

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

Коваль Віктор Вікторович

УДК 539.4

ДИСЕРТАЦІЯ

**Малоциклова втома елементів конструкцій з урахуванням
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

(підпис, ініціали та прізвище здобувача)

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

Київ – 2018

АНОТАЦІЯ

Коваль В.В. Малоциклова втома елементів конструкцій з урахуванням пошкоджуваності. – Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.

Дисертація на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук за спеціальністю 05.02.09 – динаміка та міцність машин. – Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського» МОН України, Київ, 2018.

Дисертаційна робота присвячена розробці методу оцінки довговічності елементів конструкцій з урахуванням кінетики накопичення пошкоджень для умов малоциклового навантаження.

В роботі проведений аналіз існуючих підходів щодо опису поведінки матеріалів для умов малоциклової втоми. Розглянуто принцип Мазінга, концепція циклічної діаграми Морроу та концепція узагальненої циклічної діаграми. Відмічено, що циклічне навантаження конструкційних матеріалів супроводжується зменшенням їх механічних характеристик. Цей ефект може бути врахований шляхом введення у розгляд феноменологічного параметра пошкоджуваності згідно концепції Качанова-Работнова. У загальному випадку вказаний параметр може бути оцінений через зміну характеристик матеріалу на мікрорівні, макрохарактеристики матеріалу або виходячи з основних положень термодинаміки незворотних процесів. Виходячи з аналізу вітчизняної та закордонної літератури розглянуті основні підходи щодо визначення параметра пошкоджуваності. В залежності від задачі, що розглядається він може бути прийнятий у вигляді скалярної, векторної або тензорної величини.

Відмічено, що при розрахунках для умов малоциклової втоми існує три основні підходи щодо визначення критеріїв граничного стану: деформаційний, силовий та енергетичний. Розглянуті способи їх реалізації. Вказано, що розрахунки у відповідності з даними методами, в основному, виконуються з використанням умовної діаграми деформування, яка не враховує вплив параметра пошкоджуваності на фізико-механічні властивості конструкційних матеріалів.

Розглянуті методи визначення максимальних напружень та деформацій для випадку неоднорідного напружено-деформованого стану. Відмічено, що в основі більшості підходів лежить концепція коефіцієнтів концентрації напружень та деформацій розроблена Нейбером. Для випадку навантаження (деформування) у пружно-пластичній області метод Нейбера був модифікований Махутовим шляхом введення у розгляд корелюючої функції. Виходячи з задач, що розглядалися в роботі параметр пошкоджуваності був прийнятий у вигляді скаляра. Його оцінка у випадку статичного навантаження здійснювалася за допомогою методу, що базується на вимірюванні питомого електричного опору металевих матеріалів. Для підвищення точності експерименту була здійснена модернізація експериментального стенду, що дозволила перейти до прямих вимірів електроопору. Була проведена відповідна статистична обробка отриманих експериментальних даних, розраховані коефіцієнти варіації для фізико-механічних характеристик розглянутих у роботі матеріалів.

Отримані експериментальні криві кінетики накопичення параметра пошкоджуваності. Встановлено, що у загальному випадку дані криві можуть бути представлені у вигляді трьох окремих ділянок, що характеризуються різною швидкістю накопичення пошкоджень. При цьому відмічено, що початок процесу накопичення пошкоджень співпадає з моментом початку навантаження матеріалу.

Встановлені аналітичні залежності, які дозволяють зв'язати величини параметра пошкоджуваності на рівні границі текучості та дійсного опору розриву з характеристиками пластичності конструкційних матеріалів.

