних залишкових напружень  $\sigma_2$  (дорнування + розтяг) в зоні функціонального отвору початковий  $d = 4.9 \text{ мм}$  : а) 42 МПа; б) 98 МПа; в) 154 МПа; г) 280 МПа.

На рисунку 3.27-видно як перерозподіл головних залишкових напружень  $\sigma_3$  в зоні функціонального отвору для пластичного зміцнення 3% із подальшим навантаженням зовнішнім розтягуючим напруженням і видно що воно концентрується у зоні виходу дорна.

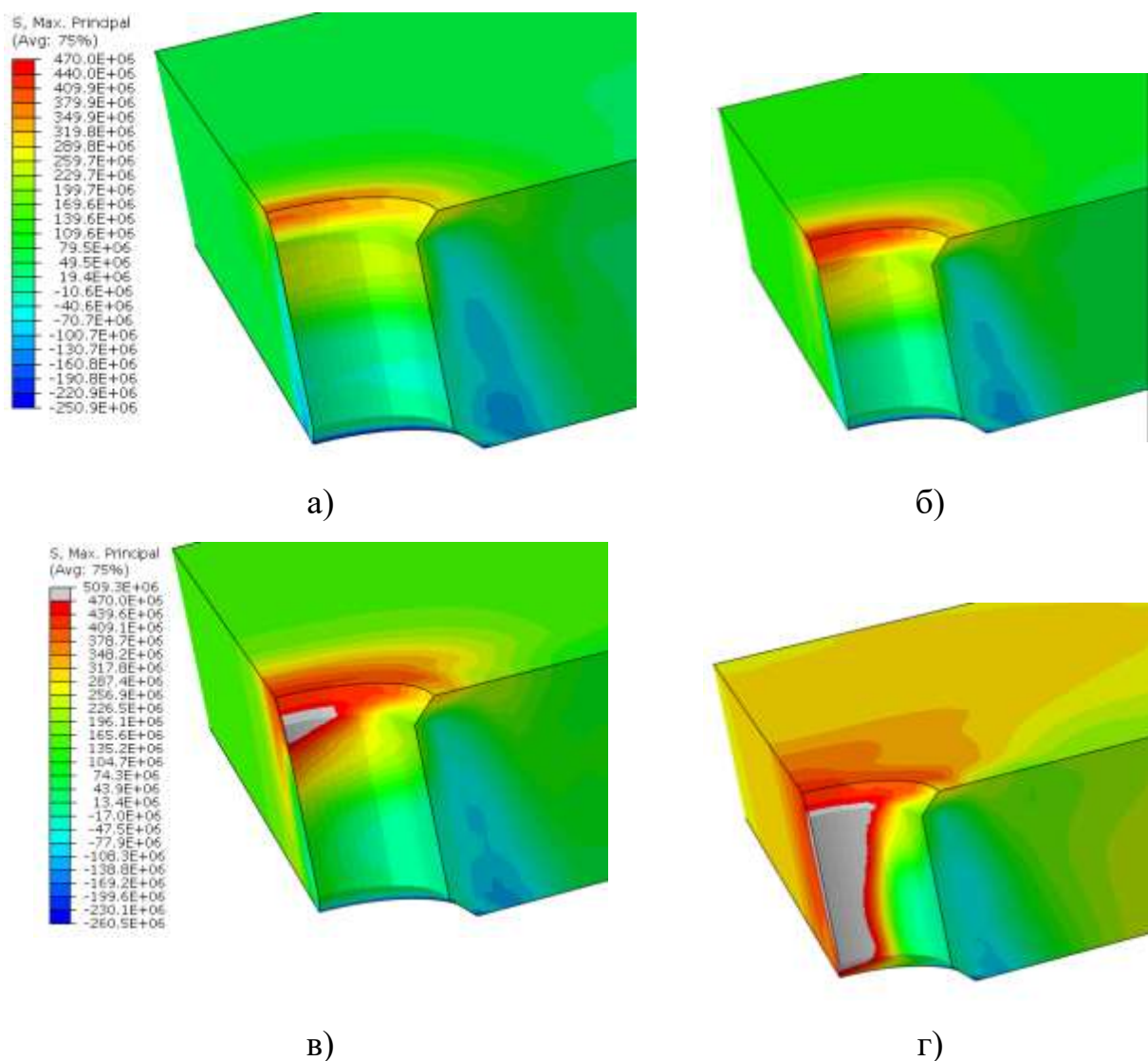


Рис. 3.28. Поля розподілу головних залишкових напружень  $\sigma_1$  (дорнування + розтяг) в зоні функціонального отвору початковий  $d = 4.9 \text{ мм}$ : а) 42 МПа; б) 98 МПа; в) 154 МПа; г) 280 МПа.

На рис. 3.29 показано деяке збільшення максимальної пластичної деформації при одночасній дії залишкових напружень і зовнішнього навантаження 280 МПа. При циклічному характері такого навантаження цей приріст може слугувати джерелом пошкоджень, які будуть утворюватися за цикл навантаження.

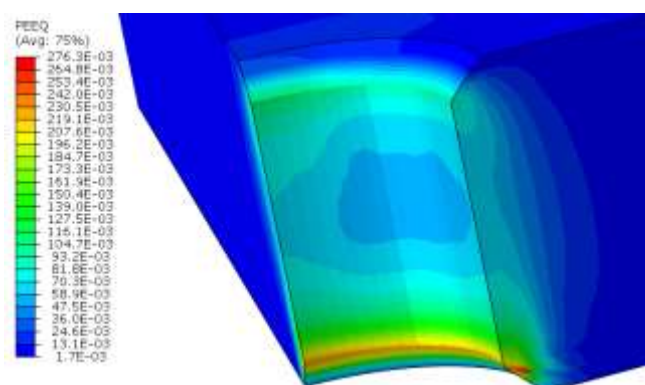


Рис. 3.29. Поля розподілу еквівалентної пластичної деформації після дорнування (дорнування + розтяг 280 МПа) в зоні функціонального отвору початковий  $d = 4.9\text{мм}$

На рисунку 3.30-показано головних залишкових напруження за Мізесом по поверхні отвору і спостерігається збільшення напружень у зоні виходу дорна при різних значення експлуатаційного навантаження.

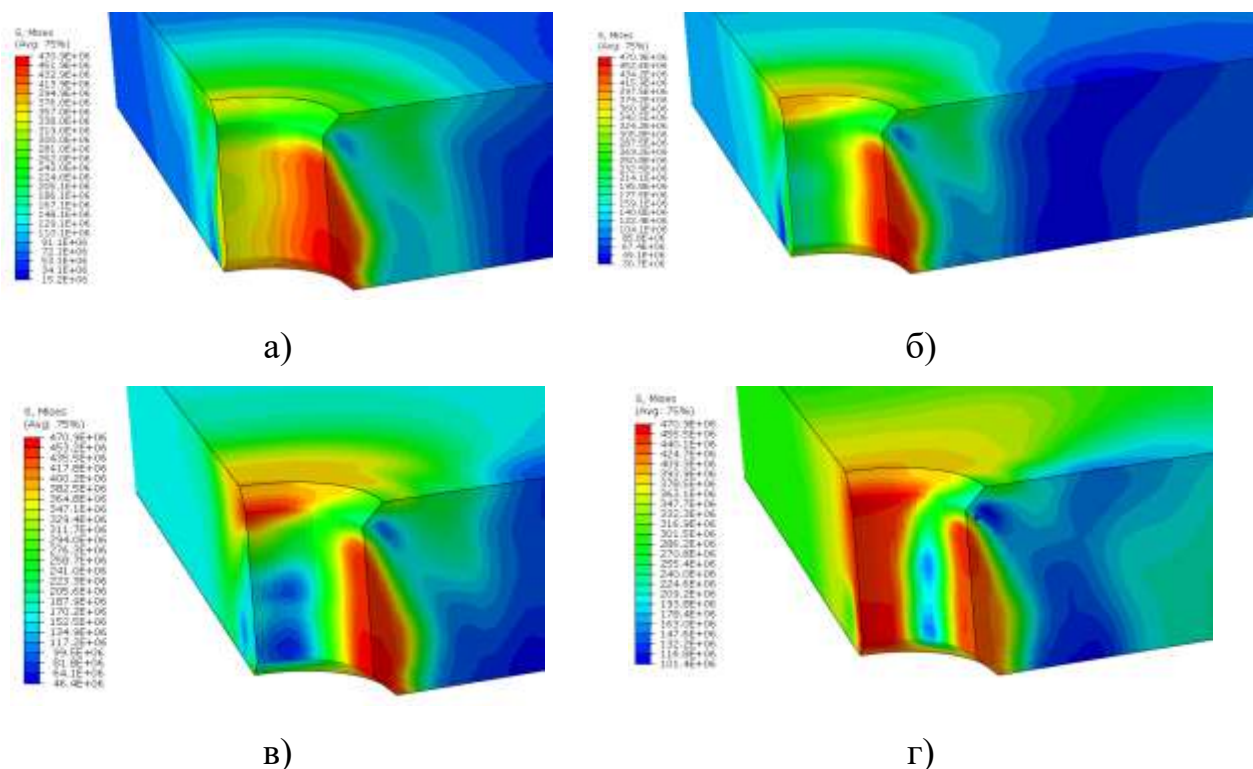


Рис. 3.30. Поля розподілу головних залишкових напруження за Мізесом (дорнування + розтяг) в зоні функціонального отвору початковий  $d = 4.85\text{мм}$ : а) 42 МПа; б) 98 МПа; в) 154 МПа; г) 280 МПа.



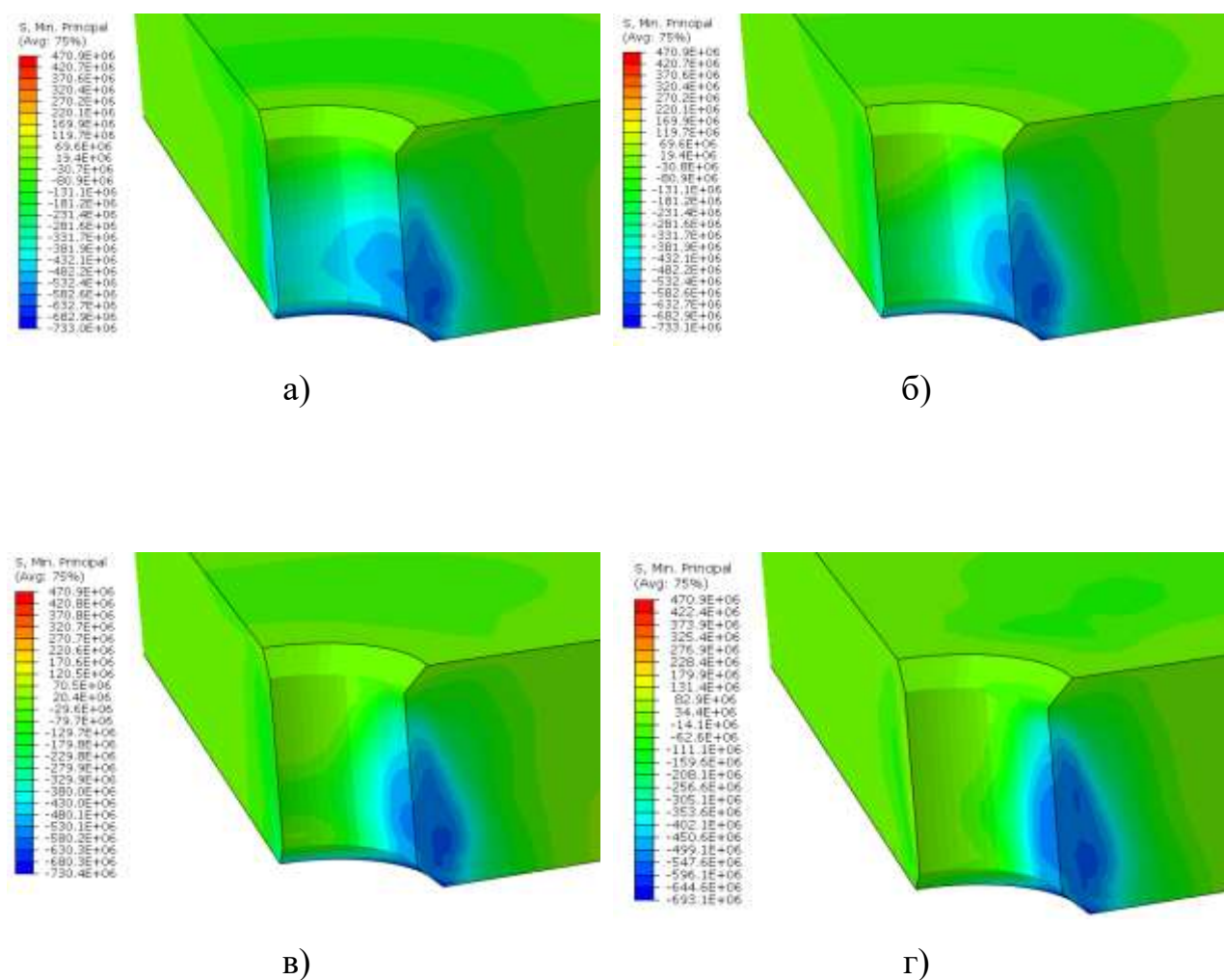


Рис. 3.31. Поля розподілу головних залишкових напружень  $\sigma_3$  (дорнування + розтяг) в зоні функціонального отвору початковий  $d = 4.85 \text{ мм}$ : а) 42 МПа; б) 98 МПа; в) 154 МПа; г) 280 МПа.

Як видно з рисунку 3.31 розподіл головних залишкових напружень  $\sigma_3$  відбувається не рівномірно, прирізних видах експлуатаційного навантаження. Збільшення величини даних навантажень відбувається відповідно збільшенню прикладаного експлуатійного навантаження.

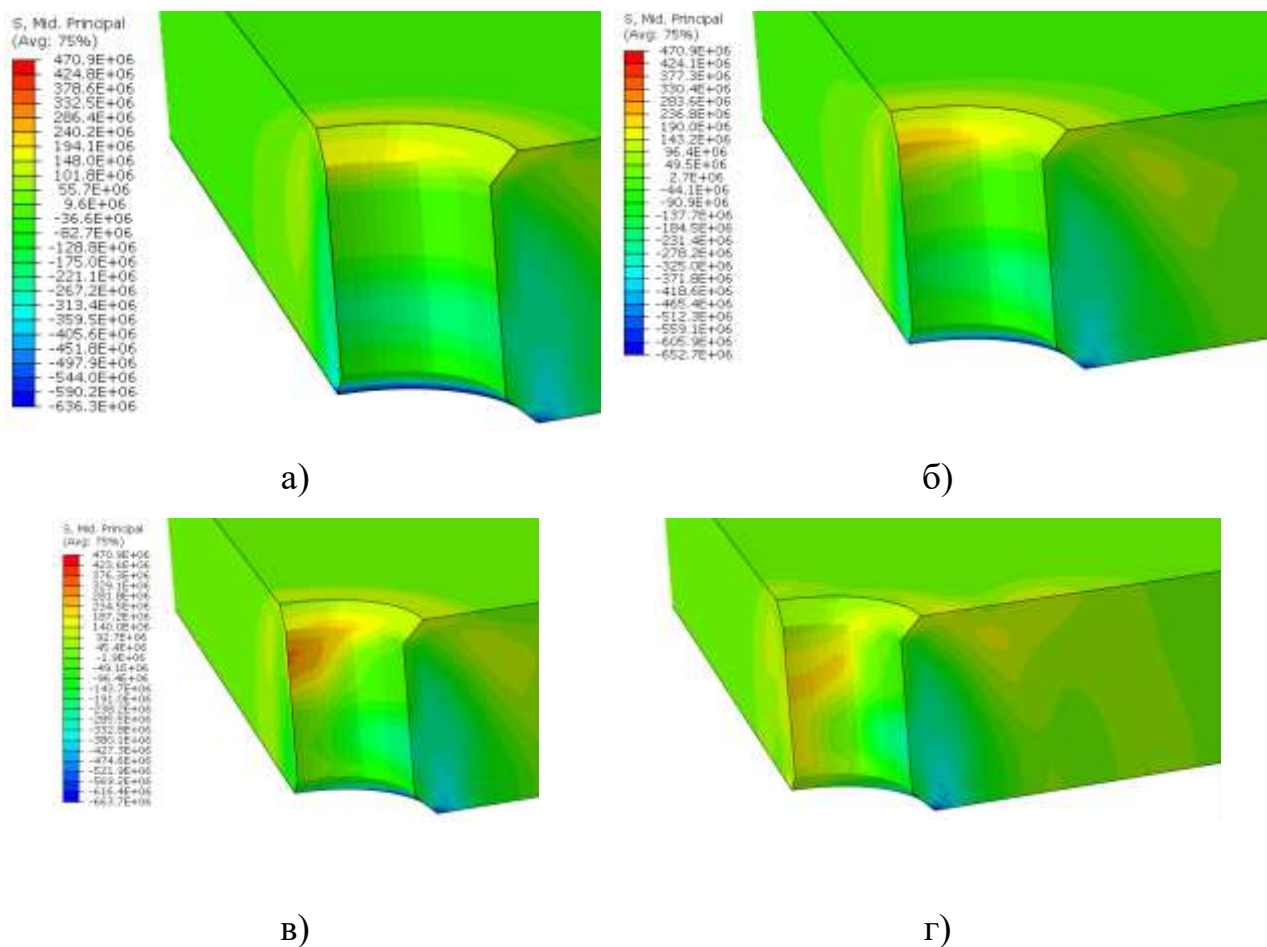


Рис. 3.33. Поля розподілу головних залишкових напружень  $\sigma_2$  (дорнування + розтяг) в зоні функціонального отвору початковий  $d = 4.85 \text{ мм}$ : а) 42 МПа; б) 98 МПа; в) 154 МПа; г) 280 МПа.

Як видно з рисунку 3.32 розподіл головних залишкових напружень  $\sigma_2$  відбувається не рівномірно, прирізних видах експлуатаційного навантаження. Збільшення величини даних навантажень відбувається відповідно збільшенню прикладаного експлуатаційного навантаження. І характер розподілу напружень відмінний від характеру розподілу для попередніх розрахунків.

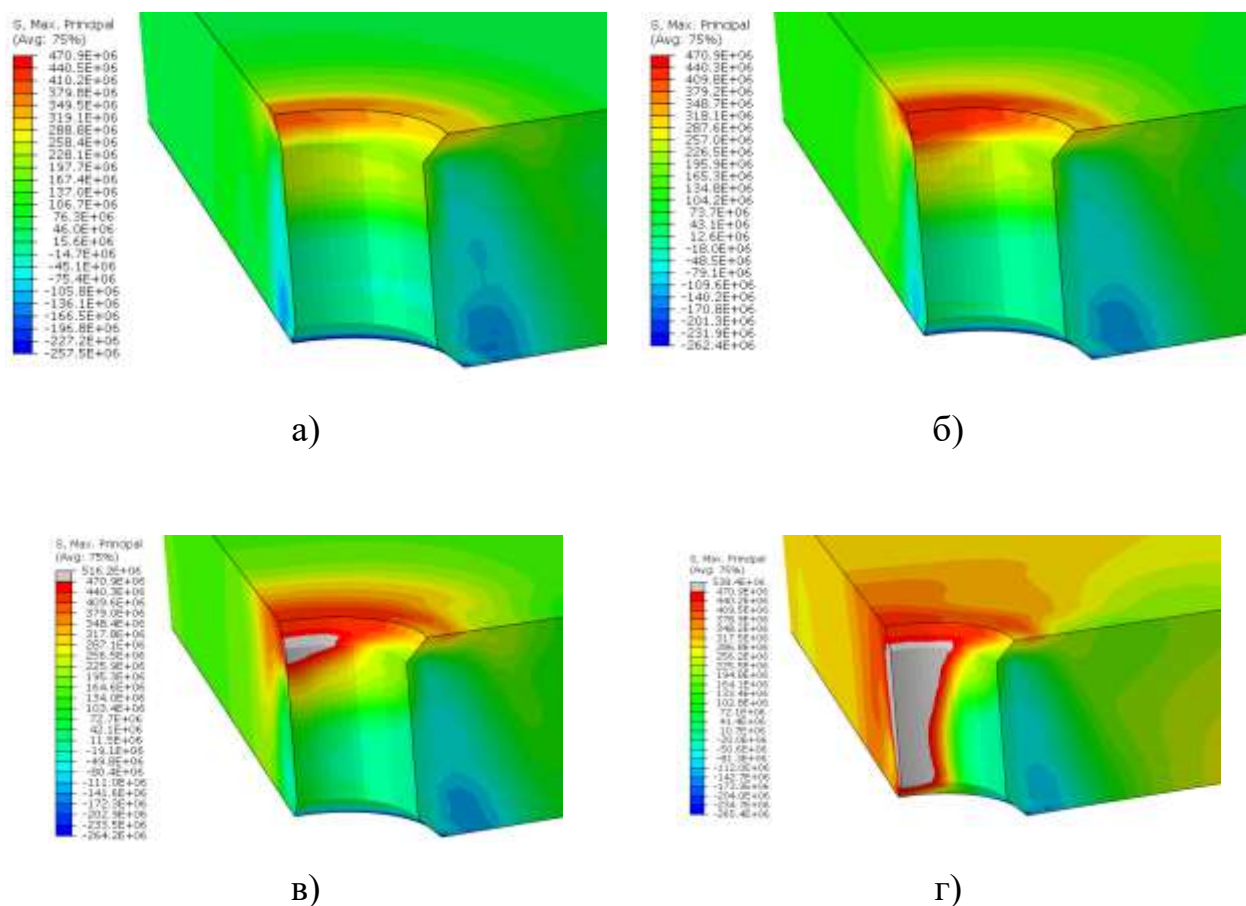


Рис. 3.34. Поля розподілу головних залишкових напружень  $\sigma_1$  (дорнування + розтяг) в зоні функціонального отвору початковий  $d = 4.85 \text{ мм}$ : а) 42 МПа; б) 98 МПа; в) 154 МПа; г) 280 МПа.

Як видно з рисунку 3.34 розподіл головних залишкових напружень  $\sigma_1$  їх характер на відміну від попередніх розрахунків має інший вигляд і зони концентрації даних напружень суттєво відрізняються від виду розподілу напружень для інших головних напрямків. Такий характер потребує більш глибокого аналізу та роздумів, для оцінювання отриманих результатів.

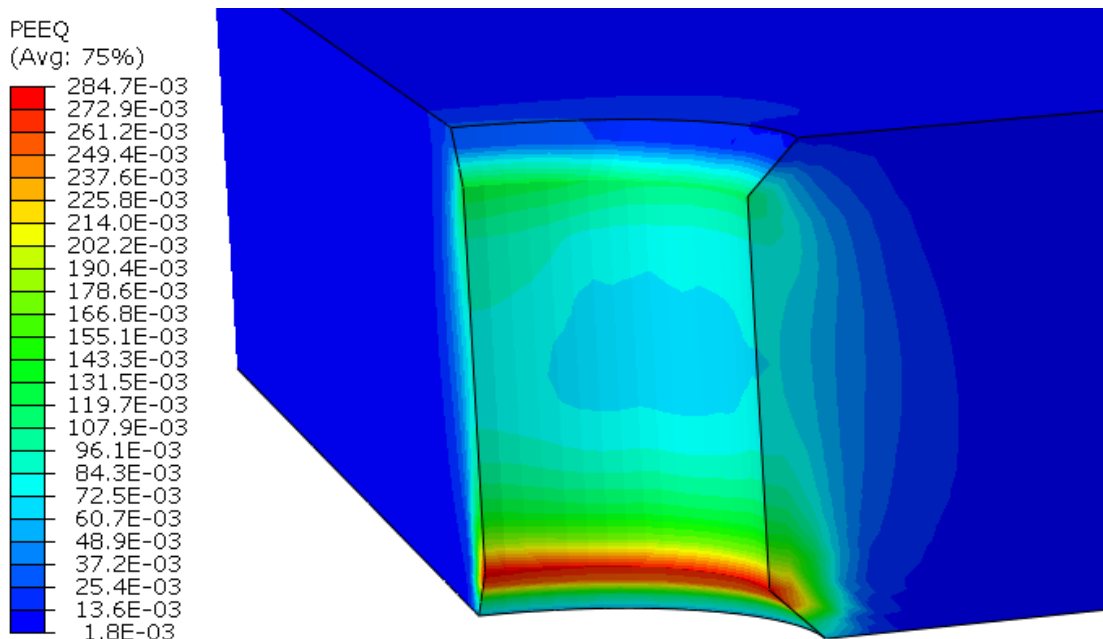
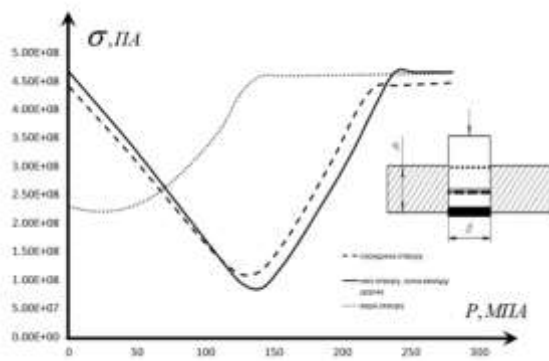
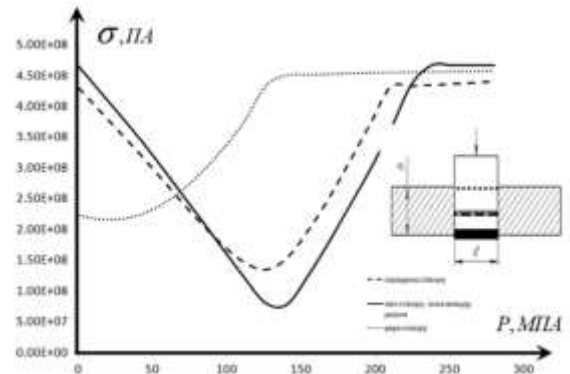


Рис. 3.35. Поля розподілу еквівалентної пластичної деформації (дорнування + розтяг 42МПа) в зоні функціонального отвору початковий  $d = 4.85\text{мм}$  після дорнування

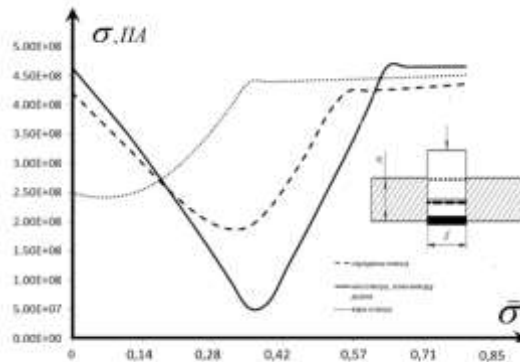
На рисунку 3.36 показано розподіл еквівалентних за 4 теорією міцності напружень в зоні виходу дорна (нижня частина отвору), в середині отвору та на верхній поверхні отвору в зоні розтягу для різних ступенів пластичного зміцнення матеріалу. При значеннях зовнішнього розтягуючого напруження до 140МПа спостерігається стримке падіння сумарних напружень в зоні значного пластичного деформування. Ця тенденція справедлива для всіх трьох ступенів пластичного зміцнення (1%, 2%, 3%). При зовнішніх напруження вище 140МПа навантаження в зоні розтягу функціонального отвору зростає і досягає границі текучості при рівні зовнішнього навантаження 180-200 МПа та вище. Слід зазначити, що напруження поблизу верхньої поверхні отвору утворюють графік, подібний до графіку зміни напружень по середині та в зоні виходу дорна із функціонального отвору, але цей графік має зсув вліво на величину 100 МПа.



а)



б)



в)

Рис. 3.36. Еквівалентні напруження в зоні розтягу функціонального отвору в залежності від рівня зовнішнього розтягуючого напруження із зміцненням: а) 3%; б) 2%; в) 1%.