Для описання процесу накопичення пошкоджень в діапазоні напружень від границі текучості (пропорційності) до границі міцності була використана модифікована модель Ж. Леметра. Ця модель базується на енергетичному підході щодо визначення величини параметра пошкоджуваності та враховує вид напруженого стану. Вказана модель була перевірена для випадку наявності неоднорідного напружено-деформованого стану, який моделювався на зразках з різною величиною радіуса корсетної частини. Розроблена методика розрахунку величини параметра пошкоджуваності з використанням методу питомого

електроопору для випадку наявності корсетної зони. Для оцінки параметра пошкоджуваності за допомогою модифікованої моделі для скінченно-елементного пакету ANSYS з використанням мови APDL була створена підпрограма користувача. Результати розрахунку за допомогою модифікованої моделі та на основі методу питомого електроопору були проаналізовані та оцінена розбіжність між ними.

В загальному випадку, при розрахунках напружено-деформованого стану елементів конструкцій можуть бути використані три типи діаграм деформування: умовна, дійсна (враховує зміну площі поперечного перерізу зразка) та ефективна (враховує кінетику накопичення пошкоджень при пружно-пластичному деформуванні матеріалу). Виходячи з цього, в роботі була розглянута концепція ефективних напружень Качанова-Работнова, що враховує вплив кінетики накопичення пошкоджень у конструкційному матеріалі на його фізико-механічні властивості. На основі даної концепції, з врахуванням гіпотези про інваріантність деформованого стану, були отримані ефективні діаграми деформування для конструкційних матеріалів Д16Т, ВТ22, 15ХСНД, 07Х16Н6, 18Х2Н4ВА, 12Х18Н10Т. Для вказаних матеріалів були визначені ефективні величини напружень на рівні границі текучості та границі міцності, що були порівняні з їх умовними та дійсними величинами. Відмічена ефективність врахування параметра пошкоджуваності.

Запропоновані залежності для визначення коефіцієнта зміцнення ефективної діаграми деформування для випадку її степеневі апроксимації, що базуються на характеристиках дійсної або умовної діаграм. Порівняння результатів розрахунку згідно запропонованих залежностей з експериментальними величинами продемонструвало максимальну похибку на рівні 2% для випадку використання дійсної та 15% для умовної діаграми деформування.

На основі модифікованої моделі Ж. Леметра з використанням підпрограми користувача у скінченно-елементному пакеті ANSYS були отримані поля розподілу параметра пошкоджуваності для типових концентраторів напружень у вигляді пластинки з отвором та зразка з кільцевою проточкою. Для кожного типу концентратора були розглянуті різні варіанти

його геометрії (4 радіуса та 3 типи проточки). Встановлено, що зі збільшенням діаметра отвору відбувається збільшення зони пошкоджуваності біля отвору та збільшення її максимальної величини у найбільш небезпечній точці. Для випадку кільцевої проточки біло зроблено висновок, що зі збільшенням теоретичного коефіцієнта концентрації напружень відбувається збільшення максимального значення параметра пошкоджуваності та зменшення зони його розподілу.

Модифіковано підхід Нейбера-Махутова щодо визначення ефективних коефіцієнтів концентрації напружень та деформацій. Для різних величин теоретичного коефіцієнта концентрації та номінальних напружень було проведено аналіз запропонованого та базового методів. Це порівняння продемонструвало, що для розглянутих у роботі конструкційних матеріалів модифікований розрахунок для ефективного коефіцієнта концентрації напружень дає більші значення, ніж при класичному. У випадку визначення величин ефективного коефіцієнта концентрації деформацій модифікований розрахунок демонструє менші значення у порівнянні з базовим.

Для випадку малоциклового навантаження (симетричний м'який цикл) була досліджена поведінка конструкційних матеріалів Д16Т, ВТ22, 15ХСНД та 18Х2Н4ВА. Встановлено, що алюмінієвий сплав Д16Т знаходиться у стані циклічного зміцнення, титановий сплав ВТ22 та сталь 18Х2Н4ВА – в стані циклічного знеміцнення, а сталь 15ХСНД може бути умовно розглянута як циклічно стабілізуючийся матеріал. Визначені функції, що описують кінетику зміни петлі пружно-пластичного гістерезису та розраховані циклічні константи матеріалів.