На рис. 3.37 показано зміну рівня пошкоджуваності матеріалу в зоні розтягу функціонального отвору при різних ступенях пластичного зміцнення в залежності від рівня зовнішнього навантаження. Графіки пошкоджуваності мають дві ділянки – ділянка сталої величини пошкоджуваності і ділянка збільшення (накопичення) пошкоджуваності. В середині отвору пошкоджуваність починає зростати при зовнішньому розтягуючому напруженні 180 МПа для отвору діаметром 4,95мм, для отворів діаметром 4,9 та 4,85мм, ця величина збільшується до 210 МПа.

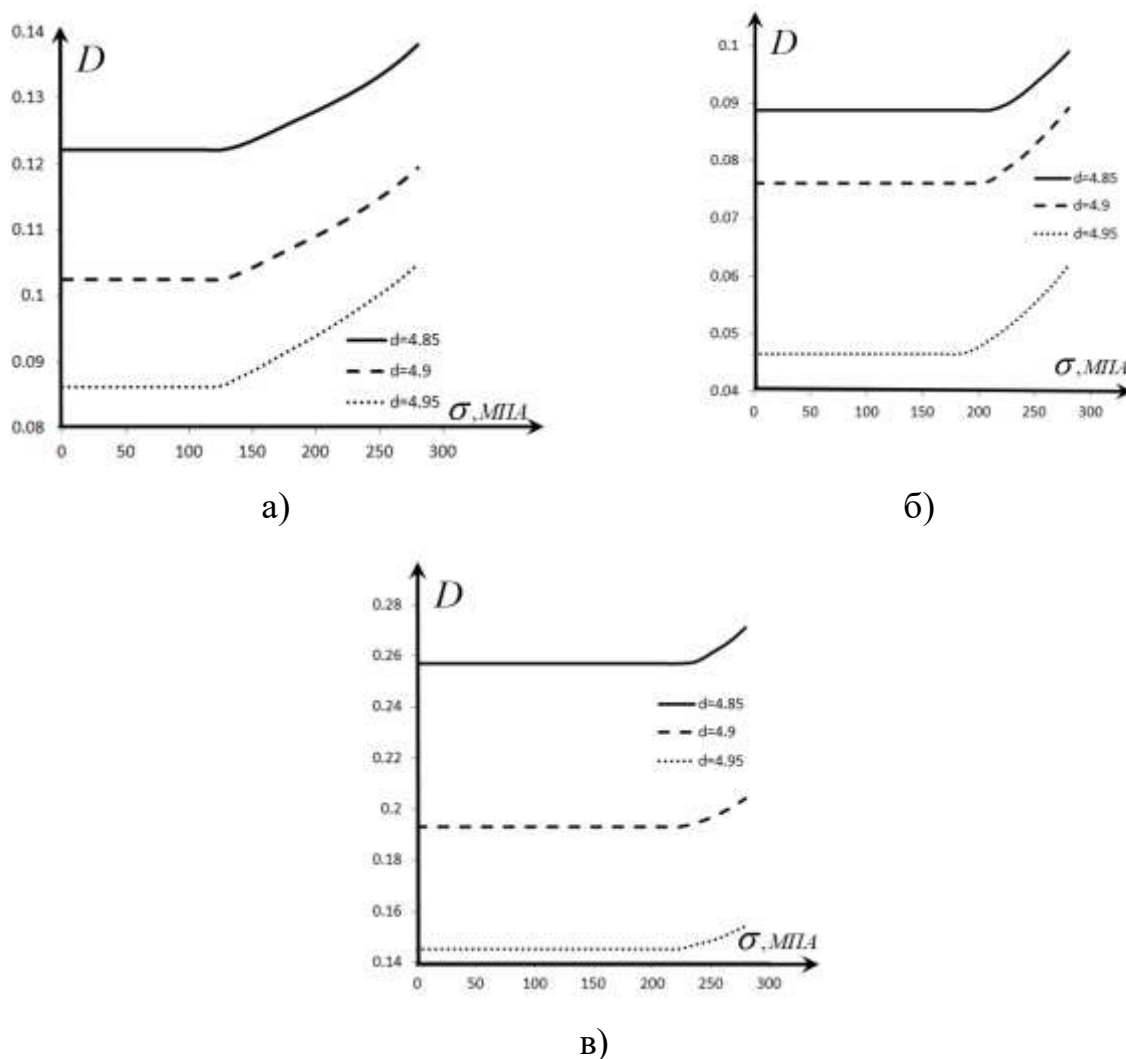


Рис. 3.37. Величина параметра пошкоджуваності функціонального отвору в зоні розтягу в залежності від рівня зовнішнього розтягуючого напруження : а) вгорі; б) середина; в) низ отвору.

Зростання пошкоджуваності в зоні виходу дорна із функціонального отвору починається із при зовнішньому розтягую чому напруженні 230 МПа. для отворів діаметром 4,85 і 4,9; для отвору діаметром 4,95 ця величина складає 220 МПа. Раніше всього починає зростати пошкоджуваність на верхній поверхні отвору, початок зростання починається вже при 126 МПа зовнішнього розтягуючого напруження для отворів всіх рівнів пластичного зміцнення. Це обумовлюється випучуванням матеріалу та, як видно із попереднього параграфа, мінімальним значенням, в цій зоні, залишкових стискаючих напружень.

На всіх графіках пошкоджуваності видно, що рівень початкової пошкоджуваності при різних ступенях пластичного зміцнення різний. Мінімальний рівень початкової пошкоджуваності належить зразку із 1% пластичного зміцнення, максимальний – із 3 % пластичного зміцнення. Однак, чим більше рівень пластичного зміцнення тим більше падають напруження в середній частині отвору при навантаженні зовнішнім зусиллям, але це падіння суттєво не впливає на величину зовнішніх напружень, при яких сумарні напруження в отвору досягають свого мінімуму.

### **3.4 Модель визначення залишкових напружень в конструктивних елементах з функціональними отворами, яка враховує кінетику накопичення пошкоджень при напрацюванні**

Під час дорнування в технологічному отворі виникає напруження, яке перевищує границю пропорційності матеріалу  $\sigma > \sigma_{пр}$  (рисунок 3.89) [54]. Цьому напруженню відповідає деформація  $\varepsilon$ . На рисунок 3.89 цьому стану відповідає точка В. При частковому розвантаженні до рівня  $\sigma^*$  в технологічному отворі залишається напруження  $\tilde{\sigma}$ , яке відповідає точці С. Цьому напруженню буде відповідати деформація  $\tilde{\varepsilon}$ . Значить можна записати наступні залежності:

$$\tilde{\sigma} = \sigma - \sigma^*$$

$$\tilde{\varepsilon} = \varepsilon - \varepsilon^*,$$

де  $\varepsilon^*$  - зменшення деформації при розвантаженні.

Під час пластичного деформування відбувається накопичення пошкоджень, що в свою чергу зменшує жорсткість матеріалу. Відповідно розвантаження буде відбуватися за пружним законом, але із поточним модулем Юнга  $E_i$  (рисунок 3.87). Тоді:





де  $\sigma$  - напруження під час дернування,  $\varepsilon$  - загальна деформація під час дернування, пов'язана із початковим діаметром отвору і діаметром дорна,  $\tilde{\varepsilon}$  - залишкова пластична деформація після дорнування.

Згідно теореми А.А.Ільюшина [73] переміщення, деформації та напруження в точці в деякий момент розвантаження дорівнюють різницям між їх значеннями в момент початку розвантаження та пружними переміщеннями, деформаціями і напруженнями, які би виникли в ненавантаженому тілі під дією зовнішніх сил, які дорівнюють різниці навантажень до та після розвантаження.

Після проведення чисельного пружно-пластичного розрахунку в кожному скінченному елементі визначено напруження ( $\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}, \tau_{xx}, \tau_{yy}, \tau_{zz}$ ), деформації ( $\varepsilon_{xx}, \varepsilon_{yy}, \varepsilon_{zz}, \gamma_{xx}, \gamma_{yy}, \gamma_{zz}$ ) та переміщення ( $u, v, w$ ).

Тоді можна записати умову рівноваги

$$\begin{aligned}\frac{\partial \tilde{\sigma}_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \tilde{\tau}_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \tilde{\tau}_{xz}}{\partial z} + X &= 0 \\ \frac{\partial \tilde{\tau}_{yx}}{\partial x} + \frac{\partial \tilde{\sigma}_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial \tilde{\tau}_{yz}}{\partial z} + Y &= 0 \\ \frac{\partial \tilde{\tau}_{zx}}{\partial x} + \frac{\partial \tilde{\tau}_{zy}}{\partial y} + \frac{\partial \tilde{\sigma}_{zz}}{\partial z} + Z &= 0\end{aligned}$$

де  $X, Y, Z$  – зовнішні об'ємні сили.

Граничні умови на поверхні

$$\begin{aligned}\tilde{X}_\theta &= \tilde{\sigma}_{xx}l + \tilde{\tau}_{xy}m + \tilde{\tau}_{xz}n \\ \tilde{Y}_\theta &= \tilde{\tau}_{yx}l + \tilde{\sigma}_{yy}m + \tilde{\tau}_{yz}n \\ \tilde{Z}_\theta &= \tilde{\tau}_{zx}l + \tilde{\tau}_{zy}m + \tilde{\sigma}_{zz}n\end{aligned}$$

де  $\tilde{X}, \tilde{Y}, \tilde{Z}$  – сили, що діють на поверхнях.

Після віднімання із рівнянь рівноваги, які відповідають моменту початку розвантаження, рівнянь рівноваги, які відповідають моменту кінця розвантаження, знаходимо

$$\begin{aligned}\frac{\partial(\sigma_{xx} - \tilde{\sigma}_{xx})}{\partial x} + \frac{\partial(\tau_{xy} - \tilde{\tau}_{xy})}{\partial y} + \frac{\partial(\tau_{xz} - \tilde{\tau}_{xz})}{\partial z} + X - \tilde{X} &= 0 \\ \frac{\partial(\tau_{yx} - \tilde{\tau}_{yx})}{\partial x} + \frac{\partial(\sigma_{yy} - \tilde{\sigma}_{yy})}{\partial y} + \frac{\partial(\tau_{yz} - \tilde{\tau}_{yz})}{\partial z} + Y - \tilde{Y} &= 0 \\ \frac{\partial(\tau_{zx} - \tilde{\tau}_{zx})}{\partial x} + \frac{\partial(\tau_{zy} - \tilde{\tau}_{zy})}{\partial y} + \frac{\partial(\sigma_{zz} - \tilde{\sigma}_{zz})}{\partial z} + Z - \tilde{Z} &= 0\end{aligned}$$

Аналогічно отримаємо вирази для граничних умов на поверхні:

$$\begin{aligned}X_{\vartheta} - \tilde{X}_{\vartheta} &= (\sigma_{xx} - \tilde{\sigma}_{xx})l + (\tau_{xy} - \tilde{\tau}_{xy})m + (\tau_{xz} - \tilde{\tau}_{xz})n \\ Y_{\vartheta} - \tilde{Y}_{\vartheta} &= (\tau_{yx} - \tilde{\tau}_{yx})l + (\sigma_{yy} - \tilde{\sigma}_{yy})m + (\tau_{yz} - \tilde{\tau}_{yz})n \\ Z_{\vartheta} - \tilde{Z}_{\vartheta} &= (\tau_{zx} - \tilde{\tau}_{zx})l + (\tau_{zy} - \tilde{\tau}_{zy})m + (\sigma_{zz} - \tilde{\sigma}_{zz})n\end{aligned}$$

Так як розвантаження відбувається в пружній зоні, то справедливі рівняння Ляме, які приймають наступний вигляд:

$$\begin{aligned}(\lambda + G) \frac{\partial(\theta - \tilde{\theta})}{\partial x} + G\nabla^2(u - \tilde{u}) + X - \tilde{X} &= 0 \\ (\lambda + G) \frac{\partial(\theta - \tilde{\theta})}{\partial y} + G\nabla^2(v - \tilde{v}) + Y - \tilde{Y} &= 0 \\ (\lambda + G) \frac{\partial(\theta - \tilde{\theta})}{\partial z} + G\nabla^2(w - \tilde{w}) + Z - \tilde{Z} &= 0\end{aligned}$$

Ці рівняння, разом із граничними умовами мають одне рішення, яке визначається методами теорії пружності:

для переміщень

$$u - \tilde{u} = u^*, \quad v - \tilde{v} = v^*, \quad w - \tilde{w} = w^*$$

для деформацій

$$\begin{aligned}\varepsilon_{xx} - \tilde{\varepsilon}_{xx} &= \varepsilon_{xx}^* & \gamma_{xy} - \tilde{\gamma}_{xy} &= \gamma_{xy}^* \\ \varepsilon_{yy} - \tilde{\varepsilon}_{yy} &= \varepsilon_{yy}^* & \gamma_{yz} - \tilde{\gamma}_{yz} &= \gamma_{yz}^* \\ \varepsilon_{zz} - \tilde{\varepsilon}_{zz} &= \varepsilon_{zz}^* & \gamma_{zx} - \tilde{\gamma}_{zx} &= \gamma_{zx}^*\end{aligned}$$

для напружень

$$\begin{aligned}\sigma_{xx} - \tilde{\sigma}_{xx} &= \sigma_{xx}^* & \tau_{xy} - \tilde{\tau}_{xy} &= \tau_{xy}^* \\ \sigma_{yy} - \tilde{\sigma}_{yy} &= \sigma_{yy}^* & \tau_{yz} - \tilde{\tau}_{yz} &= \tau_{yz}^* \\ \sigma_{zz} - \tilde{\sigma}_{zz} &= \sigma_{zz}^* & \tau_{zx} - \tilde{\tau}_{zx} &= \tau_{zx}^*\end{aligned}$$

Звідки залишкові напруження можуть бути виділені в наступному вигляді

$$\begin{aligned}\tilde{\sigma}_{xx} &= \sigma_{xx} - \sigma_{xx}^* & \tilde{\tau}_{xy} &= \tau_{xy} - \tau_{xy}^* \\ \tilde{\sigma}_{yy} &= \sigma_{yy} - \sigma_{yy}^* & \tilde{\tau}_{yz} &= \tau_{yz} - \tau_{yz}^* \\ \tilde{\sigma}_{zz} &= \sigma_{zz} - \sigma_{zz}^* & \tilde{\tau}_{zx} &= \tau_{zx} - \tau_{zx}^*\end{aligned}$$

де згідно узагальненого закону Гука

$$\begin{aligned}\sigma_{xx}^* &= 2G_i \varepsilon_{xx}^* + 3\lambda_i \varepsilon_0^* & \tau_{xy}^* &= G_i \gamma_{xy} \\ \sigma_{yy}^* &= 2G_i \varepsilon_{yy}^* + 3\lambda_i \varepsilon_0^* & \tau_{yz}^* &= G_i \gamma_{yz} \\ \sigma_{zz}^* &= 2G_i \varepsilon_{zz}^* + 3\lambda_i \varepsilon_0^* & \tau_{zx}^* &= G_i \gamma_{zx}\end{aligned}$$

де

$$\begin{aligned}\lambda_i &= \frac{2\mu_i G_i}{1 - 2\mu_i} \\ G_i &= \frac{E_i}{2(1 + \mu_i)} \\ E_i &= E \cdot (1 - D(\varepsilon_p)^2) \\ \mu_i &= \mu \cdot (1 - D(\varepsilon_p)^2) \\ \varepsilon_0^* &= \frac{\varepsilon_{xx}^* + \varepsilon_{yy}^* + \varepsilon_{zz}^*}{3}\end{aligned}$$

### Висновки до розділу 3

1) Розроблено скінченно-елементну модель процесу дорнування функціонального отвору елементів авіаційних конструкцій та проведено скінченно-елементний аналіз, в результаті якого було визначено рівень залишкових напружень, деформацій та початкової пошкоджуваності при різних ступенях пластичного зміцнення (1%, 2%, 3%)

2) Побудовані поля початкової пошкоджуваності, яка виникає після дорнування в зоні функціонального отвору.

3) Визначено, що рівень максимальної пошкоджуваності знаходиться в зоні виходу дорну з отвору, пошкоджуваність посередині отвору в 2-5 разів менша (в залежності від рівня попереднього деформування) по відношенню до максимальної.

4) Зона початкової пошкоджуваності розповсюджується на глибину зразка до 1,2 мм. при рівні пластичного зміцнення 3%, до 1 мм. при рівні пластичного зміцнення 1-2%

5) Визначено, що в результаті дорнування в зоні функціонального отвору виникають суттєві стискаючі напруження при всіх рівнях пластичного зміцнення (1%, 2%, 3%), які в подальшому перерозподіляються в залежності від зовнішнього навантаження (залишкові головні стискаючі напруження –  $\sigma_z$  для рівнів пластичного зміцнення 1% дорівнюють – 652 МПа, 2% - 690 МПа, 3% - 735 МПа).

6) На основі теореми про розвантаження вдосконалена модель визначення залишкових напружень з урахуванням параметру пошкоджуваності.

## 4 МАЛОЦИКЛОВА ВТОМА СИЛОВИХ ЕЛЕМЕНТІВ З ФУНКЦІОНАЛЬНИМИ ОТВОРАМИ З ВРАХУВАННЯМ ПОШКОДЖУВАНOSTI

### 4.1 Експериментальні дослідження впливу кінетики накопичення пошкоджень на залишковий ресурс роботи конструктивних елементів з функціональними отворами

#### 4.1 Експериментальні дослідження на малоциклову втоми для зразків з дорнованими отворами алюмінієвого сплаву Д16чТ.

Експериментальні дослідження виконувалися при кімнатній температурі на випробувальному стенді Ві-02-112 з частотою навантаження 3 Гц в умовах

пульсуючого розтягу (  $R_{\sigma} = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} = 0$  ).

Крива малоциклової втоми будувалась для напружень в межах 200-420 МПа в двійних логарифмічних координатах (рис 4.1). Крива має лінійний вигляд та має злам при напруженнях у 340 МПа, що практично співпадає з результатами, які наведені в роботі [8] .

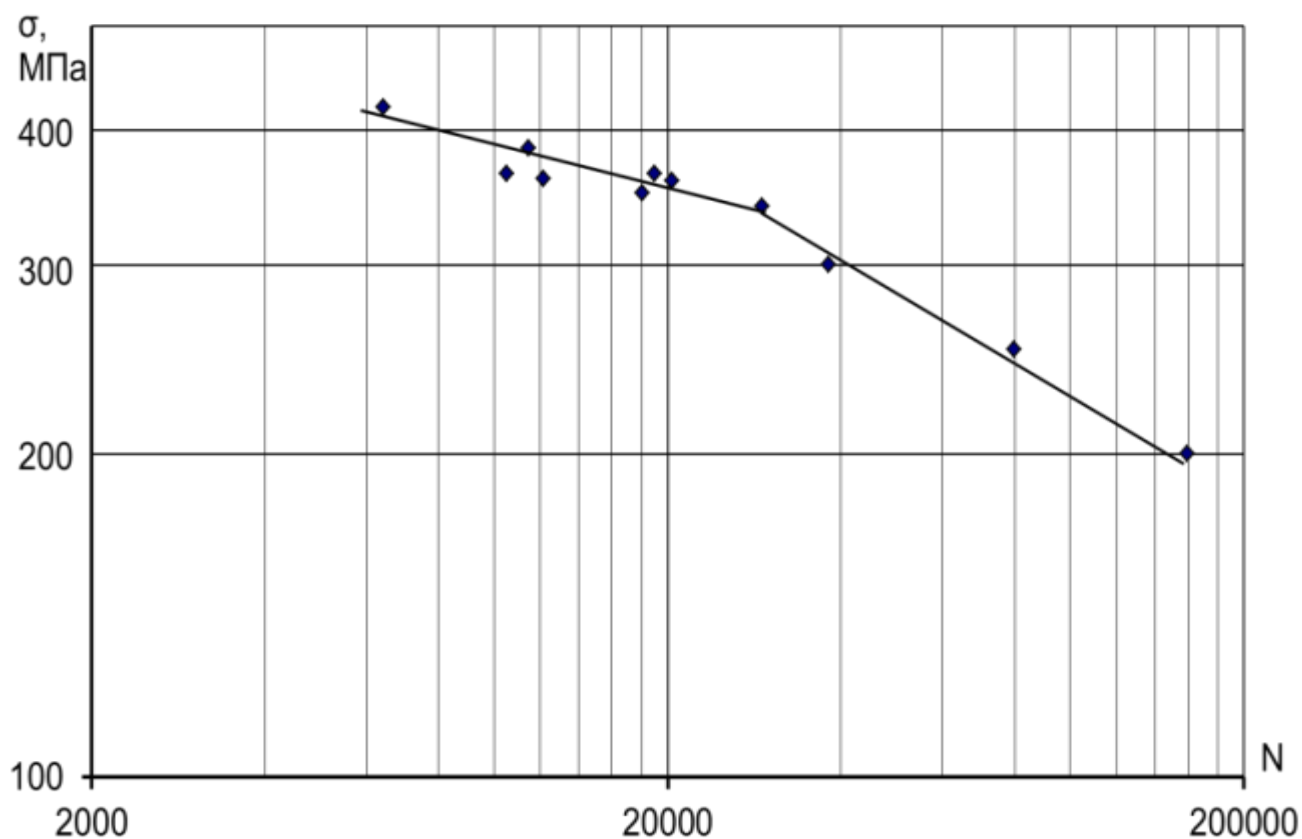


Рис. 4.1 Крива малоциклової втоми для алюмінієвого сплаву Д16чТ суцільного плоского зразку при пульсуючому розтязі (при  $T=293K$ )

На рис. 4.2 наведено графіки залежності кінетики накопичення розсіяних пошкоджень від кількості циклів до руйнування для різних рівнів діючих напружень для суцільного зразка з алюмінієвого сплаву Д16чТ при пульсуючому розтязі, яка розраховувалась за формулами наведеними в 2 розділі. Це дозволяє визначити граничне значення пошкоджуваності.

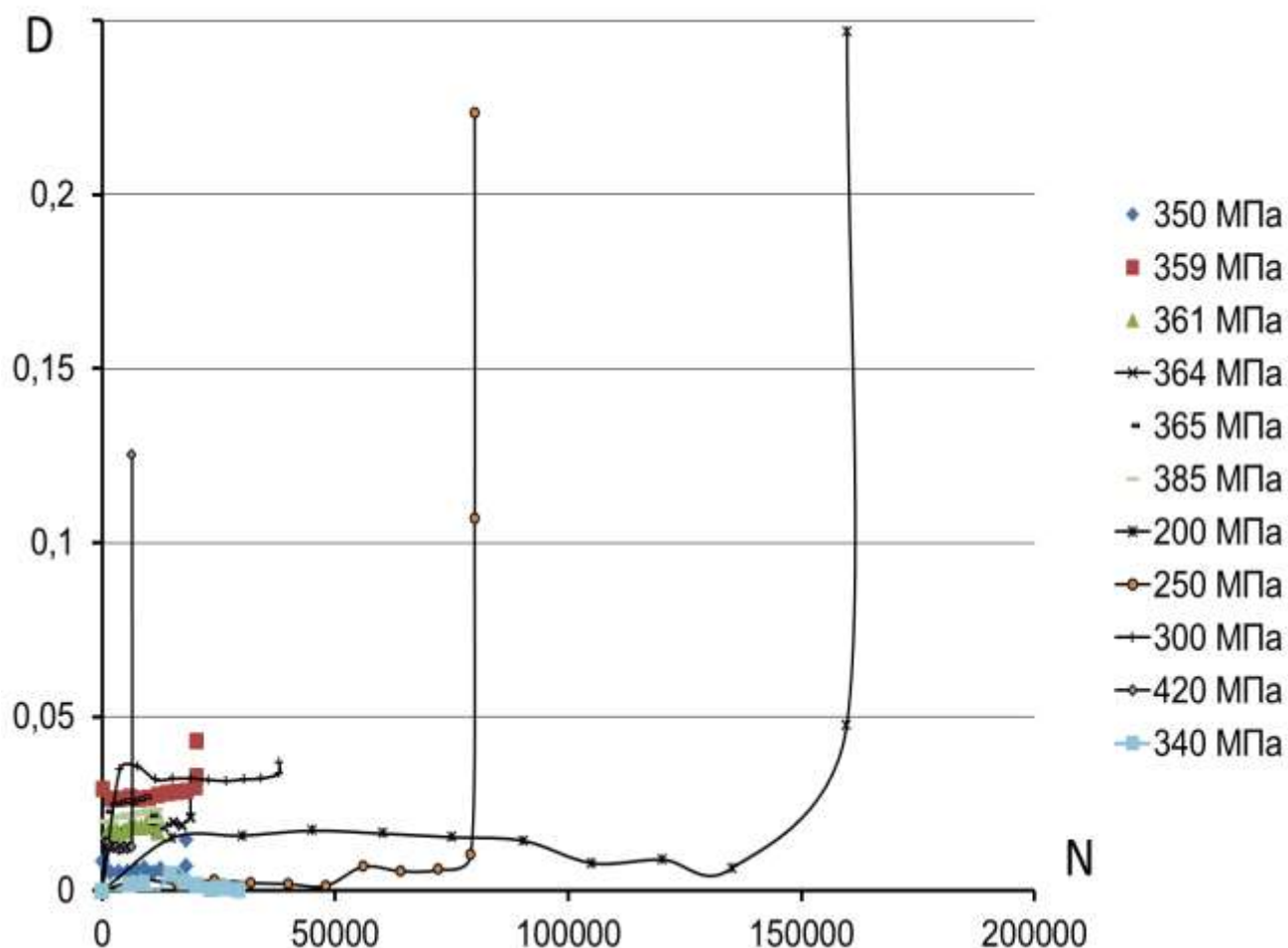


Рис. 4.2. Графік залежності кінетики накопичення розсіяних пошкоджень від кількості циклів до руйнування та діючих напружень для алюмінієвого сплаву Д16чТ при пульсуючому розтязі (при  $T=293K$ )

Криві циклічної живучості показують кінетику накопичення односторонньої пластичної деформації алюмінієвого сплаву Д16чТ при випробуванні плоских суцільних зразків при пульсуючому розтягу з частотою 3 Гц (рис 4.3), за методикою наведеною [118]. Наведенні дані показують кінетику накопичення односторонніх пластичних деформацій алюмінієвого сплаву Д16чТ від кількості циклів до руйнування та в залежності від напруження.