Для випадку циклічного навантаження параметр пошкоджуваності, виходячи з простоти його визначення, було оцінено за величиною зміни модуля пружності при розвантаженні. Експериментально отримані криві накопичення пошкоджень. Встановлено, що процес накопичення пошкоджень в матеріалі не залежить від його циклічного стану та відбувається за схожими закономірностями.

Відмічено, що як і при статичному навантаженні, дані криві можуть бути умовно розділені на три характерні ділянки з різною швидкістю накопичення

пошкоджень. Встановлено, що на першій ділянці згаданої кривої відбувається різке зростання величини параметра пошкоджуваності до деякого значення, яке залежить від величини амплітудного напруження у циклі. Друга ділянка характеризується незначною швидкістю росту параметра пошкоджуваності та є майже лінійною. На третій ділянці кривої параметр пошкоджуваності нелінійно зростає до свого критичного значення, що відповідає моменту руйнування. Оскільки точно встановити його величину в момент руйнування достатньо важко, в роботі запропоновано її наближено визначати за останнім стійким циклом навантаження. Встановлено, що ця величина залежить від кількості циклів до руйнування. На основі отриманих залежностей в роботі запропонована система рівнянь для визначення кількості циклів до руйнування для випадку однорідного напружено-деформованого стану.

Для матеріалів Д16Т, ВТ22, 15ХСНД та 18Х2Н4ВА в роботі було визначено параметр заліковування, який є постійним для заданої асиметрії циклі та виду циклічного навантаження. Цей параметр дозволяє розрахувати величину пошкоджуваності для від'ємного напівциклу.

На основі проведених експериментальних досліджень було здійснено припущення про постійність величини параметра пошкоджуваності в рамках напівциклу навантаження.

Для оцінки кількості циклів до руйнування конструкційних матеріалів в роботі було запропоновано метод, що базується на енергетичному підході. У якості граничної величини енергії була вибрана енергія, що відповідає статичному руйнуванню та враховує процес накопичення пошкоджень в матеріалі. Ця енергія може бути отримана як різниця площ між повною ефективною та дійсною діаграмами деформування. Кількість циклів до руйнування при цьому визначається як частка від енергії статичного навантаження та енергії стабілізованого циклу з врахуванням функції, що в загальному випадку залежить від виду напруженого стану та матеріалу $g(f(\sigma, \varepsilon); R_\sigma)$. Для циклічно-зміцнюючого або циклічно-знеміцнюючого стану матеріалу у розрахунках використовувалась енергія умовно стабілізованого циклу.

Для випадку неоднорідного напружено-деформованого стану при визначенні енергії стабілізованого (умовно-стабілізованого) циклу був використаний модифікований підхід Нейбера-Махутова.

Для матеріалів Д16Т, ВТ22, 15ХСНД та 18Х2Н4ВА у випадку однорідного напружено-деформованого стану та у випадку наявності концентратора у вигляді кільцевої проточки радіусом 1 мм була експериментально визначена функція $g(f(\sigma, \varepsilon); R_\sigma)$. Показано, що у випадку відсутності концентратора напружень вона є константою, що залежить від марки матеріалу. У випадку кільцевої проточки для розглянутих у роботі матеріалів ця функція може бути описана степеневою залежністю від кількості циклів до руйнування.

На основі отриманих експериментальних даних було проведене порівняння запропонованого метода розрахунку зі стандартизованим. У випадку відсутності концентрації напружень максимальна похибка розрахунків за запропонованим методом по відношенню до експерименту склала 35%. При наявності кільцевої проточки максимальна величина похибки становила 18%. При цьому стандартизований метод у всіх випадках демонстрував результати, що суттєво відрізнялися від експериментальних.

Криві втоми, побудовані на основі запропонованого методу за допомогою регресійного аналізу, повністю вкладаються у область довірчих інтервалів експериментальних результатів.

Ключові слова: пошкоджуваність, малоциклова втома, ефективні напруження, коефіцієнт концентрації напружень, коефіцієнт концентрації деформацій, енергетичний підхід, коефіцієнт заліковування.

SUMMARY

Koval V.V. Low-cyclic fatigue of structural elements taking into account damage. – Qualification scientific work manuscript copyright.

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, 2018

The dissertation is devoted to the development of a method for estimating the durability of structural elements, taking into account the kinetics of damage accumulation for low-cycle loading conditions

In the work the existing approaches to describing the behaviour of materials for low-cycle loading was analyzed. The Masing's principle, the concept of Morrow's cyclic diagram, and the concept of a generalized cyclic diagram was considered. It is noted that cyclic loading of structural materials is accompanied by a decrease of their mechanical characteristics. This effect can be taken into account by entering into consideration the phenomenological parameter of damage according to Kachanov-Rabotnov's concept.

Generally, this parameter can be estimated through a change of characteristics of material at the micro level, the macro characteristic of the material, or on the basis of the main provisions of the thermodynamics of irreversible processes. Based on the analysis of domestic and foreign literature, the main approaches to determining the parameters of damage was considered. Depending on the problem under consideration, it can be accepted in the form of a scalar, vector, or tensor quantity.

It is noted that when calculating under conditions of low cycle fatigue, there are three main approaches to determining the criteria for the limit state: deformation, force and energy. Considered the ways to implement them. It is indicated that calculations in accordance with this method are mainly carried out using a conditional diagram of deformation that does not take into account the effect of damage on the physico-mechanical properties of structural materials.

Considered the methods for determining the maximum stresses and strains for the case of a non-uniform stress-strain state. It is noted that the concept of stress and strains concentration coefficients developed by Neuber is the cornerstone of the majority of these approaches. For the case of loading (deformation) in the elasto-plastic region, the Neuber's method was modified by introducing a correlating Makhutov's function.

Proceeding from the considered tasks, in the work the parameter of damage has been accepted in the form of scalar. His assessment in case of static loading has been carried out by means of a method which is based on measurement of electrical resistivity of metal materials. To improve the accuracy of the experiment, the modernization of the test unit has been realized. It has allowed to carry out direct measurements of the electrical resistivity. The corresponding statistical processing of the obtained experimental data was carried out. Variation coefficients for physicomachanical characteristics of materials considered in work was calculated.

For the case of simple tension the experimental curves of damage accumulation kinetics was received. It is established that generally, these curves can be presented in the form of three separate parts, which are characterized by different rates of damage accumulation. It was noted that the beginning of the damage accumulation process coincides with the moment when the material begins to load.

Analytical dependencies which allow us to relate the values of the damage parameter at the level of yield stress and the rupture stress, with the plasticity characteristics of structural materials are established.

For the description of damage accumulation process to the range of tension from a yield stress (proportionality stress) to the ultimate stress the modified J. Lemaitre's model has been used. This model is based on the energy approach to the definition of the damage parameter and takes into account the stress state. The specified model has been checked for a case of the non-uniform stress-strain state which was modelled by specimens with various radius sizes of a corset part. The method of calculation the value of the damage parameter by electrical resistivity method is developed for a case of corset zone existence. To evaluate the damage

parameter using the modified model for the ANSYS finite element modelling package, a user subroutine was created (with using the APDL language). Results of damage parameter calculation by means of the modified model and on the basis of electrical resistivity method have been analyzed. The divergence between them was estimated.

In the general case, during calculating stress-strain state of construction elements, three types of deformation diagrams can be used: conditional, true (takes into account change in the cross-sectional area of the sample) and effective (takes into account the kinetics of damages accumulation during elastic-plastic deformation of the material).