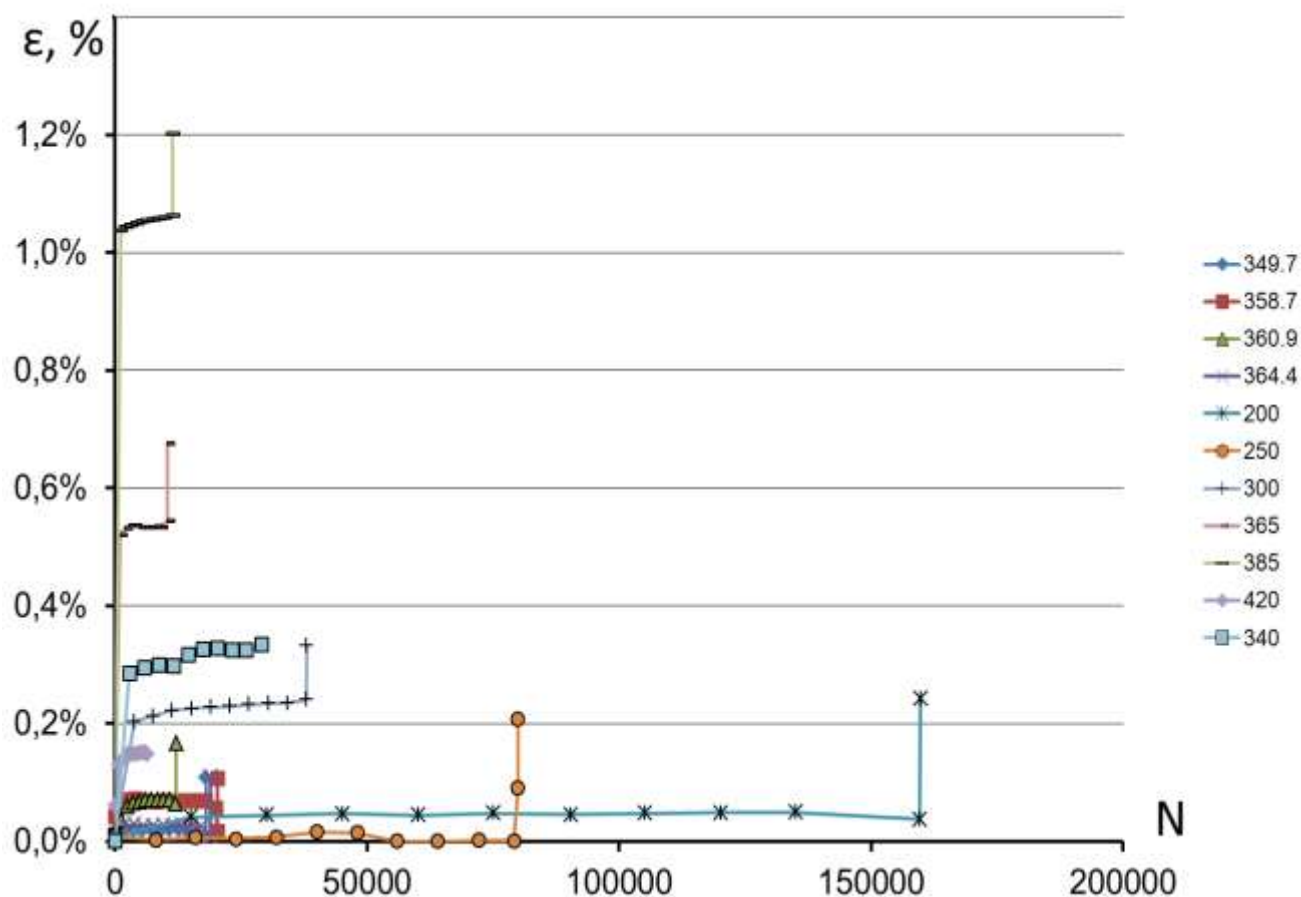


Рис. 4.3. Криві циклічної живучість алюмінієвого сплаву Д16чТ суцільного зразку при пульсуючому розтязі (при  $T=293K$ )

Криві малоциклової втоми для алюмінієвого сплаву Д16чТ при пульсуючому розтязі побудовані в двійних логарифмічних координатах та показана на рис. 4.4. для зразка з отвором при 0% початкової пластичної деформації, на рис. 4.5. для зразка з отвором при 1% початкової пластичної деформації, на рис. 4.6. для зразка з отвором при 2% початкової пластичної деформації, на рис. 4.7. для зразка з отвором при 3% початкової пластичної деформації. Залежність має лінійний вигляд для напруження  $\sigma_{\max}$  від кількості циклів до утворення тріщини  $N_T$  та напруження  $\sigma_{\max}$  від кількості циклів до руйнування  $N_R$ . В якості моменту виникнення макротріщини приймалась величина тріщини розміром 0,25мм. Методика контролю тріщини показана в розділі 2.



Для зразка з отвором при 0% початкової пластичної деформації розбіжність між кількістю циклів до утворення тріщини  $N_T$  та кількістю циклів до руйнування  $N_R$  при напруженні  $\sigma_{\max}=280$  МПа становить 14,1 відсотків, а при  $\sigma_{\max}=150$  МПа, становила 6,4 відсотків.

Для зразка з отвором при 1% початкової пластичної деформації розбіжність між кількістю циклів до утворення тріщини  $N_T$  та кількістю циклів до руйнування  $N_R$  для напруження  $\sigma_{\max}=280$  МПа становить 17,1 відсотків, а при  $\sigma_{\max}=150$  МПа, становила 5,8 відсотків.

Для зразка з отвором при 2% початкової пластичної деформації розбіжність між кількістю циклів до утворення тріщини  $N_T$  та кількістю циклів до руйнування  $N_R$  при напруженні  $\sigma_{\max}=280$  МПа становить 54,8 відсотків, а при  $\sigma_{\max}=150$  МПа, становила 8,1 відсотків.

Для зразка з отвором при 3% початкової пластичної деформації розбіжність між кількістю циклів до утворення тріщини  $N_T$  та кількістю циклів до руйнування  $N_R$  при напруженні  $\sigma_{\max}=280$  МПа становить 49,4 відсотків, а при  $\sigma_{\max}=190$  МПа, становила 11,1 відсотків. Результати малоциклової втоми при менших напруженнях  $\sigma_{\max}=170$  МПа не брались у порівняння, так як руйнування зразків відбувалося не по зоні концентратора, а по зоні суцільного зразка. Фото такого зразку представлено на рис. 4.25. та на рис. 4.26. наведено фото його зламу.

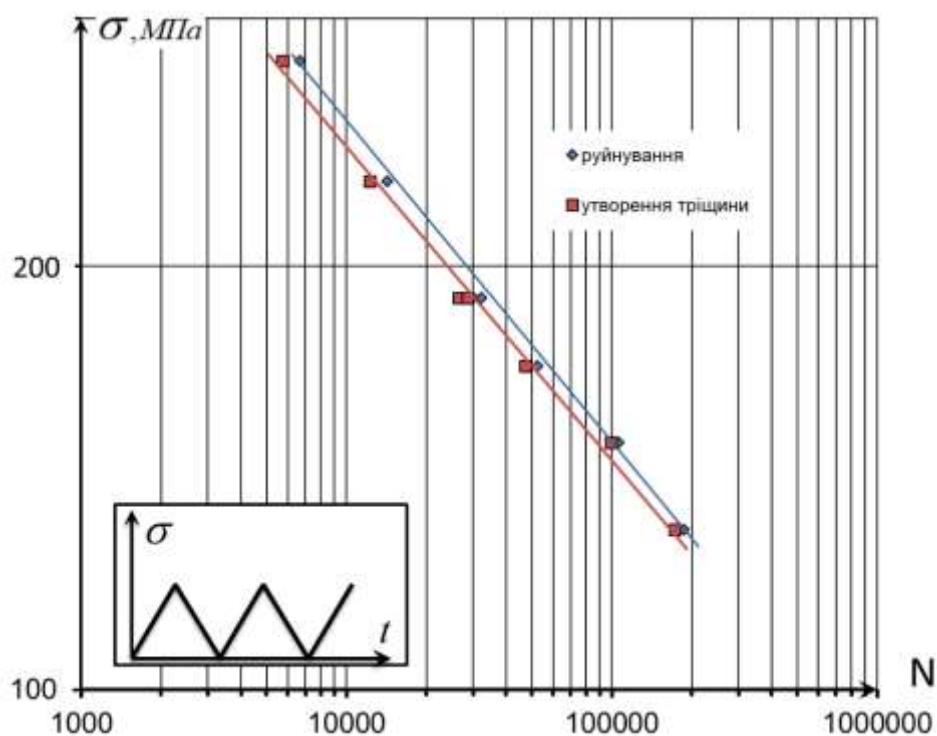


Рис. 4.4. Крива малоциклової втоми для алюмінієвого сплаву Д16чТ зразку з отвором при 0% початкової пластичної деформації при пульсуючому розтязі (при  $T=293K$ )

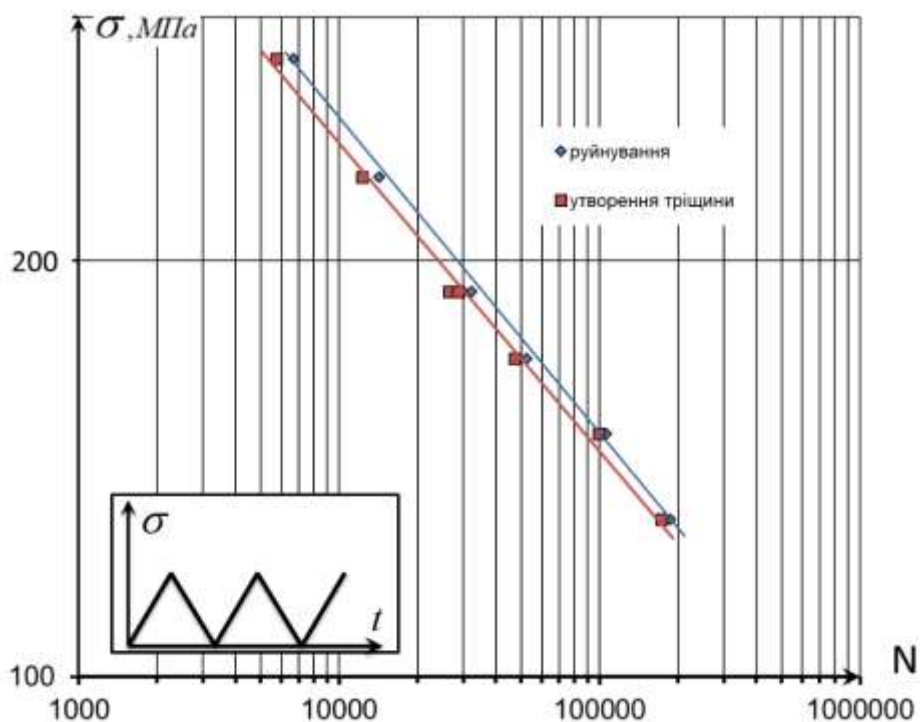


Рис. 4.5. Крива малоциклової втоми для алюмінієвого сплаву Д16чТ зразку з отвором при 1% початкової пластичної деформації при пульсуючому розтязі (при  $T=293K$ )

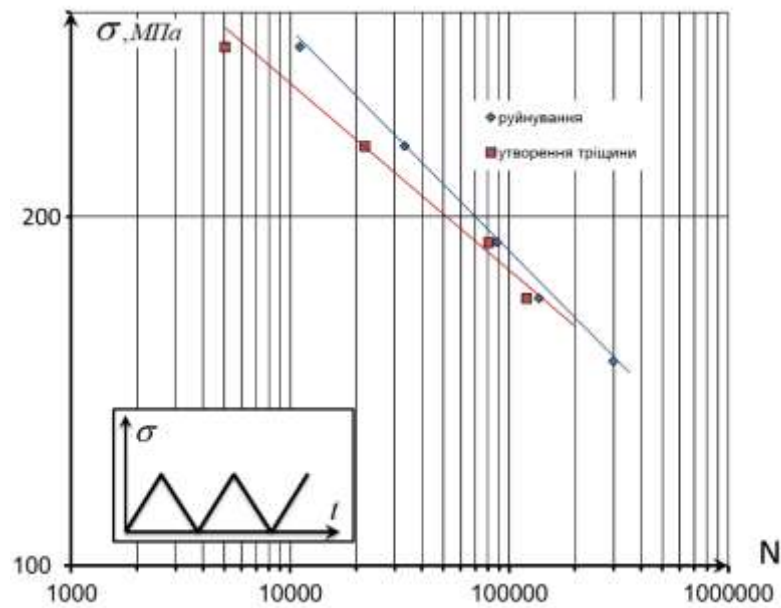


Рис. 4.6. Крива малоциклової втоми для алюмінієвого сплаву Д16чТ зразку з отвором при 2% початкової пластичної деформації при пульсуючому розтязі (при  $T=293\text{K}$ )

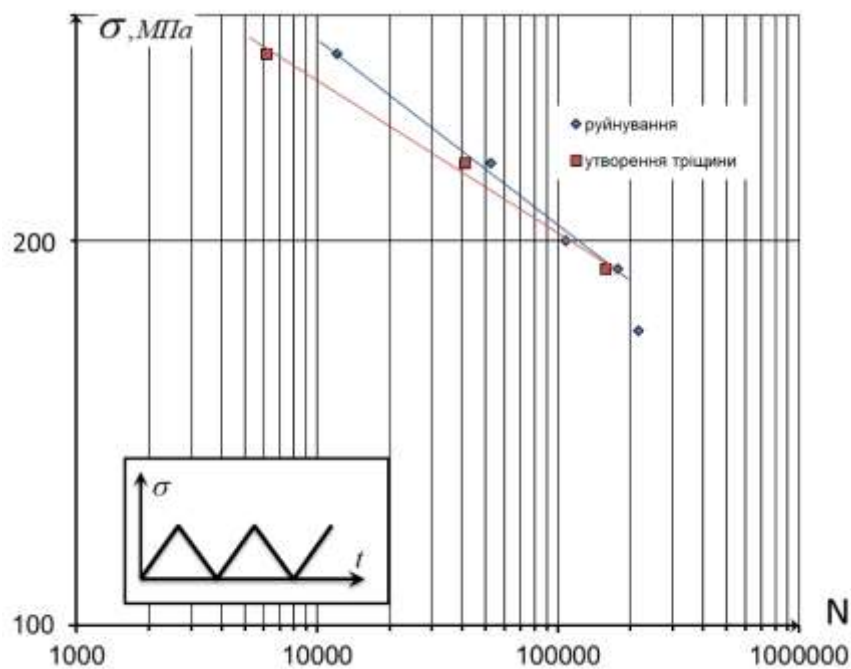


Рис. 4.7. Крива малоциклової втоми для алюмінієвого сплаву Д16чТ зразку з отвором при 3% початкової пластичної деформації при пульсуючому розтязі (при  $T=293\text{K}$ )

Порівняння поданих, як приклад, кривих малоциклової втоми для алюмінієвого сплаву Д16чТ, отриманих на зразках з отвором при пульсуючому розтязі з початковою пластичною деформацією 0%, 1%, 2% та 3% після дорнування, відповідно, наведено на рис. 4.8. Це дозволяє зробити висновок про вплив залишкової пластичної деформації в отворі на довговічність. Характерним є те, що наявність початкової пластичної деформації призводить до підвищення

довговічності металу за рахунок отриманих залишкових напружень в концентраторі (отвір). Максимальна розбіжність між отриманими експериментальними значеннями кількості циклів до руйнування при малоцикловій втомі склала в 6 разів при напруженні  $\sigma_{\max}=190$  МПа між значеннями для отворів без дорнування та з дорнуванням при 3% залишкової пластичної деформації.

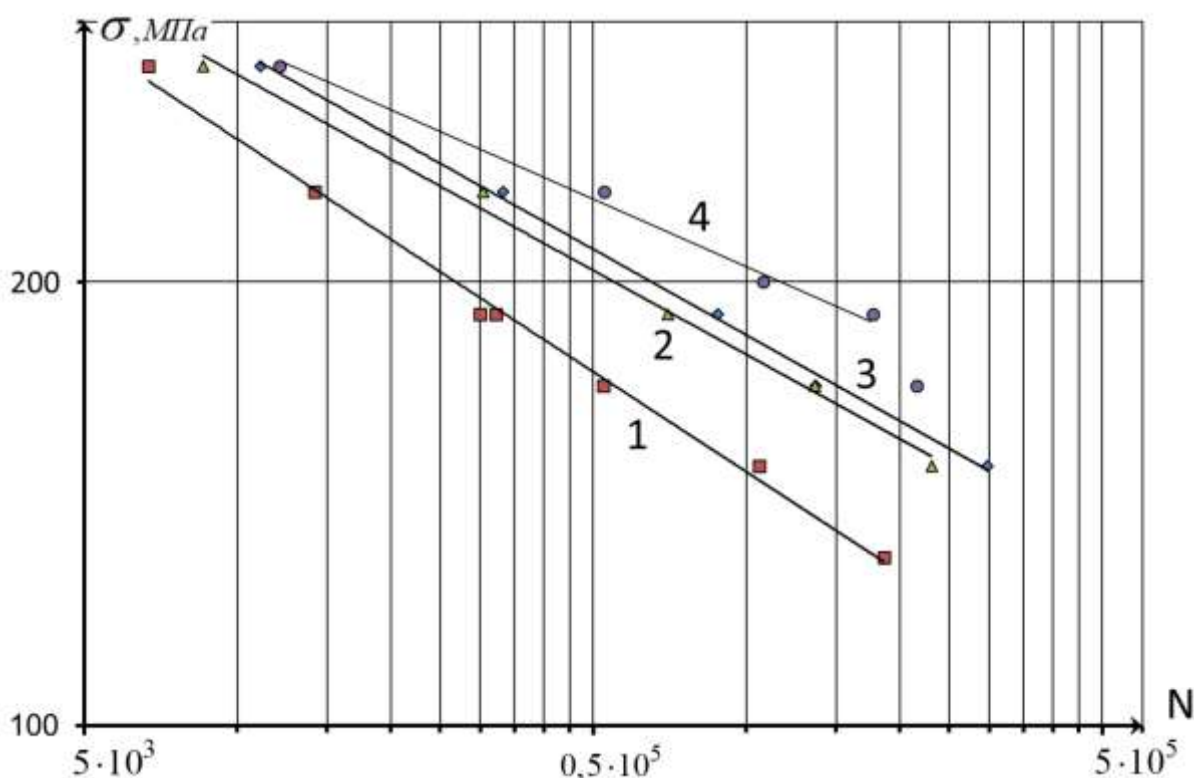


Рис. 4.8. Криві малоциклової втоми для алюмінієвого сплаву Д16чТ зразку з отвором при: 1- 0% початкової пластичної деформації; 2- 1% початкової пластичної деформації; 3- 2% початкової пластичної деформації; 4- 3% початкової пластичної деформації при пульсуючому розтязі (при  $T=293K$ )

Проведено порівняльний аналіз малоциклової втоми зразків з отворами (без дорнування та з дорнуванням), а також для суцільних зразків, виготовлених з алюмінієвого сплаву Д16чТ. Результати порівняльного аналізу наведені у вигляді кривих втоми (рис 4.21) для зразків при початковій пластичній деформації 0%, 1%, 2%, 3% та для суцільного зразка, відповідно. Криві малоциклової втоми для зразків з отвором при 3% залишкової пластичної деформації (крива 4), при напруженнях до 190 МПа та для суцільних зразків

(крива 5), - співпали, що свідчить, що концентратор не впливає на довговічність. Встановлено, що руйнування зразків з отвором при 2% залишкової пластичної деформації (крива 3), при напруженнях до 150 МПа, та при 3% залишкової пластичної деформації (крива 4), при напруженнях до 190 МПа, відповідно, відбулось не в зоні концентратора.

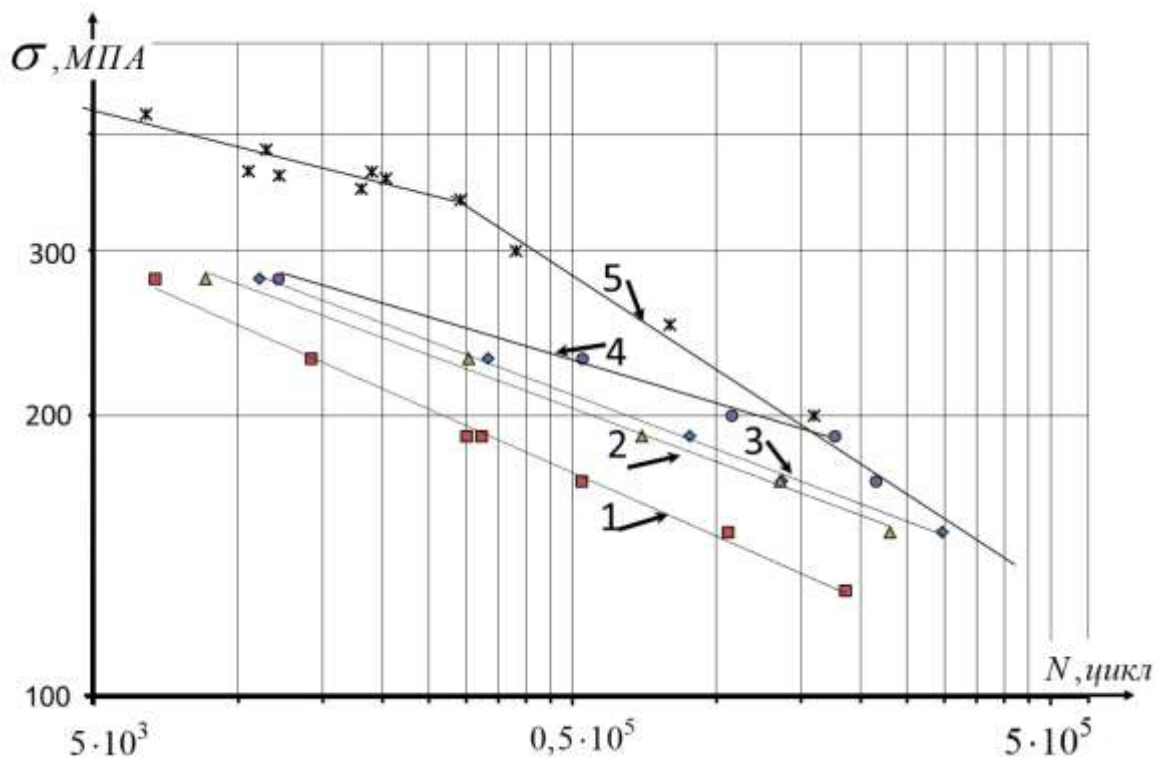


Рис. 4.9. Криві малоциклової втоми для алюмінієвого сплаву Д16чТ: зразку з отвором при 1- 0% початкової пластичної деформації; 2- 1% початкової пластичної деформації; 3- 2% початкової пластичної деформації; 4- 3% початкової пластичної деформації; 5- для суцільного зразку, при пульсуючому розтязі (при  $T=293K$ )

На рис. 4.10, 4.13, 4.16, 4.19 наведено залежність росту довжини тріщини (живучість) від кількості циклів м'якого режиму навантаження, для плоского зразка з концентратором. Отримані результати показують, що з зменшенням розтягу чого напруження зростає кількість циклів до початку утворення тріщини та веде до зростання довжини тріщини від кількості циклів до руйнування.

Графіки залежності критичної довжини тріщини від напруження для алюмінієвого сплаву Д16чТ зразку з концентратором представлено на рис. 4.23,

4.14, 4.17, 4.20. Залежності побудовано у двійній логарифмічній системі та в першому наближенні мають лінійні залежності критичної величини довжини тріщини від напруження.

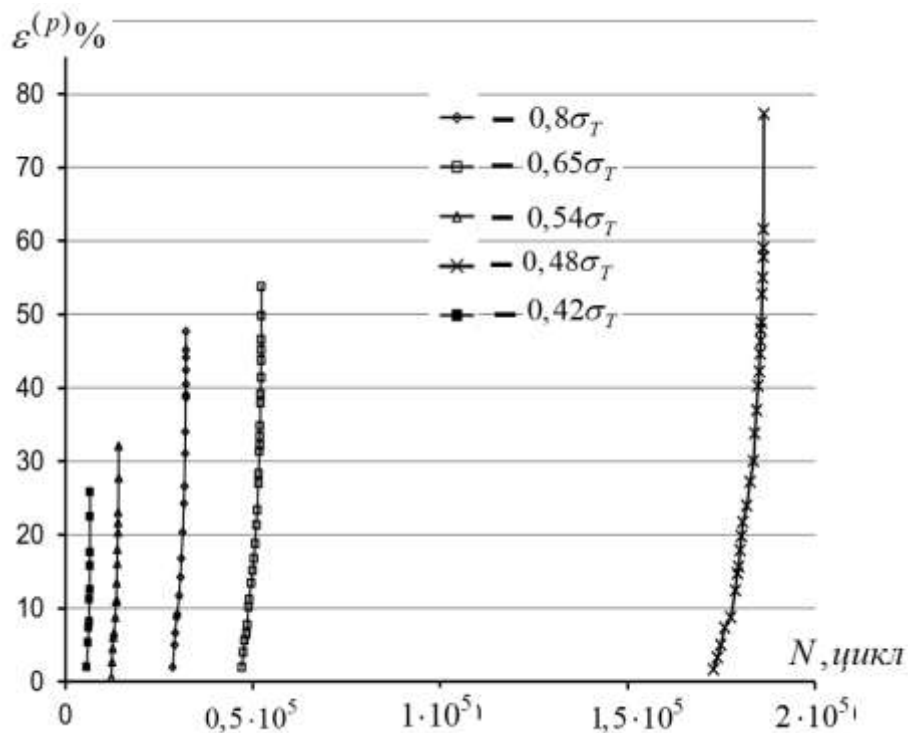


Рис. 4.10. Крива циклічної живучість для алюмінієвого сплаву Д16чТ зразку з отвором при 0% початкової пластичної деформації при пульсуючому розтязі (при  $T=293\text{K}$ )

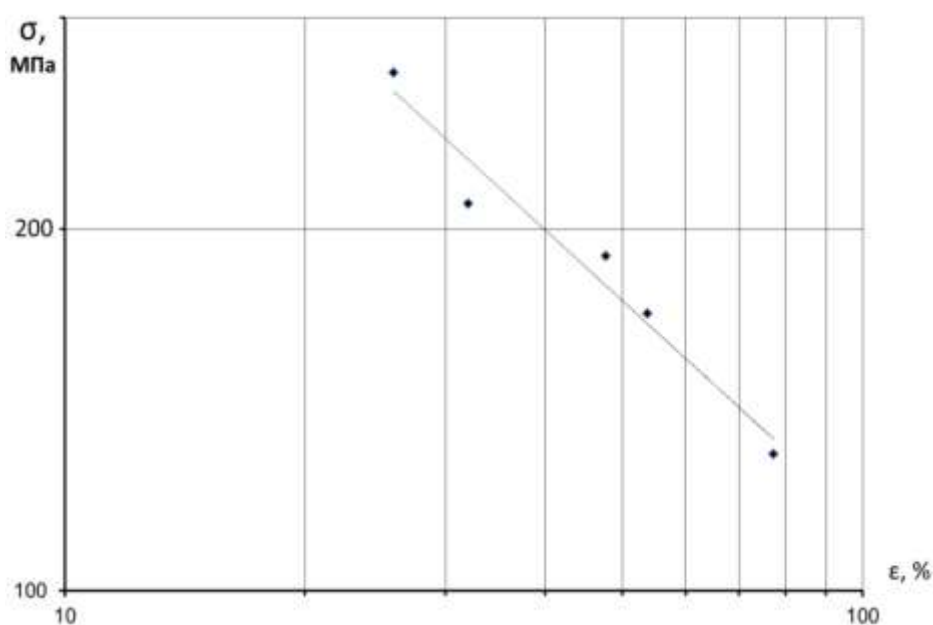


Рис. 4.11. Залежність критичної довжини тріщини від напруження для алюмінієвого сплаву Д16чТ зразку з отвором при 0% початкової пластичної деформації для умов пульсуючого розтягу (при  $T=293\text{K}$ )

Графіки залежності критичної довжини тріщини від кількості циклів до руйнування для алюмінієвого сплаву Д16чТ зразку з концентратором представлено на рис. 4.12, 4.15, 4.18, 4.21. Залежності побудовано у двійній логарифмічній системі та в першому наближенні мають лінійні залежності критичної величини довжини тріщини від кількості циклів до руйнування.

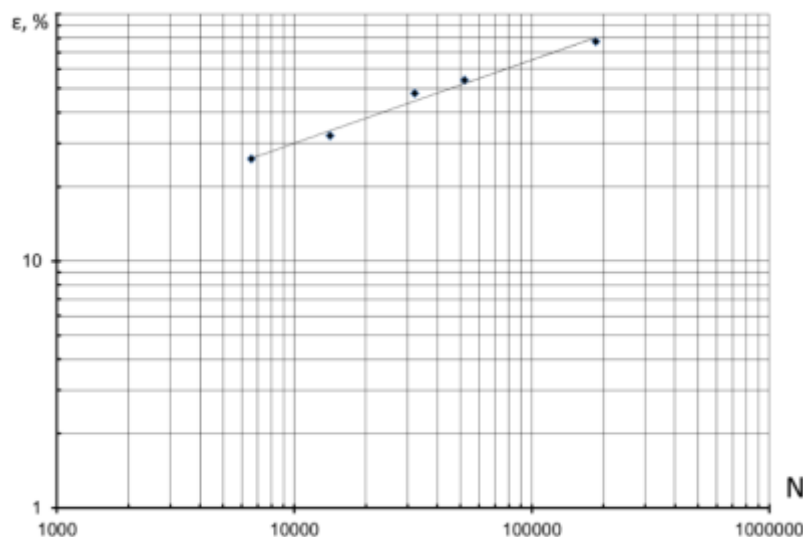


Рис. 4.12. Графік залежності критичної довжини тріщини від кількості циклів до руйнування для алюмінієвого сплаву Д16чТ зразку з отвором при 0% початкової пластичної деформації при пульсуючому розтязі (при  $T=293K$ )

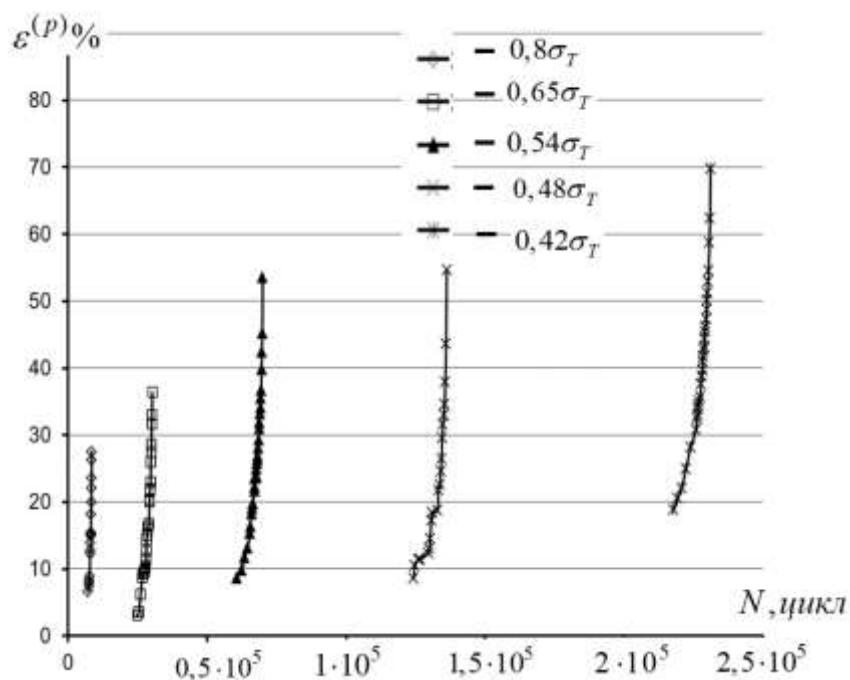


Рис. 4.13. Крива циклічної живучості для алюмінієвого сплаву Д16чТ зразку з отвором при 1% початкової пластичної деформації при пульсуючому розтязі (при  $T=293K$ )

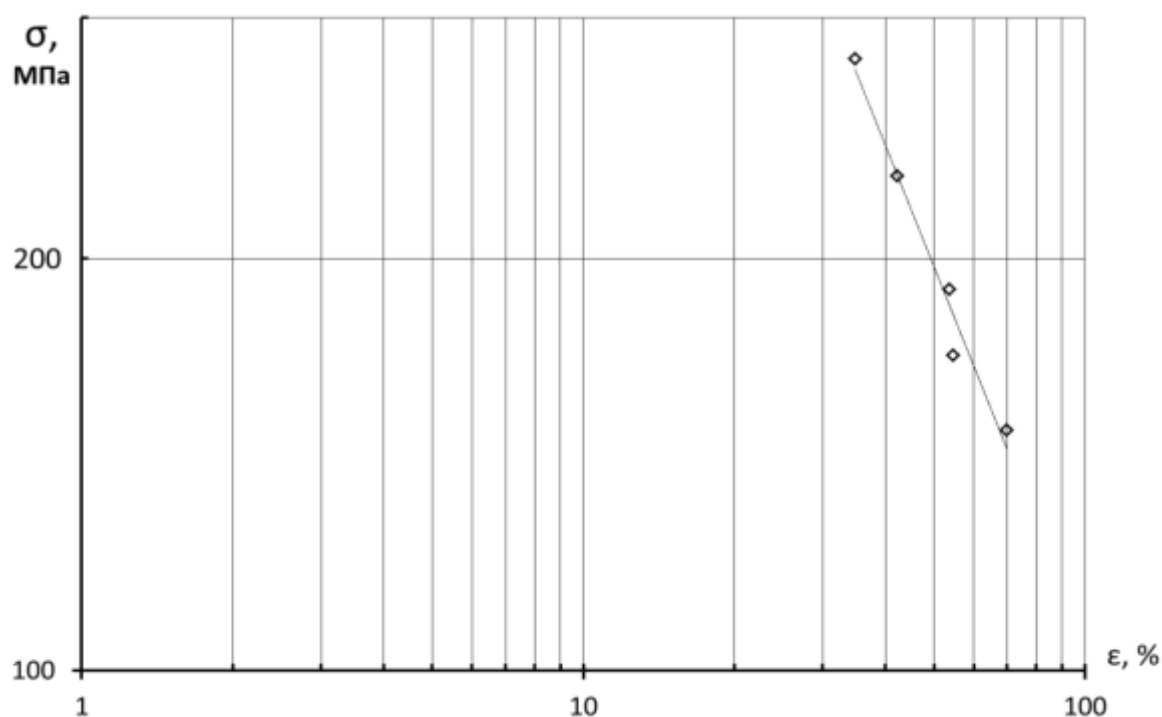


Рис. 4.14. Графік залежності критичної довжини тріщини від напруження для алюмінієвого сплаву Д16чТ зразку з отвором при 1% початкової пластичної деформації при пульсуючому розтязі (при  $T=293K$ )

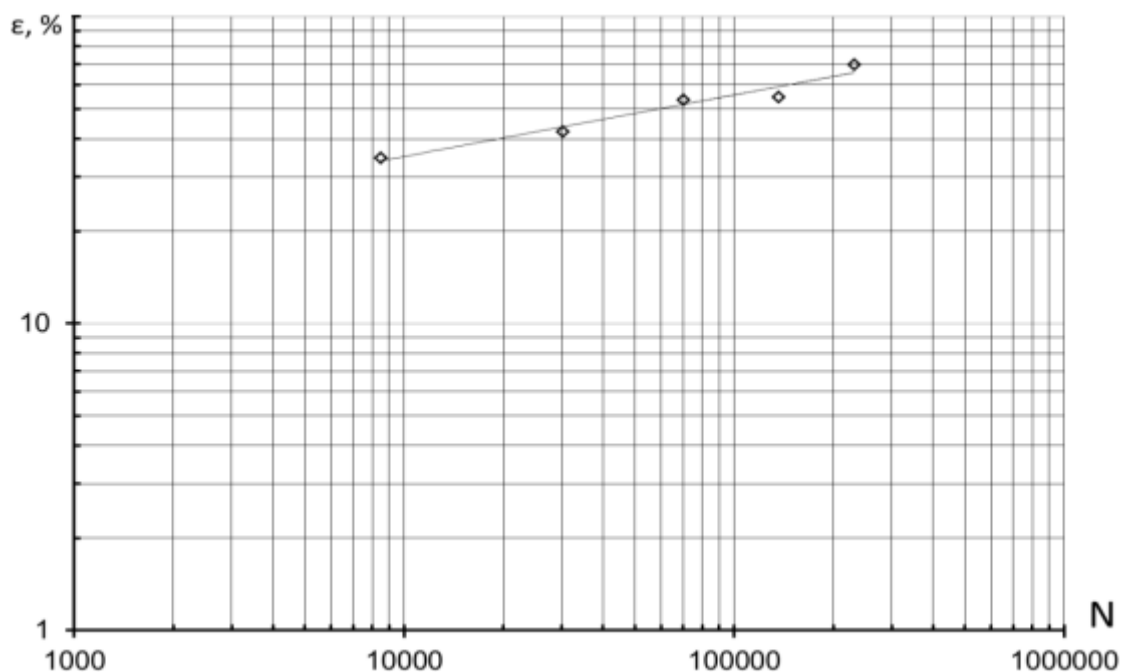


Рис. 4.15. Графік залежності критичної довжини тріщини від кількості циклів до руйнування для алюмінієвого сплаву Д16чТ зразку з отвором при 1% початкової пластичної деформації при пульсуючому розтязі (при  $T=293K$ )



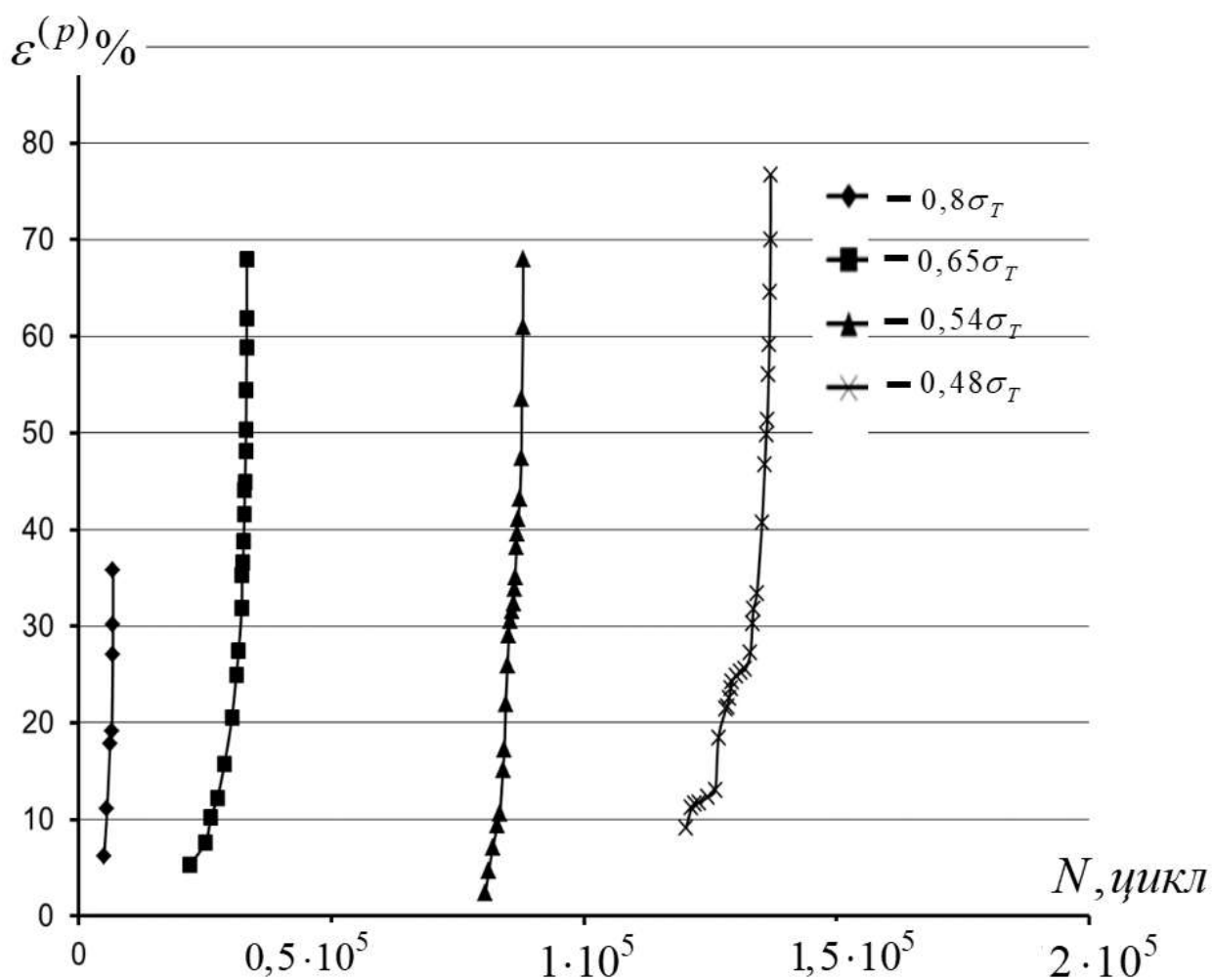


Рис. 4.16. Крива циклічної живучість для алюмінієвого сплаву Д16чТ зразку з отвором при 2% початкової пластичної деформації при пульсуючому розтязі (при  $T=293K$ )

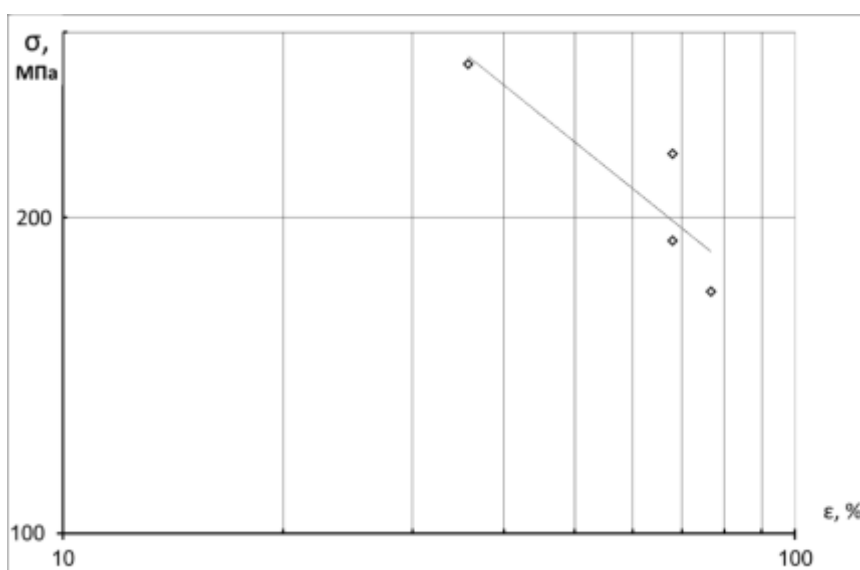


Рис. 4.17. Графік залежності критичної довжини тріщини від напруження для алюмінієвого сплаву Д16чТ зразку з отвором при 2% початкової пластичної деформації при пульсуючому розтязі (при  $T=293K$ )

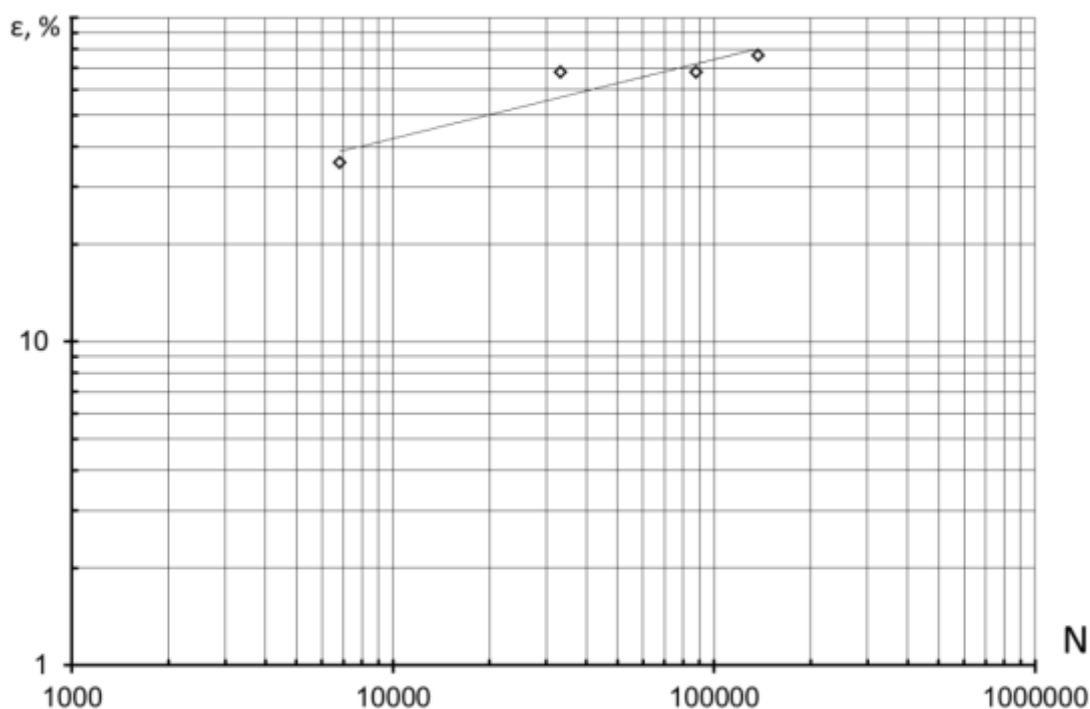


Рис. 4.18. Графік залежності критичної довжини тріщини від кількості циклів до руйнування для алюмінієвого сплаву Д16чТ зразку з отвором при 2% початкової пластичної деформації при пульсуючому розтязі (при  $T=293K$ )

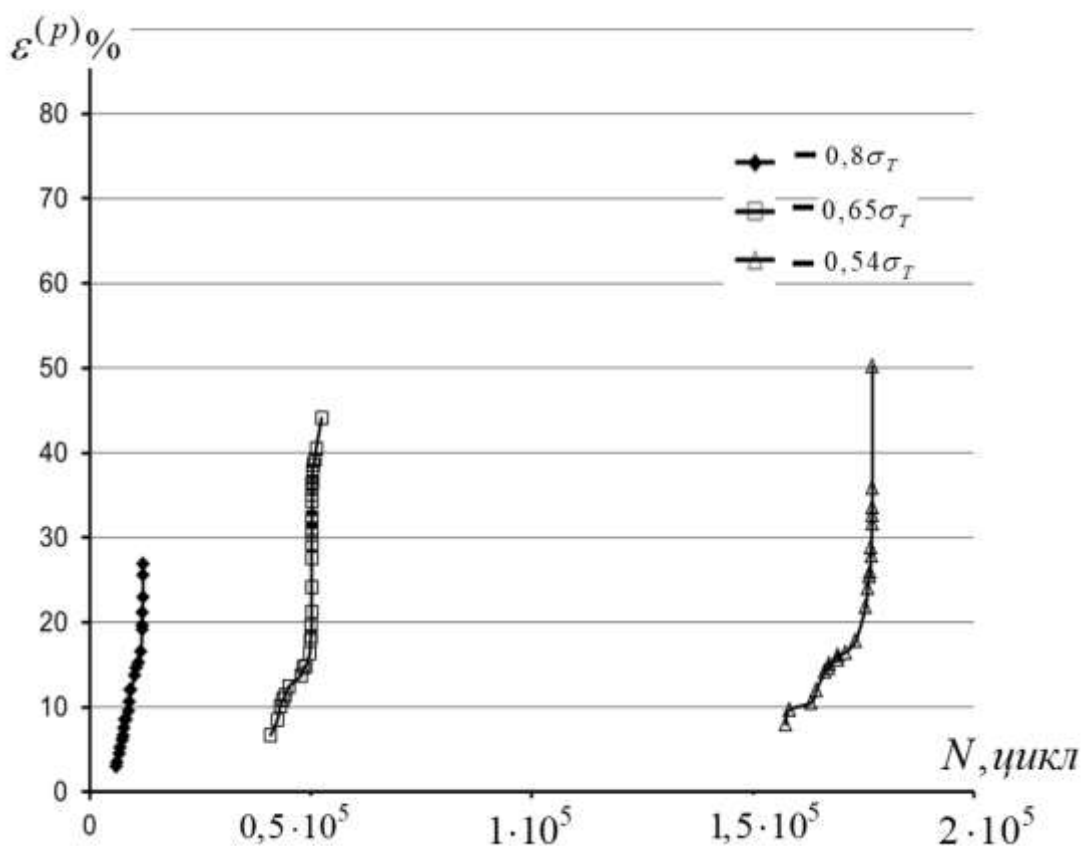


Рис. 4.19. Крива циклічної живучості для алюмінієвого сплаву Д16чТ зразку з отвором при 3% початкової пластичної деформації при пульсуючому розтязі (при  $T=293K$ )

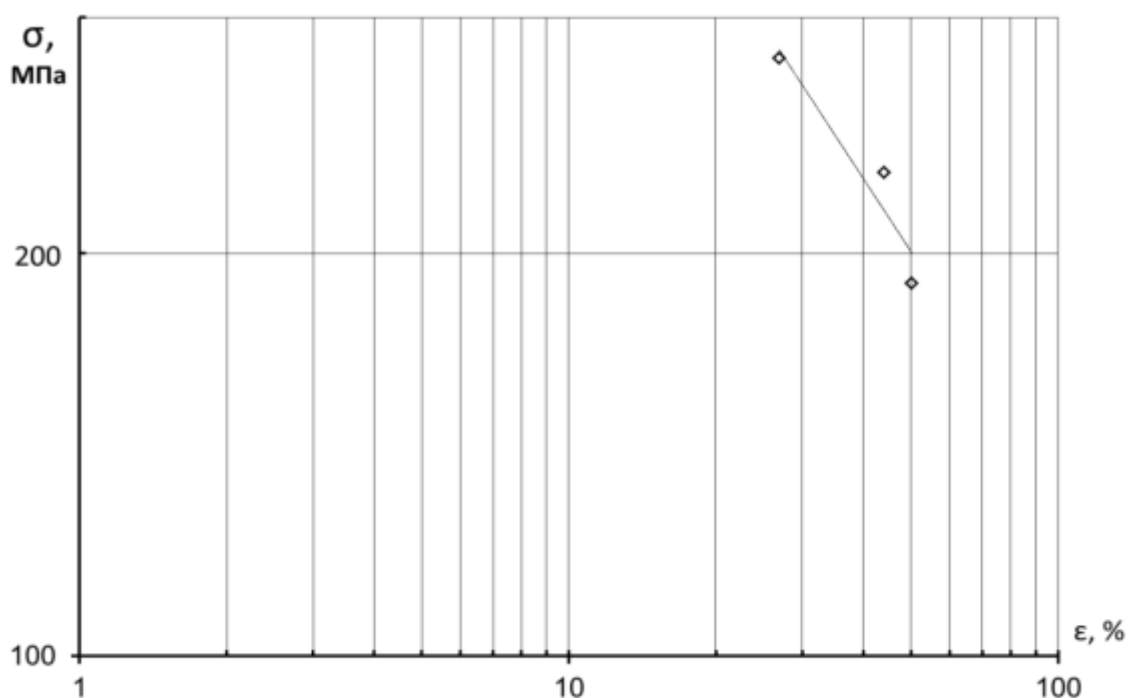


Рис. 4.20. Графік залежності критичної довжини тріщини від напруження для алюмінієвого сплаву Д16чТ зразку з отвором при 3% початкової пластичної деформації при пульсуючому розтязі (при  $T=293K$ )

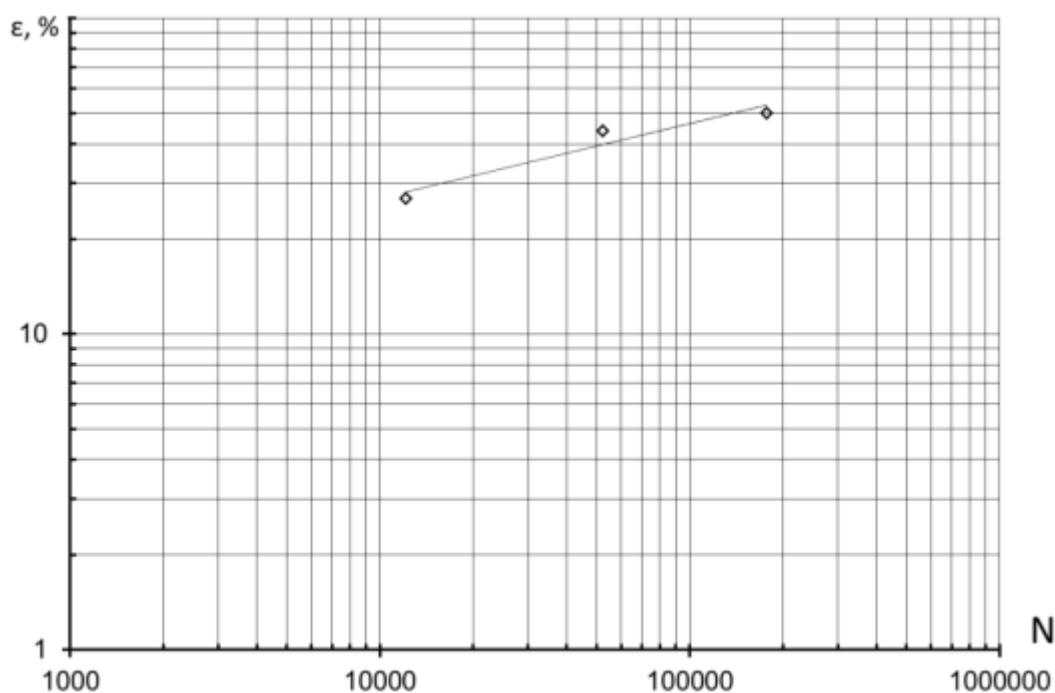


Рис. 4.21. Графік залежності критичної довжини тріщини від кількості циклів до руйнування для алюмінієвого сплаву Д16чТ зразку з отвором при 3% початкової пластичної деформації при пульсуючому розтязі (при  $T=293K$ )

Руйнування плоского зразку з отвором при пульсуючому розтязі алюмінієвого сплаву Д16чТ в умовах малоциклової втоми відбувається впоперек

зразку показано на рис. 4.22. Тріщини малоциклової втоми починають рости від отвору.



Рис. 4.22. Зруйнований зразок з концентратором алюмінієвого сплаву Д16чТ

Злам зразку з концентратором при  $\sigma_{\max}=280$  МПа алюмінієвого сплаву Д16чТ показано на рис. 4.23, та при  $\sigma_{\max}=150$  МПа на рисунку 4.24. З нього видно, що зародження макротріщини почалося біля поверхні отвору (по світлій зоні) та її рух в напрямку бокової поверхні зразку. Довжина тріщини при напруженні  $\sigma_{\max}=280$  МПа в порівнянні з напруженням  $\sigma_{\max}=150$  МПа значно менша. Про це свідчить збільшення розмірів світлої зони та числа циклів до руйнування після утворення макротріщини (живучість) [112].



Рис. 4.23. Злам зразку з концентратором при  $\sigma_{\max}=280$  МПа алюмінієвого сплаву Д16чТ



Рис. 4.24. Злам зразку з концентратором при  $\sigma_{\max}=150$  МПа алюмінієвого сплаву Д16чТ

Злам зразку з концентратором при 3% початкової пластичної деформації та напруженні  $\sigma_{\max}=170$  МПа алюмінієвого сплаву Д16чТ показано на рис. 4.25. Де видно, що початок зародження макротріщини відбулося по суцільній зоні зразку. А саме виявлено той факт, що при певній величині залишкових деформацій після дорнування напружень в зоні концентратора з від'ємним знаком роблять зразок в умовах мало циклової втоми не чутливим до наявності концентратора [112].



Рис. 4.25. Руйнування зразку з концентратором при 3% початкової пластичної деформації при  $\sigma_{\max}=170$  МПа алюмінієвого сплаву Д16чТ



Рис. 4.26. Злам зразку з концентратором при 3% початкової пластичної деформації при  $\sigma_{\max}=170$  МПа алюмінієвого сплаву Д16чТ

Комплекс отриманих результатів дозволив побудувати залежність залишкової пластичної деформації  $\epsilon_{\text{зал}}$  після дорнування отвору від кількості циклів до руйнування  $N_R$  та діючих номінальних напружень  $\sigma$  для алюмінієвого сплаву Д16чТ зразків з отвором для умов пульсуючого розтягу (рис 4.27). Це дає можливість визначити вплив величини пластичної деформації при дорнуванні отвору на кількість циклів до руйнування.