Due to, in work the concept of effective stresses of Kachanov-Rabotnov, which takes into account the influence of the kinetics of damage accumulation in a structural material on its physico-mechanical properties was considered. On the basis of this concept, taking into account a hypothesis of invariancy of the deformed state, effective deformation diagrams for the structural materials D16T, VT22, 15HSND, 07H16N6, 18H2N4VA, 12H18N10T have been received

For the specified materials effective stress values at the yield stress and ultimate stress level which have been compared to their conditional and true values have been determined. The efficiency of accounting the damage parameter is noted. On the basis of the true or conditional deformation diagrams parameters dependences for determination of hardening coefficient for the effective deformation diagram in case of her power approximation are offered.

Comparison of the calculation results with the offered dependences using the experimental values has shown a maximum error of 2% for the case of using the true deformation diagram and 15% for the conditional diagram.

On the basis of the modified J. Lemaitre's model with use of the user subroutine in the ANSYS finite element package fields of damage parameter distribution for typical stress concentrators in the form of a plate with a hole and a notched specimen have been received. For each type of the concentrator was considered different variants of geometry (4 radiuses and 3 types notches).

It is established that to increase in diameter of a hole there is an increase in a zone of damage near a hole and increase in its maximum value at the most dangerous point. For option of a notched round specimen it was concluded that to increase in theoretical stress concentration coefficient there is an increase in the maximum value of damage parameter and a decrease in its distribution zone.

The Neuber-Makhutov's approach to determine the effective concentration coefficients of stress and strain was modified. For different values of the theoretical concentration coefficient and nominal stresses, an analysis of the proposed and basic methods was made. This comparison showed that for the structural materials considered in the work, the modified calculation for the effective stress concentration coefficient gives higher values than for the classical one. In the case of determining the values of the effective strain concentration coefficient, the modified calculation shows smaller values, compared with the base one.

For the case of low-cycle loading (a symmetric stress-controlled cycle), the behaviour of the structural materials D16T, VT22, 15HCND and 18H2N4VA was investigated. It is established that the aluminium alloy D16T is in a state of cyclic hardening, titanium alloy VT22 and steel 18H2H4VA - in the state of cyclic softening, and steel 15HSND can be conditionally considered as cyclically stabilizing. The functions describing the kinetics of the change of the elastic-plastic hysteresis loop was determined and the cyclic constants of the materials was calculated. For the case of cyclic loading, the damage parameter, based on the simplicity of its determination, was estimated from the magnitude of the change in the modulus of elasticity during unloading. Damage accumulation curves were obtained experimentally. It is established that the kinetics of damage accumulation in the material does not depend on its cyclic state and occurs according to similar patterns.

It is noted that, like as under static loading, these curves can be conditionally divided into three separate sections with different rates of damage accumulation. It is established that in the first section of this curve there is a sharp increase in the damage parameter to a certain value, which depends on the magnitude of the

amplitude of the stresses in the cycle. The second section is characterized by an insignificant growth rate of the damage parameter and is practically linear. In the third part of the curve, the damage parameter increases nonlinearly up to its critical value corresponding to the moment of failure. Since it is quite difficult to accurately determine its value at the moment of failure, in the work it was suggested to estimate it approximately by the last stable loading cycle. It is established that this value depends on the number of cycles before failure. On the basis of the obtained dependencies, a system of equations for determining the number of cycles before failure in the case of a uniform stress-strain state was proposed.

In the work, for materials D16T, VT22, 15HCND and 18H2N4VA, the healing parameter, which is constant for the given asymmetry and the type of cyclic loading, was determined. This parameter allows to calculate the amount of damage for a negative half-cycle.

On the basis of the conducted experiments assumption about constancy of damage parameter value within a loading half-cycle has been made.