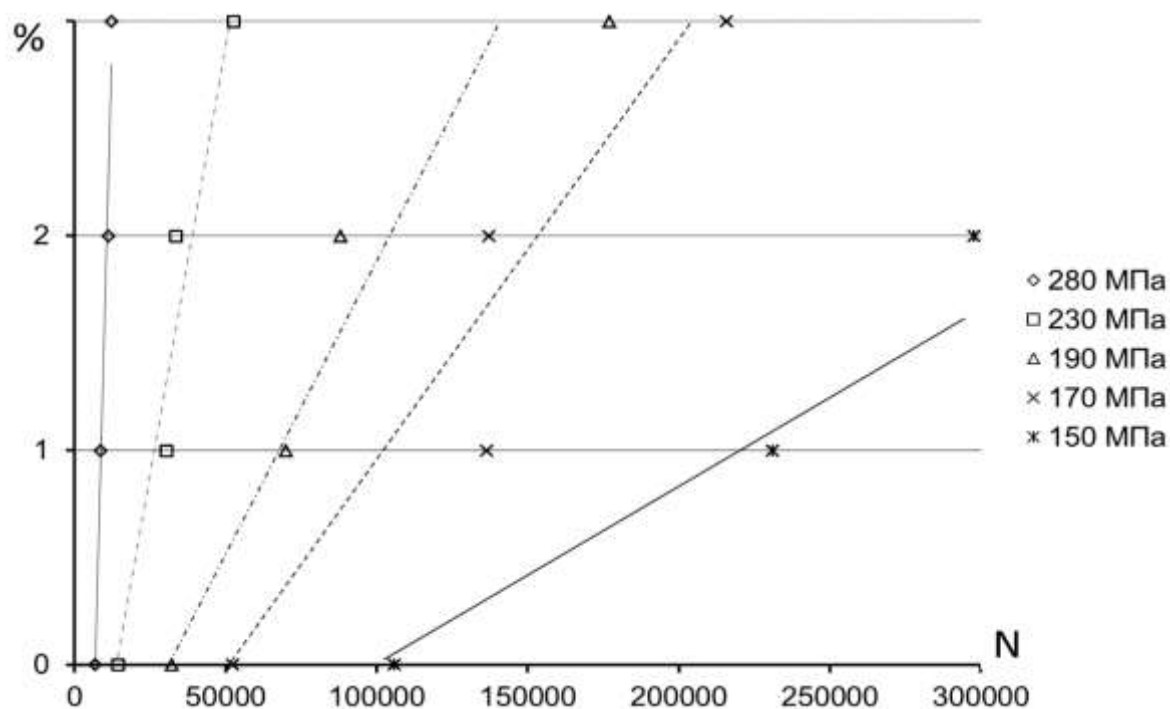


Рис. 4.27. Графік залежності величини залишкової пластичної деформації після дорнування від кількості циклів до руйнування та діючих напружень для алюмінієвого сплаву Д16чТ зразку з отвором при пульсуючому розтязі (при  $T=293K$ )

#### 4.2 Прогнозування довговічності конструктивних елементів з функціональними отворами з урахуванням кінетики накопичення пошкоджень

Розроблена методика визначення (оцінки) кількості циклів до руйнування в залежності від ступеня пластичної деформації та рівня максимального напруження алюмінієвого сплаву Д16чТ.

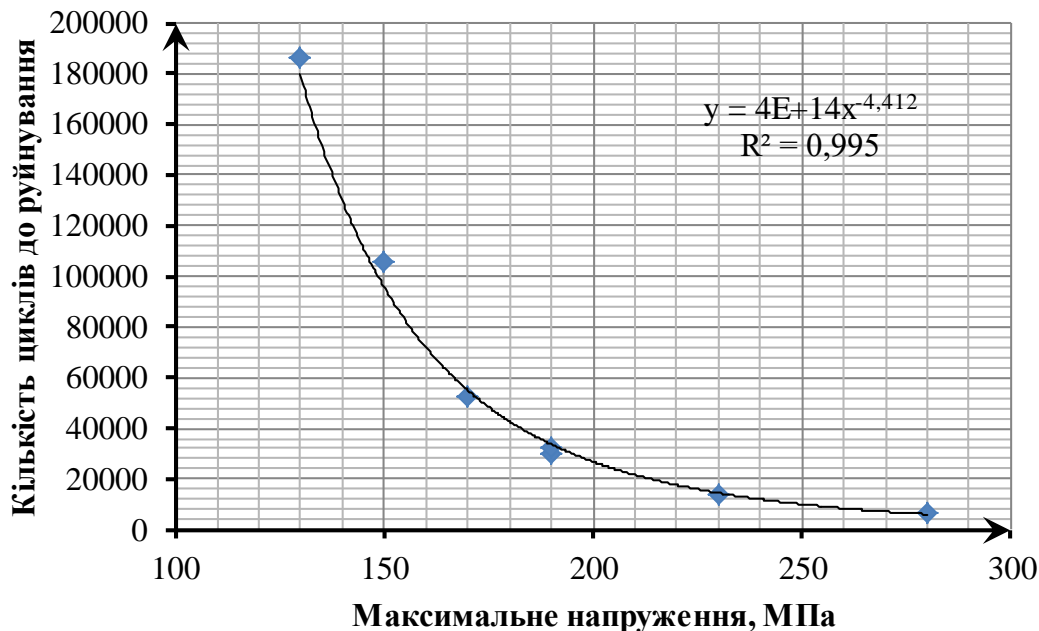
Проведення експерименту більш детально розписано у роботах [9,10] про оцінки впливу процесу дорнування технологічних отворів плоских зразків товщиною 5мм, виготовлених з алюмінієвого сплаву Д16чТ, та було встановлено, що процес дорнування все ж таки позитивно впливає на експлуатаційний ресурс. Пластичне зміцнення поверхні технологічних отворів створює локальну зону стискаючих залишкових напружень. В результаті зменшується вплив концентрації напружень навколо технологічного отвору при пульсуючому циклі навантаження та підвищується рівень граничних навантажень, які може витримати конструкція

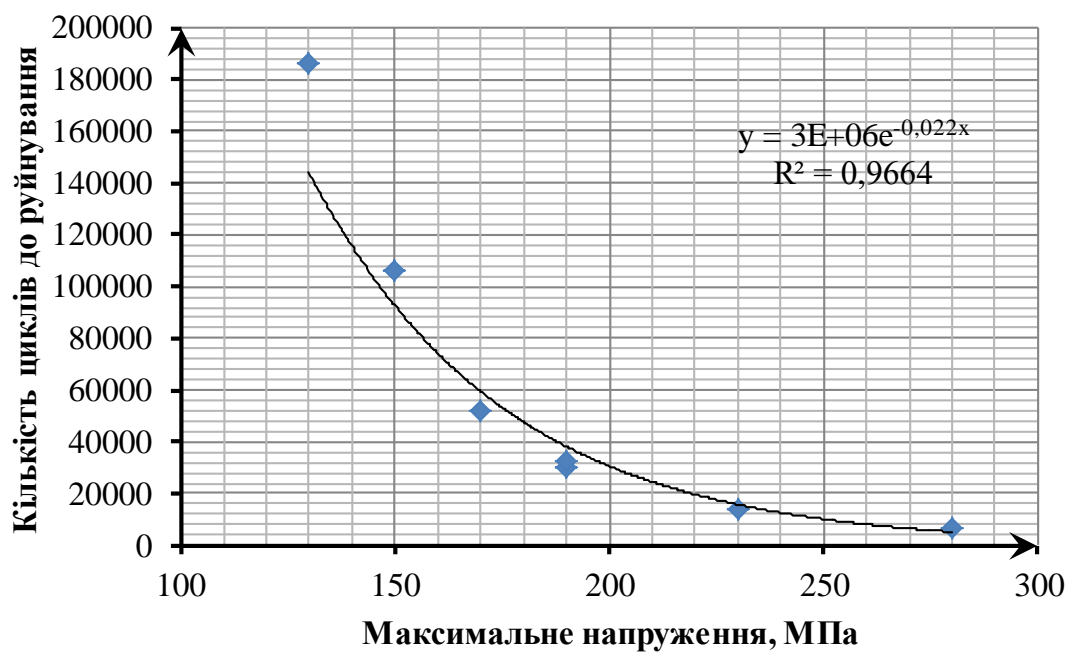
На основі проведеного експерименту були отримані дані про кількість циклів до руйнування, для пластини з отвором при різних видах пластичного деформування у табл. 1 наведені ці дані. [113].

**Таблиця 4.1** Експериментальне значення кількості циклів до руйнування  $N_R$  для ДчТ16 в залежності від величини максимальних напружень  $\sigma_{\max}$  при циклічному навантаженні і рівня пластичної деформації  $\varepsilon_{\text{дорн}}$ , яка виникає в процесі дорнування

Напруження $\sigma_{\max}$	Рівень пластичної деформації, $\varepsilon_{\text{дорн}}$ в %			
	0	1	2	3
130	186294	-	-	-
150	105831	231080	297618	-
170	52333	136216	136989	215790
190	32235	69998	88020	177058
200	-	-	-	107741
230	14200	30353	33316	52480
280	6685	8557	11094	12116

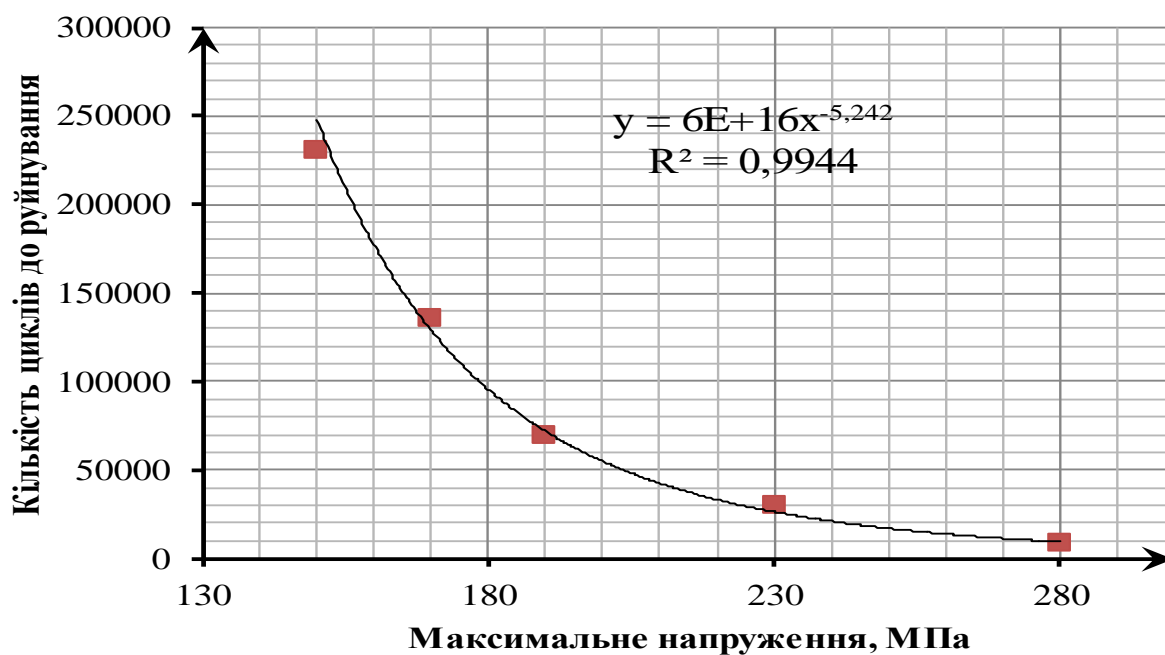
Для опису залежності  $N_R$  від  $\sigma_{\max}$  при фіксованому значенні пластичної деформації  $\varepsilon_{\text{дорн}}$ , найкраще підходять степеневі і експоненціальні криві, які представлені на рис.4.28-4.31





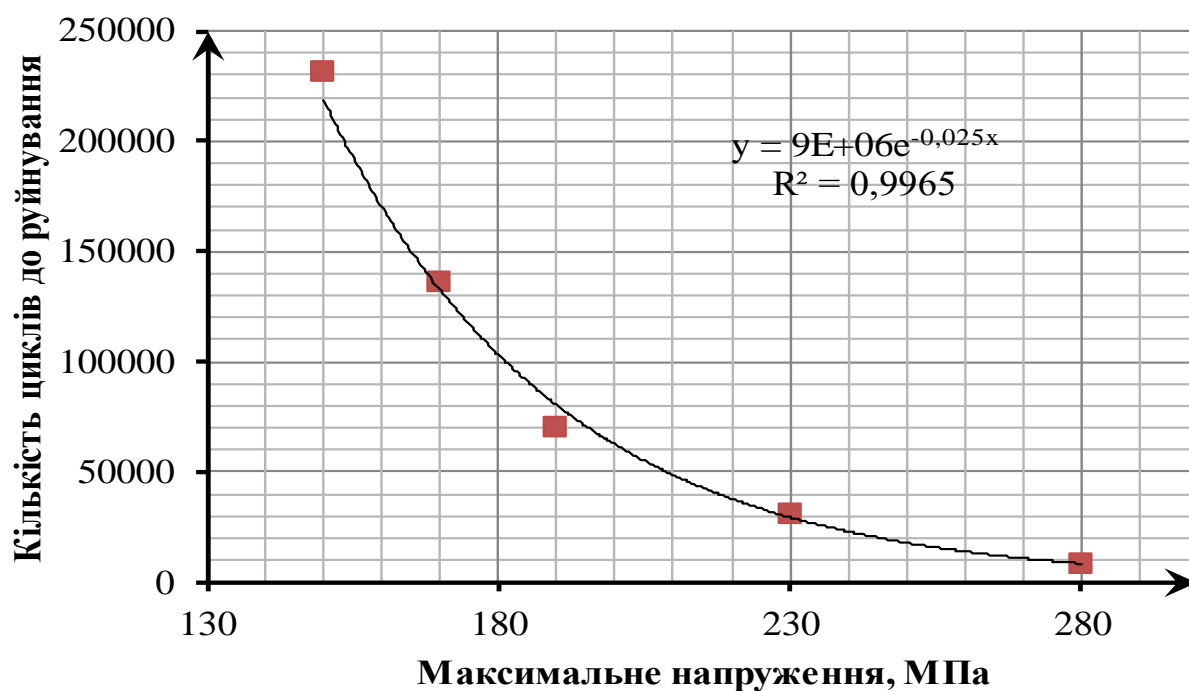
б

Рис. 4.28. Криві залежності експериментальних точок  $N_R$  від  $\sigma_{\max}$  при рівні пластичної деформації  $\varepsilon_{\text{дорн}} = 0\%$  : (а)- степеневі криві, (б)- експоненціальні криві



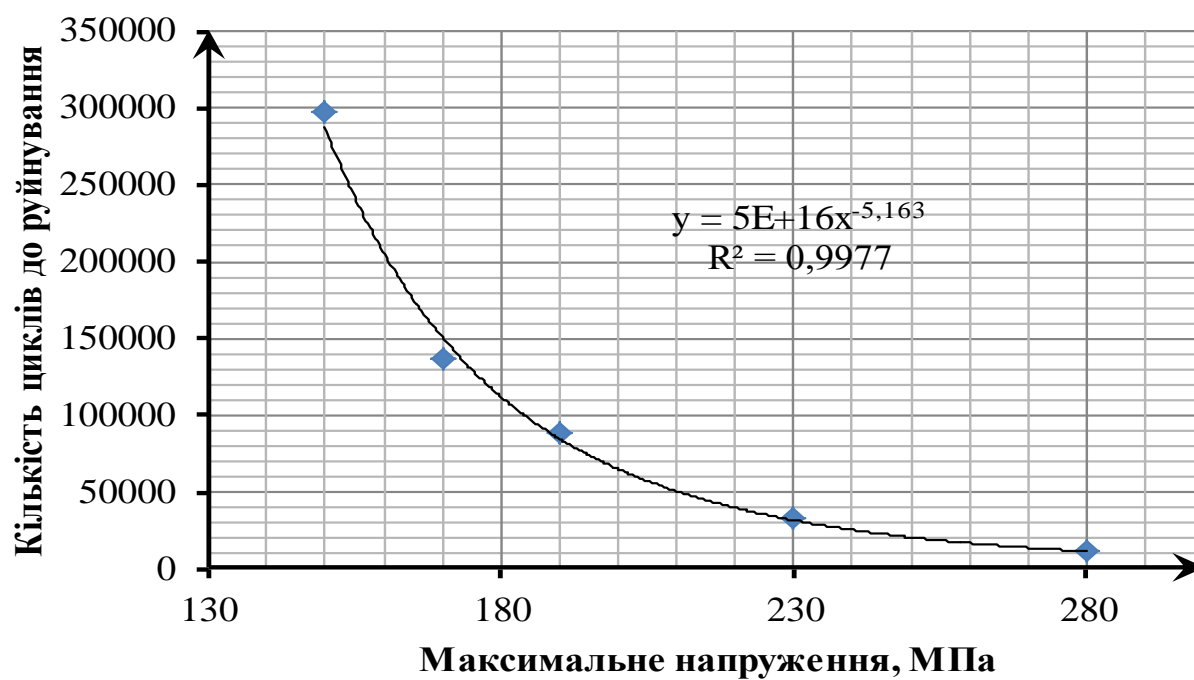
а



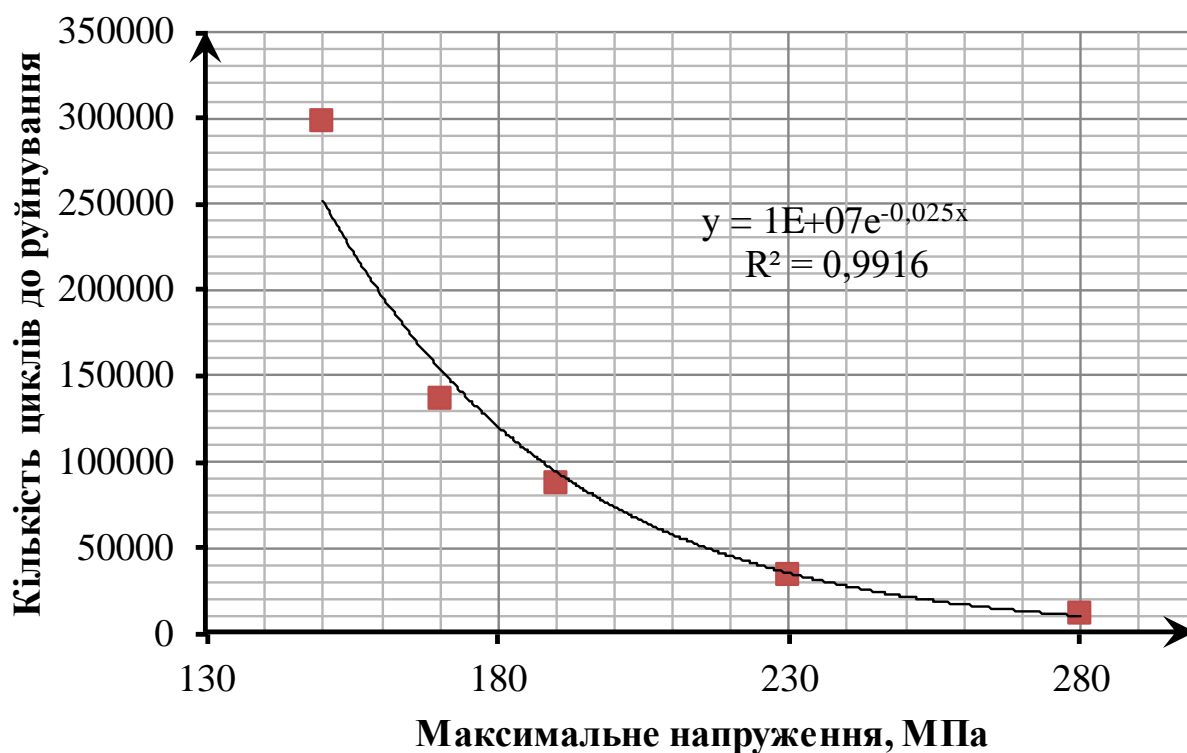


б

Рис. 4.29. Криві залежності експериментальних точок  $N_R$  від  $\sigma_{\max}$  при рівні пластичної деформації  $\varepsilon_{\text{дорн}} = 1\%$  : (а)- степеневі криві, (б)- експоненціальні криві

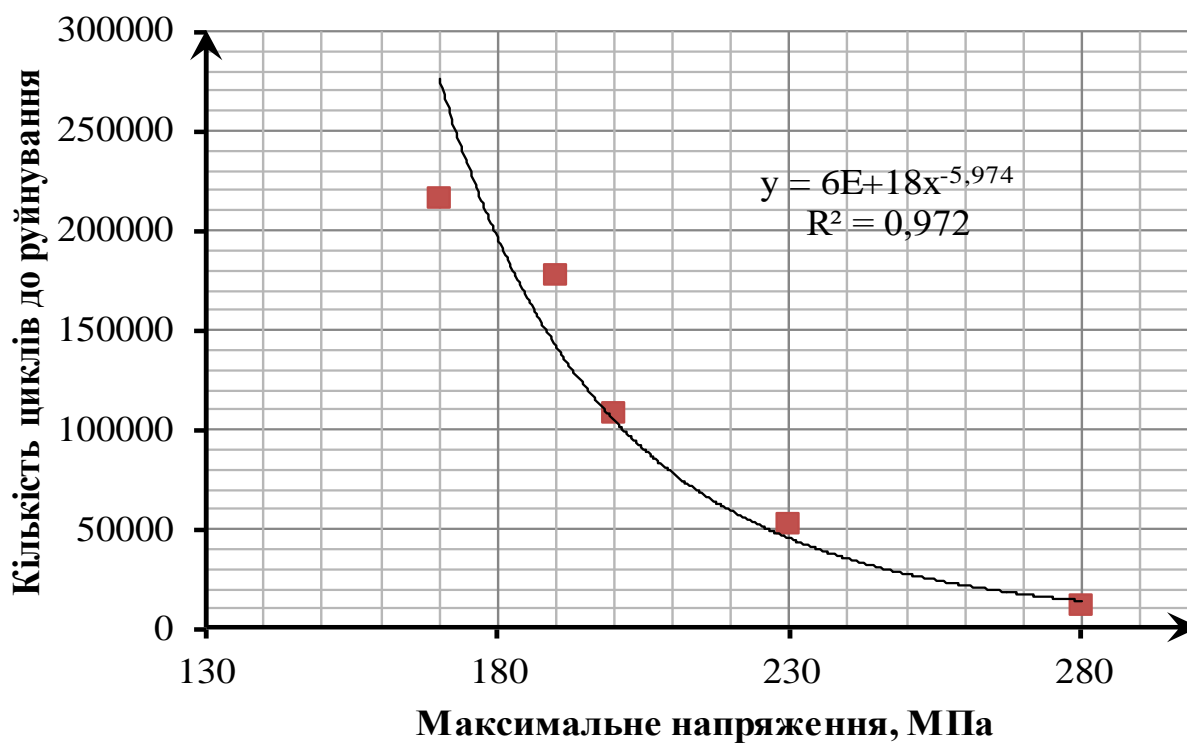


а

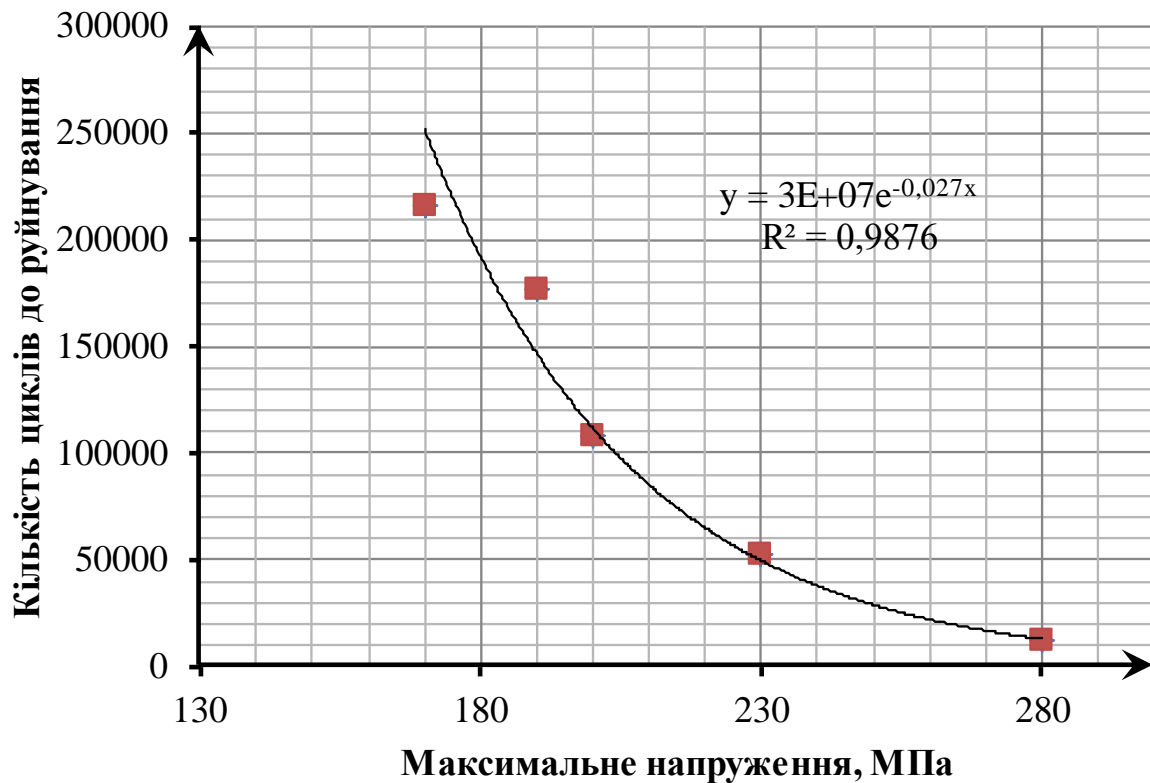


б

Рис. 4.30. Криві залежності експериментальних точок  $N_R$  від  $\sigma_{\max}$  при рівні пластичної деформації  $\varepsilon_{\text{дорн}} = 2\%$  : (а)- степеневі криві, (б)- експоненціальні криві



а



б

Рис. 4.31. Криві залежності експериментальних точок  $N_R$  від  $\sigma_{\max}$  при рівні пластичної деформації  $\varepsilon_{\text{дорн}} = 3\%$ : (а)- степеневі криві, (б)- експоненціальні криві

У регресійному аналізі вивчалась проблема впливу рівня пластичної деформації  $\varepsilon^{(p)}$  при дорнуванні на значення кількості циклів до руйнування  $N_R$  при різних ступенях напруження  $\sigma_{\max}$ .

Позначимо через  $\varepsilon^{(p)}$  рівень пластичної деформації,  $\sigma_{\max}$  – максимальне напруження,  $N_R$  – кількість циклів до руйнування матеріалу. З експериментальних даних, при визначеному значенні  $\varepsilon^{(p)}$  та  $\sigma_{\max}$  було отримано відповідні їм значення кількості циклів до руйнування  $N_R$ , для даного матеріалу.

В узагальненому вигляді для опису залежності  $N_R$  від  $\sigma_{\max}$  при фіксованому значень пластичної деформації  $\varepsilon_{\text{дорн}}$ , степеневе рівняння і експоненціальне рівняння матиме вигляд, відповідно, як:

$$N_R = A_{1i} \cdot \sigma_{\max}^{B_{1i}} \quad (4.1)$$

$$N_R = A_{2i} \cdot e^{\sigma_{\max} \cdot B_{2i}} \quad (4.2)$$

Параметри  $A_{1i}, B_{1i}$  рівняння (4.1) та  $A_{2i}, B_{2i}$  рівняння (4.2) залежать від властивостей матеріалу і величини пластичної деформацій  $\varepsilon_{\text{дорн}}$ . Залежність

величини параметрів рівняння (4.1) та (4.2) від величини пластичної деформації  $\varepsilon_{дорн}$ , представлені у табл. 4.2.

**Таблиця 4.2** Величини параметрів рівняння (4.1) та рівняння (4.2) від величини пластичної деформації  $\varepsilon_{дорн}$

$\varepsilon_{дорн}$	Степенева		Експоненційна	
	$A_{1i}$	$M_{1i} = B_{1i} \cdot 10$	$C_{2i} = A_{2i} / 10^6$	$M_{2i} = B_{2i} \cdot 10^2$
0	$4 \cdot 10^{14}$	-44,12	3	-2,2
1	$6 \cdot 10^{16}$	-52,42	9	-2,5
2	$5 \cdot 10^{16}$	-51,63	10	-2,5
3	$6 \cdot 10^{18}$	-59,74	30	-2,7

За даними табл. 4.2 були підібрані найоптимальніші рівняння для опису залежності кожного з параметрів  $A_{1i}$ ,  $M_{1i}$ ,  $C_{2i}$ ,  $M_{2i}$  від величини пластичної деформації  $\varepsilon_{дорн}$  та побудовані криві, де  $i=1,2$ . Залежності для цих параметрів описуються за допомогою лінійних, експоненціальних та поліноміальних кривих

На рис 4.32 представлено опис параметра  $A_{1i}$  лише експоненціальною кривою.

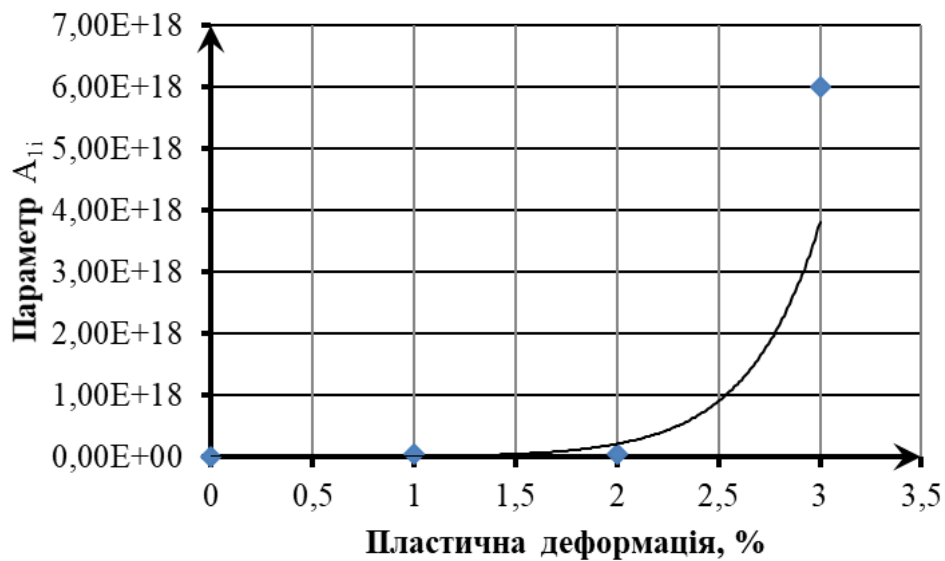
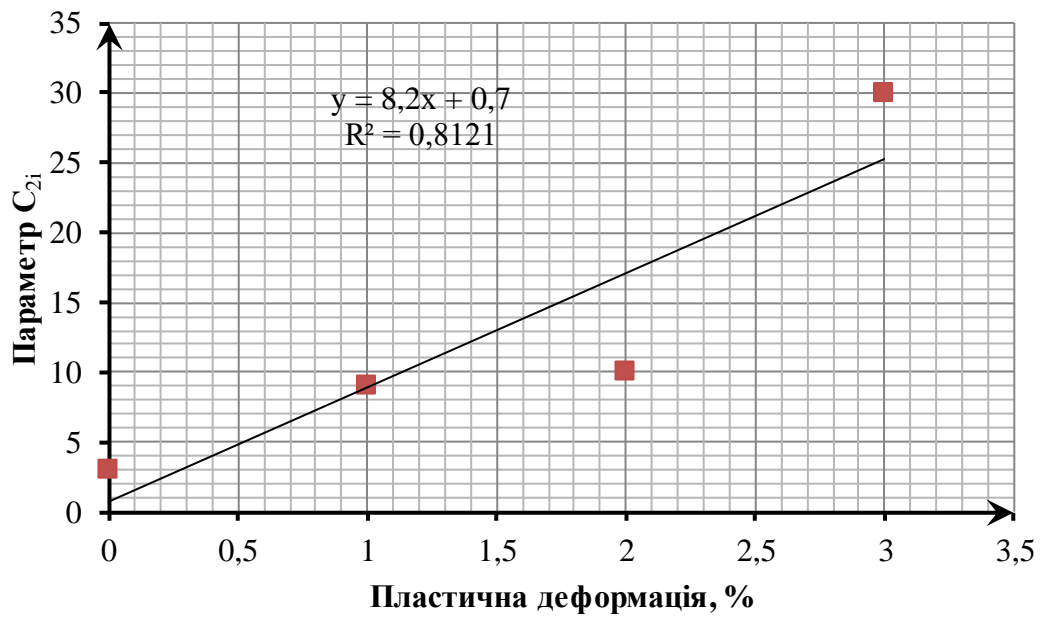
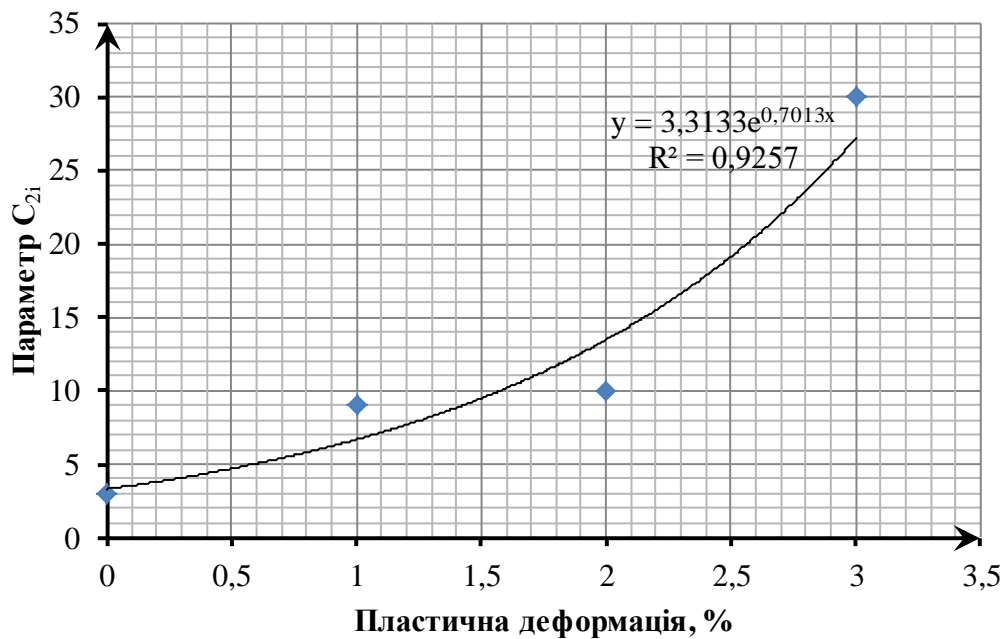


Рис. 4.32. Експоненціальна крива для опису залежності параметра  $A_{1i}$  від величини пластичної деформації  $\varepsilon_{дорн}$

Для опису параметра  $C_{2i}$  використовували лінійну та експоненціальну криві(рис 4.33).



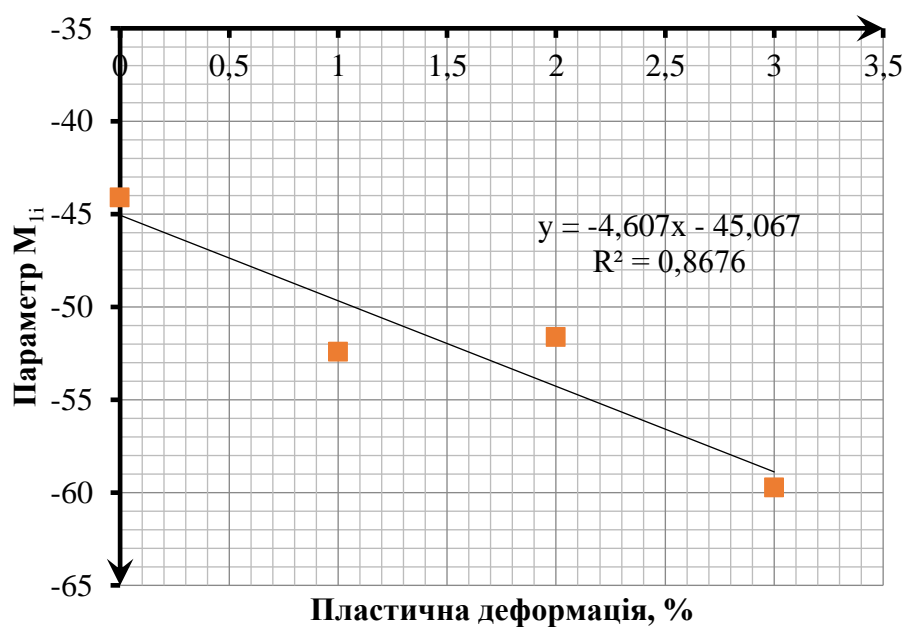
а)



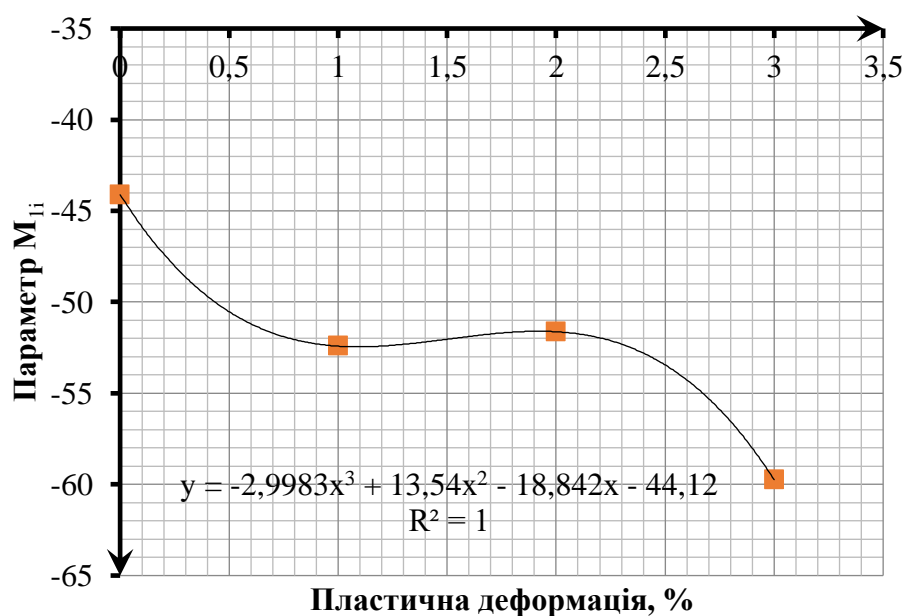
б)

Рис. 4.33. Крива для опису залежності параметра  $C_{2i}$  від величини пластичної деформації  $\varepsilon_{дорн}$ : а) лінійна крива; б) експоненціальна

Також для опису параметру  $m_{1i}$  задовільняють лінійна та експоненціальна залежність, що представлена на рис 4.34 у вигляді відповідних графіків та рівнянь.



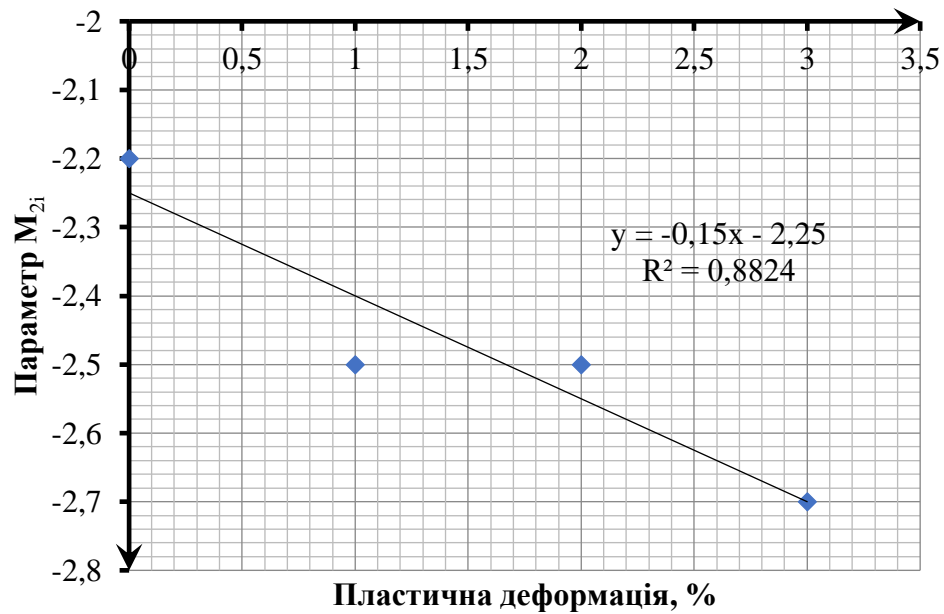
а)



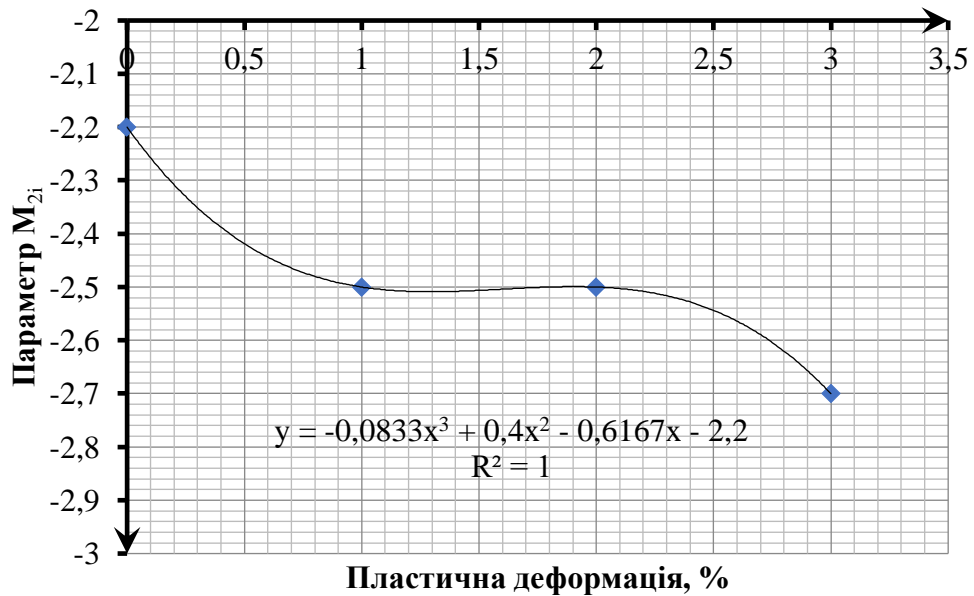
б)

Рис. 4.34. Крива для опису залежності параметра  $M_{1i}$  від величини пластичної деформації  $\varepsilon_{дорн}$  а) лінійна; б) експоненціальна

На наступному рис 4.35 можна побачити лінійну та експоненціальну залежність для параметру  $M_{2i}$  від величини пластичної деформації



а)



б)

Рис. 4.35. Крива для опису залежності параметра  $M_{2i}$  від величини пластичної деформації  $\varepsilon_{дорн}$ : а) лінійна; б) поліноміальна

Для обраних залежностей параметрів  $A_{li}, M_{li}, C_{2i}, M_{2i}$  від величини пластичної деформації  $\varepsilon_{дорн}$ , проведемо аналіз для визначення доцільності використання того чи іншого рівняння та його вплив. Напишемо параметри  $A_{li}, M_{li}, C_{2i}, M_{2i}$  з новими позначеннями залежно від типу кривої за допомогою індексу  $i$ , які наведені у табл.4.3.

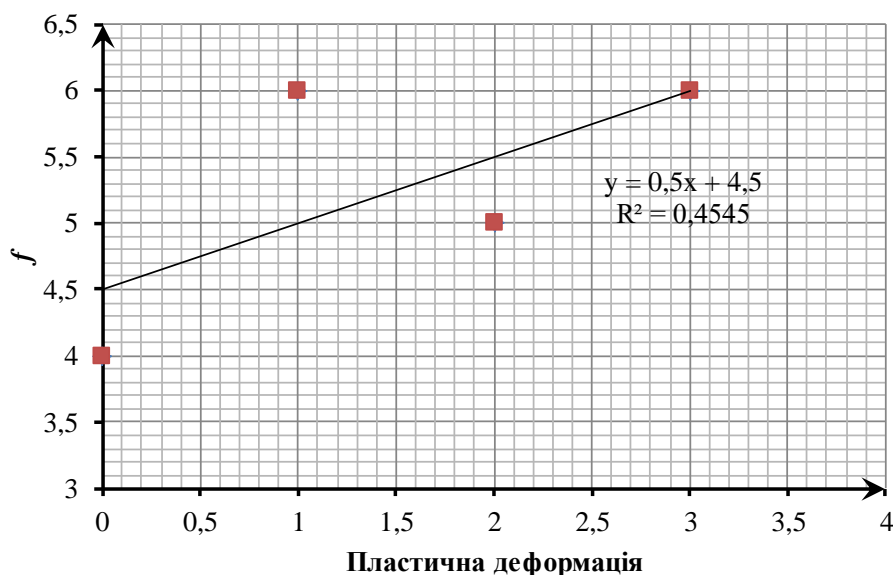
**Таблиця 4.3** Рівняння залежності параметрів  $A_{1i}$ ,  $M_{1i}$ ,  $C_{2i}$ ,  $M_{2i}$  від величини пластичної деформації  $\varepsilon_{дорн}$ .

Тип рів-ня	Параметр	коефіцієнт детермінації, $R^2$	Залежність від пластичної деформації
Експоненційна	$A_{11}$	0,89	$7 \cdot 10^{14} \cdot e^{2,8665 \cdot \varepsilon_{дорн}}$
Лінійна	$C_{21}$	0,81	$8,2 \cdot \varepsilon_{дорн} + 0,7$
Експоненційна	$C_{22}$	0,93	$3,3133 \cdot e^{0,7013 \cdot \varepsilon_{дорн}}$
Лінійна	$M_{11}$	0,87	$-4,607 \cdot \varepsilon_{дорн} - 45,067$
Поліноміальна	$M_{12}$	1	$-2,9983 \cdot \varepsilon_{дорн}^3 + 13,54 \cdot \varepsilon_{дорн}^2 - 18,842 \cdot \varepsilon_{дорн} - 44,12$
Лінійна	$M_{21}$	0,88	$-0,15 \cdot \varepsilon_{дорн} - 2,25$
Поліноміальна	$M_{22}$	1	$-0,0833 \cdot \varepsilon_{дорн}^3 + 0,4 \cdot \varepsilon_{дорн}^2 - 0,616 \cdot \varepsilon_{дорн} - 2,2$

Як можна побачити з рис 4.32 та даних табл. 4.2, параметр  $A_{1i}$  в залежності від рівня пластичної деформації  $\varepsilon_{дорн}$  може змінюватись на кілька порядків, що ускладнює визначення адекватного рівняння залежності, тому було запропоновано параметр  $A_{1i}$  представити у вигляді:

$$A_{1i} = A_{12}(\varepsilon_{дорн}) = f(\varepsilon_{дорн}) \cdot 10^{g(\varepsilon_{дорн})} \quad (4.3)$$

Використовуючи дані табл. 4.2 знайдемо залежність функцій  $f(\varepsilon_{дорн})$  та  $g(\varepsilon_{дорн})$  та представлені на рис. 4.36.



а)



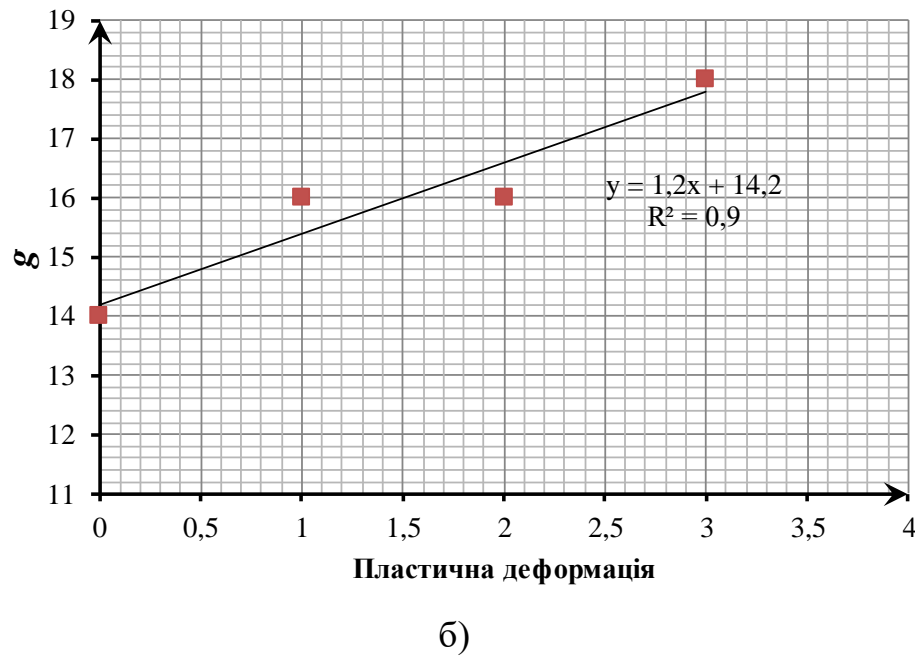


Рис. 4.36. Залежність функцій від величини пластичної деформації  $\varepsilon_{дорн}$ : а)  
 $f(\varepsilon_{дорн})$ ; б)  $g(\varepsilon_{дорн})$

З рис.6 видно, що функції  $f(\varepsilon_{дорн})$  та  $g(\varepsilon_{дорн})$  приймуть вигляд, відповідно:

$$f(\varepsilon_{дорн}) = 0,5 \cdot \varepsilon_{дорн} + 4,5 \quad (4.4)$$

$$g(\varepsilon_{дорн}) = 1,2 \cdot \varepsilon_{дорн} + 14,2 \quad (4.5)$$

Підставимо рівняння (4.4) і (4.5) в рівняння (4.3), отримаємо додатково залежність  $A_{1i}$  від величини пластичної деформації  $\varepsilon_{дорн}$ , як:

$$A_{1i} = A_{12} = [0,5 \cdot \varepsilon_{дорн} + 4,5] \cdot 10^{[1,2 \cdot \varepsilon_{дорн} + 14,2]} \quad (4.6)$$

Скориставшись залежностями з табл. 4.3 і рівняння (4.6), отримуємо безліч різних комбінацій параметрів для рівняння (4.1) і рівняння (4.2). Це дозволяє зв'язати кількість циклів до руйнування  $N_R$  з максимальними напруженнями  $\sigma_{\max}$  та рівнем пластичної деформації  $\varepsilon_{дорн}$ . Можливі комбінації параметрів представлені в табл. 4.4

**Таблиця 4** Можливі комбінації параметрів рівнянь (4.1) та (4.2)

Використовувані параметри	Рівняння степеневі залежності	Використовувані параметри	Рівняння експоненційної залежності
$A_{11}, B_{11}$	$N_R = A_{11} \cdot \sigma_{\max}^{B_{11}}$	$A_{21}, B_{21}$	$N_R = A_{21} \cdot e^{\sigma_{\max} \cdot B_{21}}$
$A_{11}, B_{12}$	$N_R = A_{11} \cdot \sigma_{\max}^{B_{12}}$	$A_{21}, B_{22}$	$N_R = A_{21} \cdot e^{\sigma_{\max} \cdot B_{22}}$
$A_{12}, B_{11}$	$N_R = A_{12} \cdot \sigma_{\max}^{B_{11}}$	$A_{22}, B_{21}$	$N_R = A_{22} \cdot e^{\sigma_{\max} \cdot B_{21}}$
$A_{12}, B_{12}$	$N_R = A_{12} \cdot \sigma_{\max}^{B_{12}}$	$A_{22}, B_{22}$	$N_R = A_{22} \cdot e^{\sigma_{\max} \cdot B_{22}}$

З табл. 4.4 видно що можна отримати 8 різних рівнянь залежності кількості циклів до руйнування  $N_R$  від максимального напруження  $\sigma_{\max}$  та рівнем пластичної деформацій  $\varepsilon_{\text{дорн}}$ , яке входять в параметри  $A_{1i}, B_{1i}, A_{2i}, B_{2i}$ . Використовуючи комбінації представлені у табл.4.4 з урахуванням табл. 4.3, рівняння 4.6 та залежностями  $D_{1i}, C_{2i}, M_{2i}$ , представлених в табл.4.2, отримуємо:

$$N_R = \left[ 7 \cdot 10^{14} \cdot e^{2,8665 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}}} \right] \cdot \sigma_{\max}^{(-4,607 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}} - 45,067)/10} \quad (4.7)$$

$$N_R = \left[ 7 \cdot 10^{14} \cdot e^{2,8665 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}}} \right] \cdot \sigma_{\max}^{(-2,9983 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}}^3 + 13,54 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}}^2 - 18,842 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}} - 44,12)/10} \quad (4.8)$$

$$N_R = \left\{ \left[ 0,5 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}} + 4,5 \right] \cdot 10^{[1,2 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}} + 14,2]} \right\} \cdot \sigma_{\max}^{(-4,607 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}} - 45,067)/10} \quad (4.9)$$

$$N_R = \left\{ \left[ 0,5 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}} + 4,5 \right] \cdot 10^{[1,2 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}} + 14,2]} \right\} \cdot \sigma_{\max}^{(-2,9983 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}}^3 + 13,54 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}}^2 - 18,842 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}} - 44,12)/10} \quad (4.10)$$

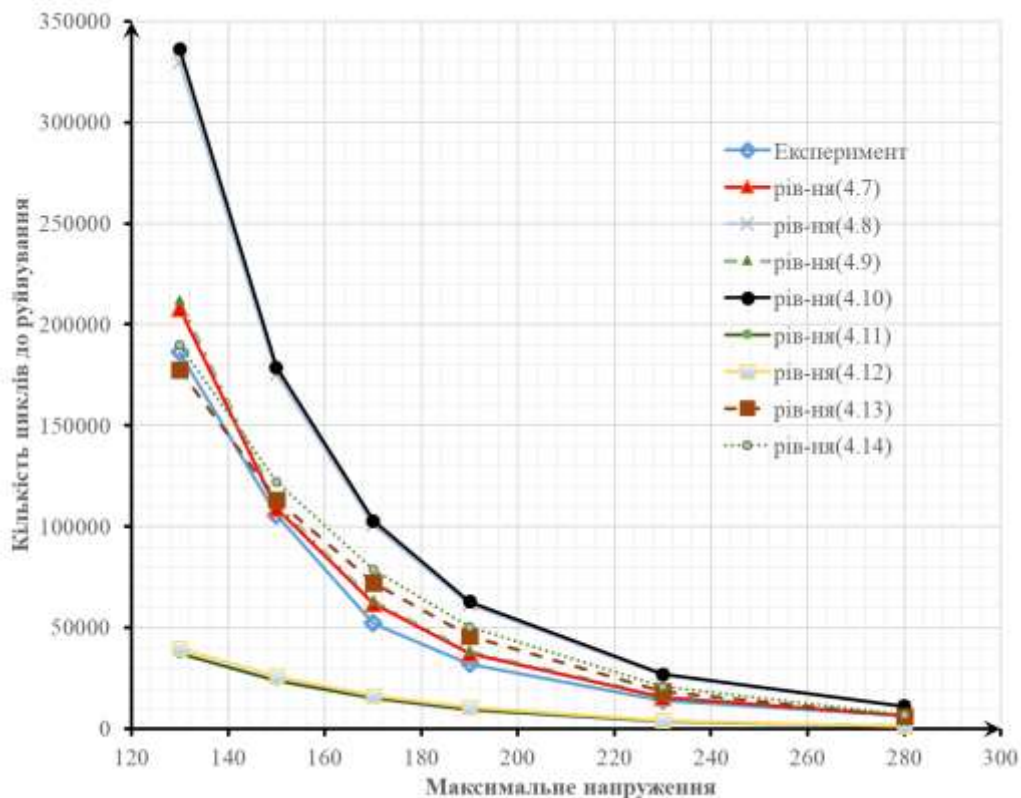
$$N_R = 10^6 \cdot (8,2 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}} + 0,7) \cdot e^{\sigma_{\max} \cdot (-0,15 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}} - 2,25)/100} \quad (4.11)$$

$$N_R = 10^6 \cdot (8,2 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}} + 0,7) \cdot e^{\sigma_{\max} \cdot (-0,0833 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}}^3 + 0,4 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}}^2 - 0,616 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}} - 2,2)/100} \quad (4.12)$$

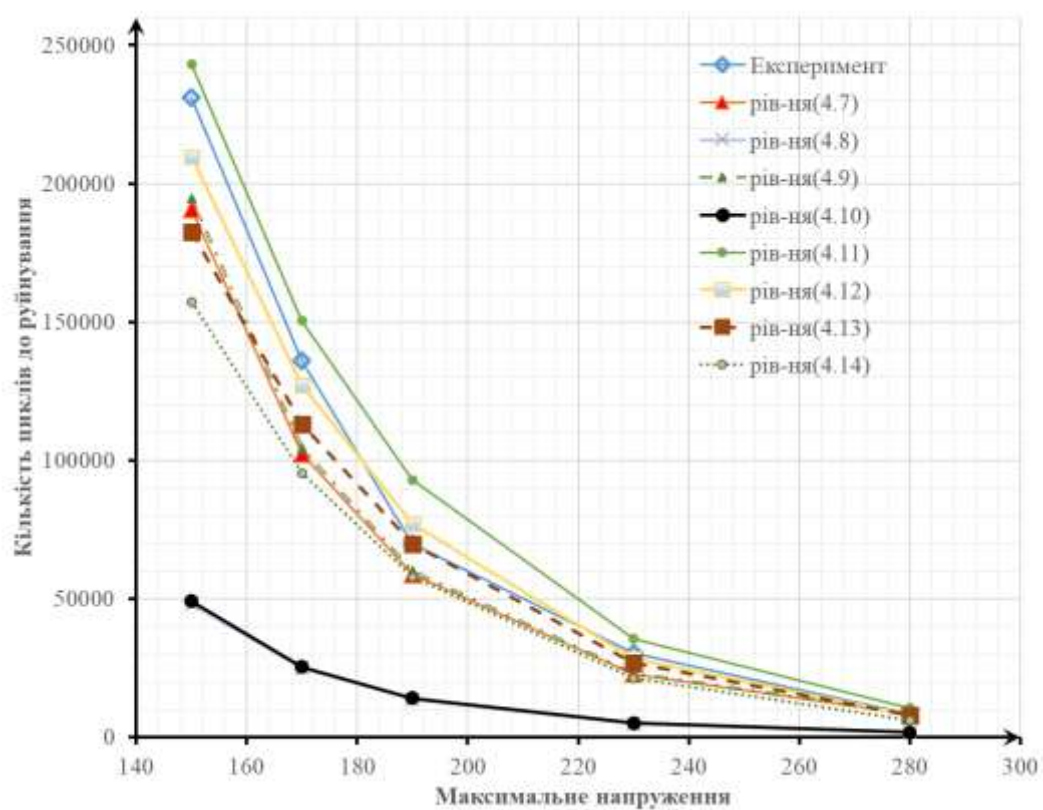
$$N_R = 10^6 \cdot (3,3133 \cdot e^{0,7013 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}}}) \cdot e^{\sigma_{\max} \cdot (-0,15 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}} - 2,25)/100} \quad (4.13)$$

$$N_R = 10^6 \cdot (3,3133 \cdot e^{0,7013 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}}}) \cdot e^{\sigma_{\max} \cdot (-0,0833 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}}^3 + 0,4 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}}^2 - 0,616 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}} - 2,2)/100} \quad (4.14)$$

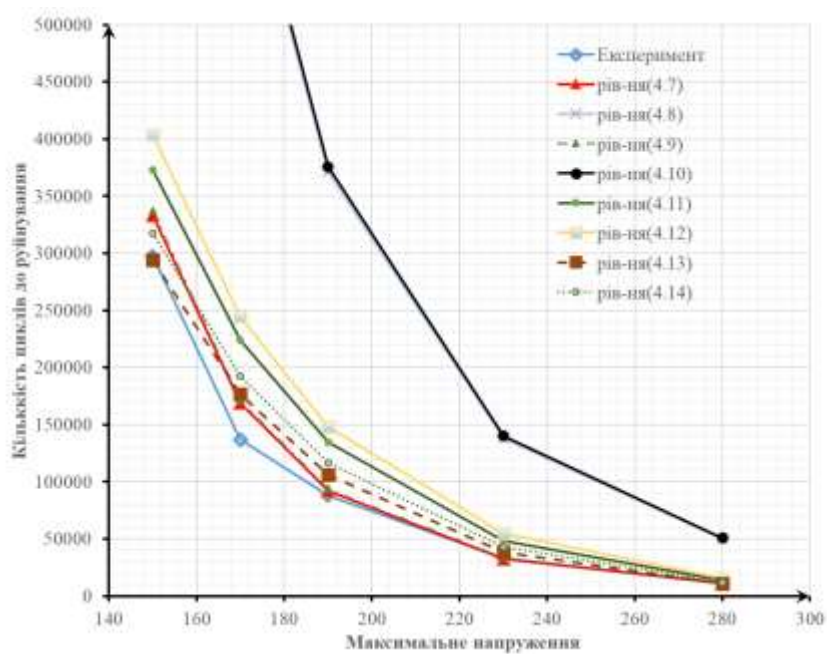
На рис. 4.37. представлені порівняння отриманих рівнянь (4.7) - (4.14) з експериментальними даними, які наведені в табл. 4.1



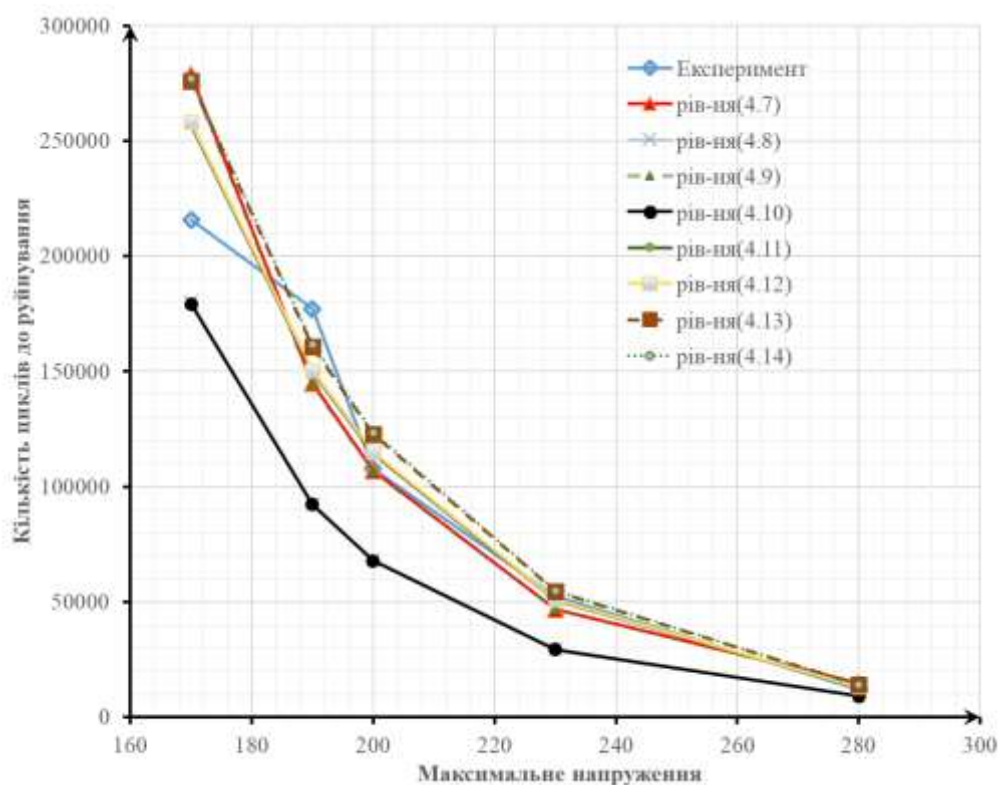
а)



б)



в)



г)

Рис. 4.37. Графік порівняння кількості циклів до руйнування експериментальних даних з теоретичними за рівняннями (6) - (13) від різних рівня напруження:

а)  $\varepsilon_{дорн} = 0\%$ ; б)  $\varepsilon_{дорн} = 1\%$ ; в)  $\varepsilon_{дорн} = 2\%$ ; г)  $\varepsilon_{дорн} = 3\%$ .

Для більш детального аналізу представлених рівнянь і кривих були визначені коефіцієнти детермінацій, які оцінюють якість підібраних рівнянь при фіксованих значеннях  $\varepsilon_{дорн}$ , які представлені в табл. 4.5.

**Таблиця 4.5** Коефіцієнти детермінацій рівнянь (4.7) - (4.14) при фіксованих значеннях  $\varepsilon_{дорн}$

$\varepsilon_{дорн}$ , %	Р-ня (4.7)	Р-ня (4.8)	Р-ня (4.9)	Р-ня (4.10)	Р-ня (4.11)	Р-ня (4.12)	Р-ня (4.13)	Р-ня (4.14)
0	0,9969	0,9970	0,9969	0,9970	0,9809	0,9787	0,9809	0,9787
1	0,9960	0,9943	0,9960	0,9943	0,9934	0,9950	0,9934	0,9950
2	0,9958	0,9946	0,9958	0,9946	0,9762	0,9744	0,9762	0,9744
3	0,9010	0,8984	0,9010	0,8984	0,9385	0,9386	0,9385	0,9386

Для більшої наочності в табл. 4.36 представлені похибки розрахункової кількості циклів до руйнування  $N_R$  по рівняннях (4.7) - (4.14) відносно експериментальних значень.

**Таблиця 4.6** Похибка в %, розрахункової кількості циклів до руйнування  $N_R$  по рівняннях (4.7) - (4.14) щодо експериментальних даних

$\sigma_{\max}$ , МПа	$\varepsilon_{\text{дорн}}$ , %	Р-ня (4.7)	Р-ня (4.8)	Р-ня (4.9)	Р-ня (4.10)	Р-ня (4.11)	Р-ня (4.12)	Р-ня (4.13)	Р-ня (4.14)
130	0	11,7	77,1	13,8	80,4	-79,8	-78,5	-4,6	1,9
150	0	3,2	65,8	5,1	68,9	-77,4	-75,6	7,1	15,5
170	0	18,7	93,0	20,9	96,6	-70,8	-68,2	38,1	50,4
190	0	16,7	91,8	18,9	95,4	-69,8	-66,8	43,0	57,3
230	0	12,0	87,4	14,1	91,0	-72,1	-68,7	32,0	48,0
280	0	-2,0	67,2	-0,1	70,3	-80,8	-77,9	-9,0	4,7
150	1	-17,4	-79,	-15,7	-78,7	5,2	-9,3	-21,0	-31,9
170	1	-24,8	-81,6	-23,2	-81,3	10,5	-6,7	-17,0	-29,9
190	1	-15,8	-80,1	-14,0	-79,6	33,0	10,2	-0,2	-17,3
230	1	-24,8	-83,1	-23,2	-82,8	17,5	-6,5	-11,8	-29,8
280	1	0,4	-78,6	2,4	-78,2	25,5	-5,0	-5,8	-28,7
150	2	12,0	322,7	13,4	328,0	25,4	35,5	-1,2	6,7
170	2	23,3	381,2	24,9	387,2	63,5	78,5	28,8	40,7
190	2	5,0	321,7	6,3	327,0	52,8	68,6	20,4	32,8
230	2	-1,7	315,5	-0,5	320,7	45,6	63,9	14,7	29,2
280	2	1,5	351,9	2,8	357,6	22,2	41,2	-3,7	11,2
170	3	29,1	-16,6	28,7	-16,9	19,0	19,6	27,8	28,4
190	3	-18,2	-47,7	-18,5	-47,9	-15,5	-15,0	-9,2	-8,7
200	3	-0,7	-36,7	-1,0	-37,0	6,0	6,7	13,9	14,5
230	3	-10,4	-43,7	-10,8	-43,8	-3,1	-2,5	4,0	4,7
280	3	21,8	-24,6	21,3	-24,9	8,8	9,7	16,8	17,7

З представлених результатів на рис.4.37 та даних табл. 4.5 і табл. 4.6, можна виділити 2 рівняння, які найбільш точно визначають кількість циклів до руйнування  $N_R$  для матеріалу Д16чТ при заданих значеннях максимального напруження  $\sigma_{\max}$  та пластичної деформації  $\varepsilon_{\text{дорн}}$ , а саме (4.7) та (4.9). Округлюючи коефіцієнти в цих рівняннях до більш простого виду для зручності розрахунків, при цьому не сильно впливаючи на точність результатів, отримуємо, відповідно:

$$N_R(\sigma_{\max}, \varepsilon_{\text{дорн}}) = \left[ 7 \cdot 10^{14} \cdot e^{2,9 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}}} \right] \cdot \sigma_{\max}^{(-4,6 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}} - 45,1)/10} \quad (4.15)$$

$$N_R(\sigma_{\max}, \varepsilon_{\text{дорн}}) = \left\{ \left[ 0,5 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}} + 4,5 \right] \cdot 10^{[1,2 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}} + 14,2]} \right\} \cdot \sigma_{\max}^{(-4 \cdot \varepsilon_{\text{дорн}} - 45,1)/10} \quad (4.16)$$

У нашому випадку, при округленні коефіцієнтів в частині  $B_{11}$ , виходить трохи наблизити результат розрахункових даних до експериментальних, як представлено в табл.4.7.

**Таблиця 4.7** Результати порівняння експериментальних даних з теоретичними даними до і після округлення, похибка в%

$\sigma_{\max}$ , МПа	$\varepsilon_{\text{дорн}}$ , %	Р-ня (4.7)	Р-ня (4.15)	Р-ня (4.9)	Р-ня (4.16)
130	0	11,7	9,9	13,8	12,0
150	0	3,2	1,5	5,1	3,4
170	0	18,7	16,7	20,9	18,9
190	0	16,7	14,7	18,9	16,9
230	0	12,0	10,0	14,1	12,1
280	0	-2,0	-3,8	-0,1	-2,0
150	1	-17,4	-18,5	-15,7	-16,8
170	1	-24,8	-25,8	-23,2	-24,2
190	1	-15,8	-16,9	-14,0	-15,2
230	1	-24,8	-25,9	-23,2	-24,3
280	1	0,4	-1,1	2,4	1,0
150	2	12,0	11,0	13,4	12,3
170	2	23,3	22,1	24,9	23,7
190	2	5,0	4,0	6,3	5,1
230	2	-1,7	-2,7	-0,5	-1,5
280	2	1,5	0,4	2,8	1,7
170	3	29,1	28,4	28,7	27,9
190	3	-18,2	-18,7	-18,5	-19,0
200	3	-0,7	-1,3	-1,0	-1,7
230	3	-10,4	-11,0	-10,8	-11,4
280	3	21,8	21,0	21,3	20,5

Так як кількість циклів до руйнування  $N_R$  є функцією залежності від змінних  $\sigma_{\max}$  та  $\varepsilon_{\text{дорн}}$ , то її можна описати поверхнею за допомогою рівнянь (4.15) і (4.16).

На рис. 4.38-4.39 представлені побудовані поверхні за рівняннями 4.14 та 4.15, які показують залежність між трьома факторами які одночасно впливають одне на одне, та дає змогу графічним шляхом визначити необхідне значення параметру (одного із 3).

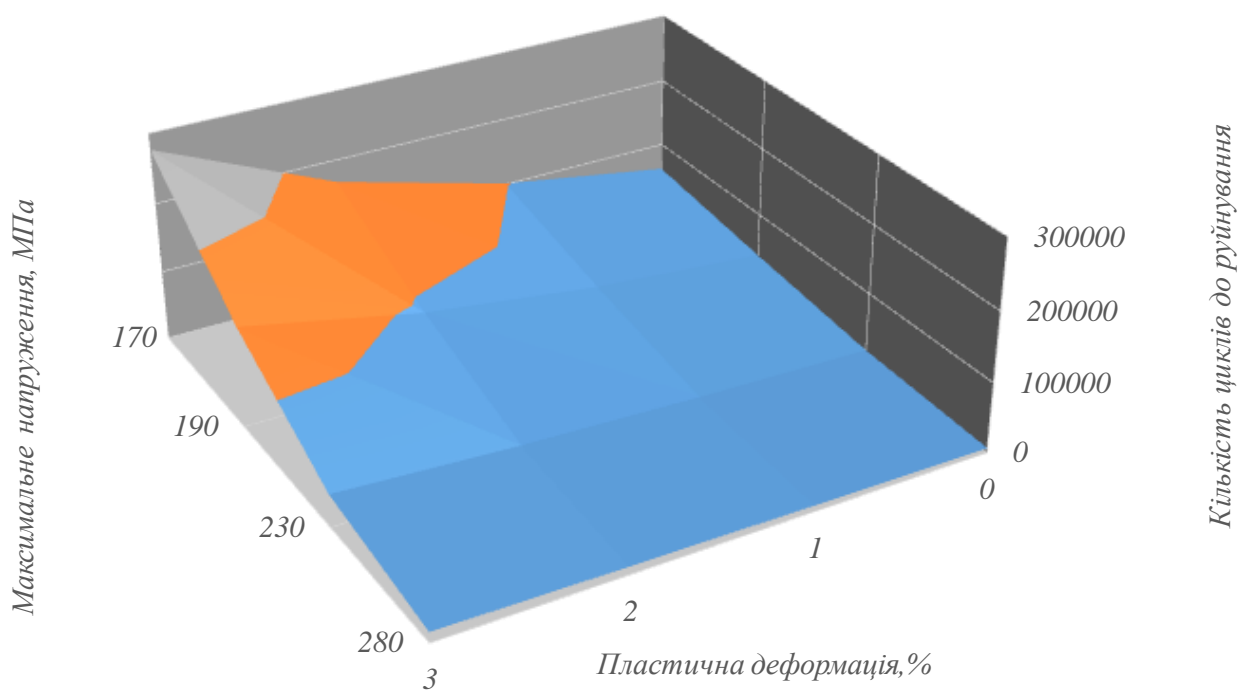


Рис. 4.38. Гранична поверхня за рівнянням (4.14)

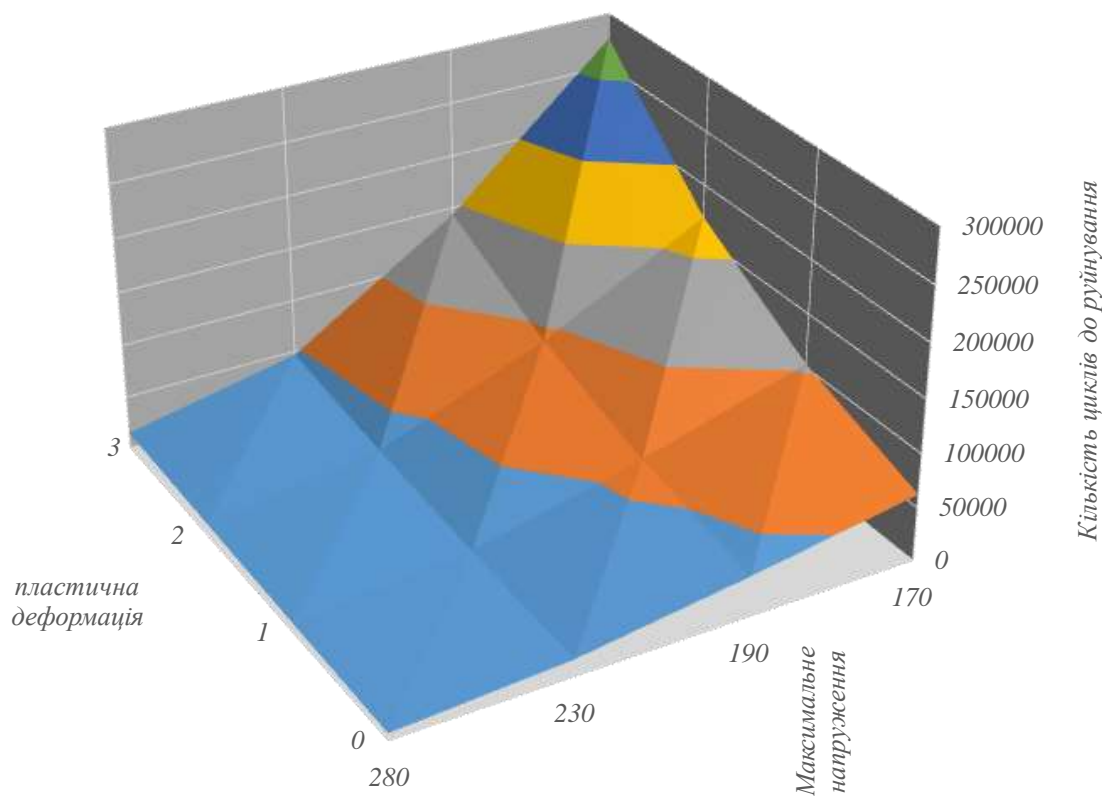


Рис. 4.39. Гранична поверхня за рівнянням (4.15)

### **4.3 Рекомендації по підвищенню несучої здатності елементів конструкцій з отворами.**

Підвищення циклічної міцності силових конструктивних елементів з функціональними отворами можливе за рахунок вдосконалення технологічного циклу та застосування сучасних більш прогресивних методів обробки.

Використання дорнування в технологічному процесі обробки отвору знайшло широке застосування у відповідальних елементах конструкцій, які працюють при підвищених та жорстких умовах експлуатації. Ефективність дорнування отворів визначається впливом величини натягу або поверхневого пластичного деформування (ППД) на міцність та довговічність силових конструктивних елементів з функціональними отворами.

На основі експериментальних досліджень показано зростання величини малоциклової втоми для зразка з концентратором після дорнування отвору для різних рівнів пластичного зміцнення (0%, 1%, 2%, 3%). Підвищення експлуатаційного ресурсу при рівні напружень  $\sigma_{\max}=190$  МПа відбувається у 2,25 раза при 1% залишкової пластичної деформації, у 2,84 раза при 2% залишкової пластичної деформації та у 6 разів при 3% залишкової пластичної деформації.

Пластичне зміцнення підвищує рівень граничних навантажень та, за рахунок стискаючих залишкових напружень, зменшує вплив концентрації напружень у околі отвору при пульсуючому циклі навантаження.

При напруженні  $\sigma_{\max}=150$  МПа досягнуто збільшення експлуатаційного ресурсу у 2,18 рази при 1% залишкової пластичної деформації, у 2,81 рази при 2% залишкової пластичної деформації при цьому зразок зруйнувався не по концентратору, а отримане значення циклів до руйнування накладається на пряму малоциклової втоми для суцільних зразків. Це вказує на те, що для конструкції, яка працює при номінальних напруженнях до 150 МПа, достатня величина залишкової пластичної деформації становить 2% та концентрація напружень не впливає на довговічність.



На основі експериментальних досліджень показано зростання величини кількості циклів з моменту зародження тріщини та до руйнування при 280 МПа з 14% до 49,4% при 3% залишкової пластичної деформації. При 190 МПа ця величина залишилась не змінною та становила 11%.

При створенні зони залишкової пластичної деформації після процесу дорнування на рівні 1% ресурс конструктивного елементу, порівняно з недорнованим, зростає у 1,2 рази, при рівні пластичної деформації 2% - зростає у 1,25 рази, та при рівні пластичної деформації 3% - зростає у 1,36 рази.

Достовірне прогнозування несучої спроможності відповідальних та високонавантажених елементів конструкцій крила літака з функціональними отворами досягається за рахунок наявності уточнених, фізично-обґрунтованих рівнянь стану. Показано порівняння отриманих експериментальних даних з результатами запропонованого аналітичного підходу з врахуванням параметру  $a$  по визначенню довговічності, яке продемонструвало задовільний збіг даних для рівнів пластичного зміцнення (1%, 2%, 3%), при цьому максимальна похибка не перевищувала 6 %.

#### **Висновки до розділу 4**

1) На основі експериментальних досліджень показано зростання величини малоциклової втоми для зразка з концентратором після дорнування отвору для різних рівнів пластичного зміцнення (0%, 1%, 2%, 3%). Отримано максимальне зростання експлуатаційного ресурсу 6 разів при напруженні  $\sigma_{\max}=190$  МПа між значеннями для зразків з отвором без дорнування та з дорнуванням при 3% залишкової пластичної деформації.

2) На основі експериментальних досліджень показано зростання величини кількості циклів з моменту зародження тріщини та до руйнування при 280 МПа з 14% до 49,4% при 3% залишкової пластичної деформації. При 190 МПа ця величина залишилась не змінною та становила 11%.

3) Отримані криві циклічної живучість для матеріалу Д16ЧТ та їхню залежність від кількості циклів до руйнування при різних рівнях номінального напруження для суцільних зразків.

4) Експериментально доведено, що для зразків з отвором при 3% залишкової пластичної деформації для напружень, що не перевищують 190 МПа та при 2% залишкової пластичної деформації для напружень 150 МПа, концентрація напружень не впливає на довговічність.

5) Показано аналітичну поверхню, що характеризує залежність кількості циклів до руйнування, від рівня пластичної деформації та номінальних напружень.

6) Показано порівняння отриманих експериментальних даних з результатами запропонованого аналітичного підходу по визначенню довговічності, яке продемонструвало задовільний збіг даних, при цьому максимальна похибка не перевищувала 6 %.

## ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ

В роботі одержано такі основні наукові та практичні результати:

- 1) Розроблено метод оцінки довговічності, що враховує рівень ППД та вплив зовнішнього експлуатаційного навантаження для конструктивних елементів з урахуванням кінетики накопичення пошкоджень, для алюмінієвого сплаву Д16чТ
- 2) Проведено аналіз сучасних конструктивно-технологічних методів поверхневого зміцнення функціональних отворів конструктивних елементів та вибрано метод дорнування для якого було виготовлено відповідний дорн та матриця для забезпечення заданого рівня ППД;
- 3) Отримані нові експериментальні дані з кінетики накопичення пошкоджень під час пружно-пластичного деформування алюмінієвого сплаву Д16чТ за умов статичного та малоциклового ( $R\sigma=0$ ) навантаження;
- 4) Проведено чисельне моделювання (у програмному комплексі Abaqus Explicit) процесу дорнування отворів пластин з матеріалу Д16чТ на рівні 1%, 2% і 3% пластичної деформації. Отримано залежності впливу величини ППД на розподіл максимальних напружень та початкової технологічної пошкоджуваності у околі отвору;
- 5) Розроблена модель залежності кількості циклів до руйнування, від рівня ППД та величину експлуатаційних напружень для конструктивних елементів з алюмінієвого сплаву Д16чТ, що враховує параметр пошкоджуваності при малоцикловому навантаженні;
- 6) За розробленою моделлю побудовано граничну поверхню малоциклової втоми конструктивних елементів (у вигляді пластин з отвором) із алюмінієвого сплаву Д16чТ при пульсуючому розтязі ( $T=293K$ ), та перевірено достовірність результатів отриманих за розробленою моделлю з експериментальними даними.

## ПЕРЕЛІК ПОСИЛАНЬ

1. Биргер И.А. Мавлютов Р.Р. Соппротивление материалов. – М.:Наука., 1986 – 560 с.
2. Голуб В.П. Погребняк А.Д. Высокотемпературное разрушение материалов при циклическом нагружении. – К.: Наукова думка., 1994. – 228с.
3. Гольденблат И.И., Бажанов В.Л., Копнов В.А. Длительная прочность в машиностроении. – М. Машиностроение 1977. – 256с.
4. Грабовський А.П., Пономаренко Т.Б., Тимошенко О.В. Пошкоджувальність в конструкційних матеріалах при їх деформуванні// Вестник НТУУ “КПІ”. Машиностроение. – 2002. – №43 – С.13-15.
5. Махутов Н.А., Воробьев А.З., Гаденин М.М. Прочность конструкций при малоцикловом нагружении. – М.:Наука., 1983. – 272 с.
6. Махутов Н.А. Деформационные критерии разрушения и расчет элементов конструкций на прочность. – М. Машиностроение., 1981. – 272 с.
7. Махутов Н.А. Веретемус Н.К. Исследование полей накопления повреждений при циклическом нагружении.// Заводская лаборатория. Диагностика материалов. – 2000. – Т.66., №8. – С.46-49.
8. Писаренко Г.С. и др. Прочность материалов и элементов конструкций в экстремальных условиях. – К.: Наукова Думка. Т 1. 1980. – 770 с.
9. Расчеты прочности элементов конструкций при малоцикловом нагружении под.ред. К.В. Фролова. – М. Институт машиноведения им. А.А. Благонравова АН СССР., 1987. – 42 с.
- 10.Серенсен С.В., Когаев В.П., Шнейдерович Р.М. Несущая способность и расчеты деталей мешан на прочность. – М.Машиностроение. 1975. – 488 с.
- 11.Трощенко В.Т., Красовский А.Я. Соппротивление материалов деформированию и разрушению. – К. Наукова думка., т.1, 1993. – 299 с.
- 12.Трощенко В.Т., Лебедев А.А., Стрижало В.А. и др. Механическое поведение материалов при различных видах нагружения.- К.: Наукова Думка., 2000. – 316 с.

- 13.Бобырь Н.И. Мукоида О.Н. Долговечность конструкционных материалов при сложном малоцикловом нагружении// Проблемы прочности. – 1991. – №3 – С.3-9.
- 14.Бобырь Н.И. Обобщенная модель повреждаемости конструкционных материалов при сложном малоцикловом нагружении// Проблемы прочности. – 2000. – №5 – С.112-121.
- 15.Шнейдерович Р.М., Гусенков А.П. Деформационно-кинетические критерии длительной циклической прочности при высоких температурах// В книге Исследования малоциклового разрушения при высоких температурах. М.: Наука 1974. – С.50-61.
- 16.Биргер И.А. Мавлютов Р.Р. Сопротивление материалов. – М.:Наука., 1986 – 560 с.
- 17.Ігнатович С.Р., Кучер О.Г., Башта О.В. Критерії об'єднання розсіяних ушкоджень при багатоосередковому руйнуванні.// Матеріали III міжнародної науково-технічної конференції АВІА – 2001. – С. 21-27.
- 18.Гохфельд Д. А. Несущая способность конструкций при повторных нагружениях. М.: Машиностроение, 1979.263с.
- 19.Колмогоров В.Л. и др. Пластичность и разрушение. М.: Металлургия., 1977 – 336 с.
- 20.Казанцев А.Г. К расчету малоциклового усталости при непропорциональных режимах нагружения// Проблемы прочности. – 1989. – №6. – С.31-36
- 21.Карзов Г.П., Марголин Б.З., Швецова В.А. Физико-механическое моделирование процессов разрушения. – СПб. Политехника., 1993. – 391 с.
- 22.Ігнатович С.Р. Карусневич М.В. Карусневич О.М. Хижняк С.В. Якушенко С.А. Моніторинг втоми конструкційних алюмінієвих сплавів.// Вісник НАУ. – 2004. – №1 – С.88-91.
- 23.Мовчан А.А. О влиянии истории деформирования на скорость накопления повреждений при немонотонном упругопластическом нагружении.// НМТФ – 1984. – №5. – С.125-131.

- 24.Бондарь В.С. Титарев И.А. Упругопластическое поведение и разрушение материала при ортогональном циклическом нагружении.// Современные проблем прочности, пластичности и устойчивости. Материалы V международного симпозиума. ,Тверь. ТГУ. 2001. – С.21-30.
- 25.Голуб В.П. Нелинейная механика континуальной поврежденности и ее приложение к задачам ползучести и усталости.// Прикладная механика. – 2000. -Т36. №3. – С. 34-66.
- 26.Голуб В.П. Определяющие уравнения в нелинейной механике поврежденности// Прикладная механика. – 1993 – Т.29 №10 – С. 37-49.
- 27.Леметр Ж. Континуальная модель повреждения, используемая для расчета разрушения пластических материалов.// Теоретические основы. – 1985. – Т.107., №1 – С.90-97.
- 28.Махутов Н.А., Гаденин М.М., Гохфельд Д.А., Гусенков А.П. и др. Уравнения состояния при малоцикловом нагружении. – М.:Наука., 1981. – 248 с.
- 29.Москвитин В.В. Пластичность при переменных нагружениях.- М.: Изд. МГУ., 1965. – 262 с.
- 30.Красовский А.Я. Физические основы прочности. – К.: Наукова думка., 1977. – 140 с.
- 31.Лебедев А.А., Чаусов Н.Г., Богинич И.О., Недосека С.А. Комплексная оценка повреждаемости материала при пластическом деформировании.// Проблемы прочности. – 1996. – №5 – С.23-30.
- 32.Itoh T., Sakane M. Ohnami M. Socie D. Nonproportional Low Cycle Fatigue Criterion for Type 304 Stainless Steel// Transactions of ASME. Journal of Engineering Materials and Technology. – 1995., July. – Vol.177. – P.285-292.
- 33.Itoh T., Sakane M., Hata T. Design criteria for proportional and non-proportional low cycle fatigue// Proceedings 7 ICBMFF. – 2004. – P.135-140.
- 34.McDowell D.L. An Experimental Study of the Structure of Constitutive Equations for Nonproportional Cyclic Plasticity.// Trans. ASME. Journal of Engineering Materials and Technology. – 1985. – №4. – P. 307-315.

35. Murakami S. Notion of Continuum Damage Mechanics and its Application to Anisotropic Creep Damage Theory.// Transactions of the ASME. Journal of Engineering Materials and Technology. – 1983 April. – Vol.105. – P. 99-105.
36. Murakami S., Ohno N., Tagami H. Experimental Evaluation of Creep Constitutive Equations for Type 304 Stainless Steel Under Non-Steady Multiaxial States of Stress.// Transactions of the ASME. Journal of Engineering Materials and Technology. – 1986. April. – Vol.108 – P.119-126.
37. Niitsu Y., Ikegami K. Inelastic Constitutive Equation on the Basis of Distribution Function of Yield Stress.// JSME international journal., Ser I. – 1989. – Vol. 32., №1 – С. 73-80.
38. Nitta A., Ogata T., Kuwabara K. Fracture mechanism and life assesment under high-strain biaxial cyclic loading of type 304 stainless steel.// Fatigue Fract. Engng Mater. Struct. – 1989 – Vol.12., №2. – P. 77-92.
39. Новожилов В.В. О перспективах феноменологического подхода к проблеме разрушения.// В кн.: Механика деформируемых тел и конструкций. М.: Машиностроение., 1975 – С.349-359.
40. Новожилов В.В. О пластическом разрыхлении.// Прикладная математика и механика. – 1965. – Т.29., Вып. 4 – С.681-689.
41. Новожилов В.В., Кадашевич Ю.И. Микронапряжения в конструкционных материалах. – Л.: Машиностроение., 1990. – 223 с.
42. Работнов Ю.Н. Введение в механику разрушения. – М.: Наука., 1987. – 80с.
43. Романов А.Н. Критерии усталостного разрушения с учетом работы остаточных микронапряжений.// Прикладная механика. – 1977. – Т. 13., №2. – С.69-79.
44. Романов А.Н. Разрушение при малоцикловом нагружении – М.:Наука., 1988. – 279 с.
45. Романов А.Н., Гаденин М.М. Методы определения циклического эффекта Баушингера.// Заводская лаборатория. – 1972.- №1.- С.99-102.
46. Русинко К.Н. Особенности неупругой деформации твердых тел. – Львов.: Вища школа., 1986. – 152 с.

47. Рыбакина О.Г., Сидорян Я.С. Экспериментальное исследование пластического разрыхления материалов при однократном и многократном статическом нагружении. – Механика твердого тела. – 1966. – №1. – С.120-
48. Талыпов Г.Б. Исследование эффекта Баушингера.// Известия АН СССР. Сер. Механика и машиностроение. – 1964. – №6 – С.131-137.
49. Талыпов Г.Б.. Анализ экспериментальных данных по эффекту Баушингера и их теоретическое истолкование.// Механика твердого тела. – 1966. – №2. – С.108-115.
50. Чжоу С. Сы. К. Расчет вязкого разрушения около надреза на основе континуальной механики.// Теоретические основы инженерных расчетов. – 1990. – №3 – С.112-123.
51. Чижик А.А. Петреня Ю.К. Разрушение вследствие ползучести и механизмы микроразрушения.// Доклады академии наук СССР. – 1987. – Т.297., №6 – С.1331-1333.
52. Яхно Б.О. Про критерії граничного стану металічних матеріалів при складному малоцикловому навантаженні із врахуванням пошкоджуваності // Наукові вісті НТУУ “КПІ”. – 2003. – №6. – С.93-98.
53. Яхно Б.О., Бобир М.І. Розрахунок довговічності матеріалів для умов складного малоциклового навантаження з урахуванням пошкоджуваності// Вісник Сумського державного університету – 2003. – №12(58) – С.184-189.
54. Лебедев А.А., Чаусов Н.Г., Богинич И.О. Модель накопления поврежденности в металлических материалах при сложном напряженном состоянии.// Проблемы прочности. – 1997 – №3 – С.55-63
55. Арутюнян Р.А., Вакуленко А.А. О многократном нагружении упруго-пластической среды// Известия АН СССР. Сер. Механика. – 1965. – №4 – С. 53-61.
56. Anteibach H., Huong C. Naumenko K. Creep-damage predictions in thin-walled structures by use of isotropic and anisotropic damage models.// Journal of Strain Analysis. – 2002. – Vol.37., №3. – P.265-275.



57. Borodii M.V., Strizhalo V.A. Hardening and lifetime prediction under biaxial low cycle fatigue.// Proceedings 7 ICBMFF. – 2004. – P.279-284.
58. Doghri I. Billardon R. Investigation of localization due to damage in elasto-plastic materials. – 1995 – Vol. 19 – P. 129-149.
59. Druganov B., Roman I. Conditions for adaptation of damage elastic-plastic bodies to cyclic loading.// Fract. Mater. Struct. – 1998 – Vol 21 – P.631-640.
60. Freitas M., Reis L., Li. B. Multiaxial Mixed Mode Cracking And Small Crack Initiation And Propagation//Proceedings 7 ICBMFF. – 2004. – P.97 - 107.
61. Glinka G., Wang G., Plumtree A. Mean Stress Effects in Multiaxial Fatigue// Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures. – 1995. – Vol.18. №7/8. – P.755-764.
62. Hoffmeyer J. Doring R. Seeger T. Vormwald M. Experimental investigations on the deformation and damage behaviour of metallic materials under multiaxial non-proportional loading // Proceedings 7 ICBMFF. – 2004. – P.234-240.
63. Jiany Y. A fatigue criterion for general multiaxial loading.// Fract. Mater. Struct. – 2000. – Vol. 23 – P.1007-1018.
64. Kujawski D., Ellyin F. On the concept of cumulative fatigue damage.// International Journal of Fracture. – 1988. – №37 – C.263-278.
65. Lacy T., McDowell D., Talreja R. Gradient concepts for evolution of damage.// Mechanics of materials. – 1999. – Vol. 31 – P.831-860.
66. Lagoda T. Macha E., Bedkowski W. A critical plane approach on energy concepts & application to biaxial random tension-compression high cycle fatigue regime. Int.journal of Fatigue. – 1999. - №21. – P.132 - 145
67. Lemaitre J., Dugailly J. Damage measurements.// Eng. Fract. Mech. – 1987. – Vol. 28., №5/6 – P.643 –661.
68. Lemaitre J. A Course on Damage Mechanics. – Springer Verlag., Germany., 1992. – 210 p.
69. Lemaitre J. Damage mechanics. – The Bath Press, Great Britain, 1990. – 556 p.

70. Marquis G.B. Multiaxial Fatigue Assessment: Current State And Future Trends//Proceedings 7 ICBMFF. – 2004. – P.109-120.
71. Методы испытания, контроля и исследования машиностроительных материалов: Справочное пособие // Под общ. ред. А.Т.Туманова / Т.2. Методы исследования механических свойств металлов. - Москва: Машиностроение, 1974.- 320с.
72. Лебедев А.А., Маковецкий И.В., Ламашевский В.П., Волчек Н.Л. Развитие повреждений в сером чугуна при статическом деформировании / Проблемы прочности, 2003, №6, с. 39-46.
73. Малинин М.М. Прикладная теория пластичности и ползучести / Машиностроение, Москва, 1968, с. 400.
74. ГОСТ 25.502-79 Расчеты и испытания на прочность в машиностроении. Методы механических испытаний металлов. Методы испытаний на усталость
75. ГОСТ 25.504-82 Расчеты и испытания на прочность. Методы расчета характеристик сопротивления усталости
76. Вентцель Е.С. Теория вероятностей. – М.: Высшая школа, 1999. – 576 с.
77. Джонсон Н. Лион Ф. Статистика и планирование эксперимента в науке и технике. – М.: Издательство «Мир», 1980. – 610 с.
78. Степнов М.Н. Статистические методы обработки результатов механических испытаний: Справочник. – М.: Машиностроение, 1985. – 232 с.
79. Работнов Ю.Н. Ползучесть элементов конструкций. – М.: Наука, 1966. – 752 с.
80. А.П. Грабовський. и др, Пошкоджувальність та граничний стан конструкційних матеріалів при пружно – пластичному деформуванні / Грабовський А.П., Бабак А.М., Тимошенко О.В. // Вісник Національного технічного

університету України “Київський політехнічний інститут”, серія “Машинобудування”. – 2005. – №47. – С. 11–13.

81. Нормы летной годности самолетов транспортной категории (АП-25).- М.: МАК, 1994 - 322 с.
82. Гребеников А.Г. Методология интегрированного проектирования сборных самолетных конструкций регламентируемой долговечности / А. Г. Гребеников // Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии: сб. науч. тр. Нац. аэрокосм. ун-та им. Н. Е. Жуковского «ХАИ». - Вып. 23. - Х., 2004. - С.191-200.
83. Пширков В. Ф. Технология выполнения высокоресурсных соединений / В. Ф. Пширков. - М.: Отраслевая библиотека «Технический прогресс и повышение квалификации», 1980. - 170 с.
84. Сопротивление усталости элементов конструкций / А. З. Воробьев, Б. И. Олькин, В. Н. Стебеньев, Т. С. Родченко. -М.: Машиностроение, 1990. -240 с.
85. Технология выполнения высокоресурсных соединений/В. Ф.Пширков, Я Н Робаковский, А. С. Тарасов и др. - М.: ЦАГИ, 1980. - 171 с.
86. Метод анализа влияния последовательного применения дорнования и барьерного обжата пластин с тремя отверстиями на характеристики локального НДС при растяжении / А. Г. Гребеников, С. П. Светличный, В. А. Матвиенко, А. М. Гуменный // Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии: сб. науч. тр. НАКУ «ХАИ». - Вып. 37. - Х., 2007. - С. 5-17.
87. Гребеников А. Г. Методология интегрированного проектирования и моделирования сборных самолетных конструкций / А. Г. Гребеников. - Х.: Нац. аэрокосм. ун-т «ХАИ», 2006. - 532 с.
88. Современные технологии агрегатно-сборочного производства самолетов / А. И. Пекарш, Ю. М. Тарасов, Г. А. Кривов и др. - М.: Аграф-пресс, 2006. - 304 с.

89. Шахатуни Е.А. Увеличение выносливости самолетных конструкций путем обжата вокруг отверстий цилиндрических поясов / Е. А. Шахатуни. Ф. М. Любарец // Авиационная промышленность: науч.-техн. журнал. - Вып. 9.-М., 1977.-С. 12-13.
90. Экспериментальные исследования влияния конструктивных и технологических факторов на выносливость типовых элементов авиационных конструкций / Б. И. Олькин, Н. И. Гиванова, Т. С. Родченко и др. // Тр. ЦАГИ. - Вып. 2033. - 1980. - С. 3-14.
91. Исследование выносливости нижних панелей крыла с отверстиями для перетекания топлива / В. П. Рычик, Е. А. Литвиненко, Н. Т. Остапенко, Е. Т. Василевский // Тр. науч.-техн. конф. по выносливости и ресурсу авиационных конструкций (ноябрь, 1976); под ред. А. З. Воробьева и И. Г. Белого.-С. 100-103.
92. Брондз Л. Д. Разработка технологии упрочнения крепежных отверстий дорнованием с большими натягами / Л. Д. Брондз, В. Ф. Воронов // Авиационная промышленность. - 1979. - № 10. - С. 7-9.
93. Воробьев Ю. А. Исследование технологического процесса дорнования отверстий авиационных конструкций / Ю. А. Воробьев, В. В. Воронько, К. В. Омельченко // Авіаційно-космічна техніка і технологія: тез. доп. Міжнар. наук.-техн. конф. - Х., 2005. - С. 48.
94. Журавлев С. В. Повышение усталостной долговечности образцов с одиночным отверстием за счет предварительной пластической деформации/С. В. Журавлев, Ф. А. Овсепян, Н. Я. Ротницкая// Авиационная промышленность. - 1988. -№ 5. - С. 67-69.
95. Кудрявцев И. В. Упрочнение деталей поверхностным пластическим деформированием / И. В. Кудрявцев // Вестник машиностроения. - 1977. -№ 3. - С. 32-36.
96. Леонов Е. И. Пресс для дорнования отверстий/Е. И. Леонов// Авиационная промышленность: науч.-техн. журнал. - Вып. 4. - М., 1986. - С. 42.

97. Леонтьев А. А. Экспериментальная оптимизация процесса дорнования отверстий / А. А. Леонтьев // *Авиационная промышленность: науч.-техн. журнал.* - Вып. 1. - М., 1981. - С. 34-35.
98. Местное глубокое пластическое деформирование как средство повышения долговечности элементов конструкций / В. А. Ворог, С. Я. Сорокин, В. И. Мишин и др. // *Авиационная промышленность.* - 1981. - № 6. - С. 5-12.
99. Местное глубокое пластическое деформирование отверстий в деталях из сплавов В95 и ВТ20 / Б. П. Рыковский, В. В. Зотов, Р. И. Гирш, В. И. Куликов // *Авиационная промышленность: науч.-техн. журнал.* - Вып. 1. - М., 1983. - С. 43-44.
100. Пospelов С. В. Упрочнение - важный резерв повышения ресурса и надежности самолетов / С. В. Пospelов, И. А. Якушкин, А. А. Ерохин // *Авиационная промышленность.* - 1982. - № 4. - С. 3-5.
101. Проскуряков Ю. Г. Дорнование отверстий / Ю. Г. Проскуряков. - М.: Машгиз, 1961. - 192 с.
102. Проскуряков Ю. Г. Объемное дорнование отверстий / Ю. Г. Проскуряков, В. Н. Романов, А. Н. Исаев. - М.: Машиностроение, 1984. - 224 с.
103. Розенблат В. В. Упрочняющие методы обработки деталей / В. В. Розенблат, Е. А. Коржавин, А. А. Дрогунов // *Авиационная промышленность,* 1986. - № 8. - С. 15.
104. Технологические способы упрочнения отверстий местным глубоким пластическим деформированием / А. А. Сердюк, С. П. Крапивин, О. Рейлман, В. Н. Беспалько // *Авиационная промышленность.* - 1983. - № 8. — С. 8-11.
105. Урбанский Ю. С. Усталостная прочность и долговечность упрочненных болтовых и заклепочных соединений из сплавов Д16Т и В95 / Ю. С. Урбанский, В. Н. Беспалько, В. К. Федирко // *Авиационная промышленность,* 1973. - № 12.
106. Федирко В. К. Местное пневмодинамическое упрочнение / В. К. Федирко, С. П. Крапивин, В. Н. Беспалько // *Авиационная промышленность,* 1975. — № 10.

107. Конструктивно-технологические методы повышения усталостной долговечности элементов конструкции планера самолета в зоне функциональных отверстий /Д. С. Кива, Г. А. Кривов, В. Ф. Семенцов, А. Г. Гребеников, В. А. Матвиенко, Е. Т. Василевский, А. М. Гуменный.- Киев:КВИЦ.2015. – 188с
108. Патент на корисну модель № 57288 «Спосіб зміцнення виробів з титанових сплавів шляхом дорнування отворів у них» / Г. О. Кривов, В.А. Матвієнко, В. А. Резніков, В. М. Шулепов.
109. Тимошенко О. В. Чисельне моделювання полів пошкоджуваності та залишкових напружень після дернування отворів / О. В. Тимошенко, Б. О. Яхно, А. М. Бабак, Дик Куан Фам // Вісник Житомирського державного технологічного університету. Серія : Технічні науки. - 2018. - № 1. - С. 54-62
110. Піманов В. В., та ін. Исследование процесса дорнования технологических отверстий в авиационном сплаве Д16чТ // Вісник Національного технічного університету України “Київський політехнічний інститут”, серія “Машинобудування” . – 2015. – №75. – С. 144–150.
111. Куан Ф. Д. и др. Кинетика накопления повреждений и критерий предельного состояния конструкционных материалов //Mechanics and Advanced Technologies. – 2018. – Т. 1. – №. 82.
112. О. V. Timoshenko,. The influence of plastic deformation on the low-cycle fatigue during the burnishing of holes in flat specimens of D16chT steel / О. V. Timoshenko, А. М. Babak, Quan Fam Dyk, Yu. М. Sydorenko // Strength of materials. – 2018. – Vol 50 (№3). – p. 448–452.
113. Фам Дик Куан, Пошкоджуваність металевих матеріалів з урахуванням виду напруженого стану/ Фам Дик Куан, О. В. Тимошенко, В.В. Коваль, А.М. Бабак // Технічні науки та технології , 2018 , №2 (12) С. 49–58.
114. Фам Дик Куан, Прогнозування довговічності силових елементів з функціональними отворами при малоцикловій втомі / Фам Дик Куан, О. В. Тимошенко, А.М. Бабак // Вісник Херсонського національного технічного університету, 2018 , №2 (65) С. 56–67.

115. Авиационные материалы. Т.4, Москва, ОНТИ, 1982, с.
116. Deform-3D – мощная система моделирования технологических процессов [Электронный ресурс]. –Режим доступа: <http://www.tesis.com.ru/software/deform>.
117. DEFORM™ 3D Version 6.1 User's manual.
118. Циклическая прочность и ползучесть металлов при малоцикловом нагружении в условиях низких и высоких температур. Стрижало В.А., К., "Наукова думка", 1978. 238с.

## ДОДАТОК А

### Список публікацій здобувача за темою дисертації

*Наукові праці, в яких опубліковані основні результати дисертації*

### Список опублікованих праць за темою дисертації

1. А.П. Грабовський. и др, Пошкоджувальність та граничний стан конструкційних матеріалів при пружно – пластичному деформуванні / Грабовський А.П., Бабак А.М., Тимошенко О.В. // Вісник Національного технічного університету України “Київський політехнічний інститут”, серія “Машинобудування” . – 2005. – №47. – С. 11–13. (Входить в НМБ РІНЦ, Index Copernicus). *Здобувачем виконані обробка експериментальних даних та побудова залежностей пошкоджувальності від рівня пластичної деформації*

2. Піманов В. В., та ін. Исследование процесса дорнования технологических отверстий в авиационном сплаве Д16чТ // Вісник Національного технічного університету України “Київський політехнічний інститут”, серія “Машинобудування” . – 2015. – №75. – С. 144–150. (Входить в НМБ РІНЦ, Index Copernicus)

*Здобувачем виконані обробка експериментальних даних та побудова залежностей пошкоджувальності від впливу виду напруженого стану.*

3. Куан Ф. Д. и др. Кинетика накопления повреждений и критерий предельного состояния конструкционных материалов //Mechanics and Advanced Technologies. – 2018. – Т. 1. – №. 82. (Входить в НМБ РІНЦ, Index Copernicus)

*Здобувачем виконано розробку моделі та критерія граничного стану з врахуванням результатів експерименту*

4. O. V. Timoshenko,. The influence of plastic deformation on the low-cycle fatigue during the burnishing of holes in flat specimens of D16chT steel / O. V. Timoshenko, A. M. Babak, Quan Fam Dyk, Yu. M. Sydorenko // Strength of materials. – 2018. – Vol 50 (№3). – p. 448–452. (Входить до НМБ Scopus)

*Здобувачем розроблено математичну модель залежності кількості циклів до руйнування від рівня пластичної деформацій при дорнуванні та максимальних напружень.*



5. Фам Дик Куан, Пошкоджуваність металевих матеріалів з урахуванням виду напруженого стану/ Фам Дик Куан, О. В. Тимошенко, В.В. Коваль, А.М. Бабак // Технічні науки та технології , 2018 , №2 (12) С. 49–58. (Входить в НМБ РІНЦ, Index Copernicus).

*Здобувачем розроблено критерій граничного стану .*

6. Фам Дик Куан, Прогнозування довговічності силових елементів з функціональними отворами при малоцикловій втомі / Фам Дик Куан, О. В. Тимошенко, А.М. Бабак // Вісник Херсонського національного технічного університету, 2018 , №2 (65) С. 56–67. (Входить до РІНЦ (eLibrary), Google Scholar, National Library of Ukraine (Vernadsky)). *Здобувачем виконані обробка експериментальних даних та побудова залежностей пошкоджуваності від впливу виду напруженого стану.*

*Наукові праці, що засвідчують апробацію матеріалів дисертації*

1. Бабак А.М. Деформаційні криві малоциклової втоми для силових елементів літака з дорнованими отворами / Бабак А.М., Демидюк Т.П. // XVII міжнародна науково-технічна конференція «Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта» Матеріали конференції. – Одеса, 2015.– С. 32.

*Здобувачем виконано обробку експериментальних даних.*

2. Бабак А.М. Исследование влияния величины натяга на поврежденность материала в процессе дорнования отверстий в листовых заготовках из алюминиевого сплава Д16чТ / Піманов В. В., Тимошенко О.В. // XVIII міжнародна науково-технічна конференція «Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта» Матеріали конференції. – Одеса, 2016.– С. 48. *Здобувачем розроблено математичну модель залежності кількості циклів до руйнування від рівня пластичної деформації при дорнуванні та максимальних напружень*

## **ДОДАТОК Б**

### **Акти впровадження**

ДЕРЖАВНЕ ПІДПРИЄМСТВО

**АНТОНОВ®**

вул. Академіка Туполева, 1, м.Київ,  
03062 Україна  
Факс: 38(044) 454-79-66  
Тел: 38(044) 454-31-49  
E-mail: [info@antonov.com](mailto:info@antonov.com)  
Код ЄДРПОУ 14307529



COMPANY

**ANTONOV®**

вул. Академіка Туполева, 1, Київ,  
03062 Ukraine  
Fax: 38(044) 454-79-66  
Phone: 38(044) 454-31-49  
E-mail: [info@antonov.com](mailto:info@antonov.com)

## АКТ

впровадження результатів дисертаційної роботи Бабака Антона  
Миколайовича «Малоциклова втома поверхнево зміцнених  
конструктивних елементів з врахуванням пошкоджуваності»

Даний акт складено про те, що результати дисертаційної роботи Бабака  
Антон Миколайовича «Малоциклова втома поверхнево зміцнених  
конструктивних елементів з врахуванням пошкоджуваності», може бути  
використана ДП «АНТОНОВ» при оцінці довговічності конструктивних  
елементів конструкцій сучасних та перспективних літальних апаратів.

Головний конструктор  
з міцності к.т.н.

О.І. Семенець

Начальник розрахунково-дослідного  
відділу

В.А. Знова

Виконавець  
Executor

тел.  
phone

025002 \* ЛД