As a method of estimating the number of cycles before failure, a method based on the energy approach was proposed. As the limiting energy, the static destruction energy, which takes into account the process of damage accumulation in the material was chosen. This energy can be obtained as the difference between the areas of the total effective and true deformation diagrams. The number of cycles before failure was determined as a quotient of the static loading energy and the energy of the stabilized cycle, taking into account the function that depends of stress state and material type $g(f(\sigma, \varepsilon); R_\sigma)$. For the cyclically-hardening or cyclically-softening state of the material, the energy of the conditionally stabilized cycle was used in the calculations. In the case of an non-uniform stress-strain state, the modified Neuber-Makhutov approach was used to determine the energy of the stabilized (conditionally stabilized) cycle.

For materials D16T, VT22, 15HSND and 18H2N4VA for the case of a uniform stress-strain state and for the presence of a concentrator in the form of a round notch with a radius of 1 mm, the function $g(f(\sigma, \varepsilon); R_\sigma)$ was experimentally established. It

is shown that in the absence of a stress concentrator, this function is a constant, which depends on the type of material. For a circular notch for all materials considered, this function can be described by a power-law dependence on the number of cycles before failure.

Based on the experimental data, the proposed calculation method was compared with the standardized one. For the variant of absence of stress concentration, the maximum error of calculations by the proposed method in relation to the experiment was 35%. In the presence of an round notch, the maximum error was 18%. In this case, the standardized method in all cases produced results were significantly different from experimental outcomes.

The fatigue curves obtained by regression analysis on the basis of the proposed method fully fit into the range of confidence intervals of the experimental results.

Keywords: damage, low-cycle fatigue, effective stress, stress concentration coefficient, strain concentration coefficient, energy approach, healing coefficient

Список опублікованих праць за темою дисертації

1. Бобир М. І. Метод визначення коефіцієнтів концентрації інтенсивності напружень та деформацій з урахуванням пошкоджуваності / М. І. Бобир, В. В. Коваль. // *Машинознавство*. – 2007. – №4. – С. 20–25.
2. Коваль В. В. Вплив пошкоджуваності на НДС пластинки з отвором при статичному навантаженні / В. В. Коваль. // *Вісник Національного технічного університету України “Київський політехнічний інститут”*, серія “Машинобудування”. – 2007. – №50. – С. 162–168.
3. Коваль В. В. Напружено-деформований стан конструктивного елементу з урахуванням розсіяних пошкоджень / В. В. Коваль. // *Вісник Національного технічного університету України “Київський політехнічний інститут”*, серія “Машинобудування”. – 2008. – №53. – С. 75–84.
4. Бобир М. І. Континуальна механіка пошкоджуваності у задачах малоциклової втоми / М. І. Бобир, О. П. Халімон, В. В. Коваль. // *«Наукові нотатки» міжвузівський збірник (за напрямом «Інженерна механіка»)*. – 2009. – №25 (частина 2). – С. 16–21.
5. Тимошенко О. В. Вплив виду напруженого стану на критичне значення пошкоджуваності для конструкційних матеріалів при пружно-пластичному деформуванні / О. В. Тимошенко, В. В. Коваль, Р. В. Кравчук. // *Вісник Національного технічного університету України “Київський політехнічний інститут”*, серія “Машинобудування” (*Mechanics and Advanced Technologies* з 2017 року). – 2011. – №63. – С. 103–107. (Входить в НМБ РІНЦ)
6. Гладський М. М. Notch effect on cyclic deformation of structural steel under axial and torsional loading / М. М. Гладський, О. В. Тимошенко, В. В. Коваль. // *Вісник Національного технічного університету України “Київський політехнічний інститут”*, серія “Машинобудування” (*Mechanics and Advanced Technologies* з 2017 року). – 2013. – №67. – С. 90–95. (Входить в НМБ РІНЦ)
7. Коваль В. В. Малоцикловая усталость конструкционных материалов с учетом поврежденности / В. В. Коваль. // *Научно-теоретический и практический журнал Современный научный вестник. Серия «Технические науки»*. – 2015. – №5 (252). – С. 63–72. (іноземне видання)

8. Bobyr N. I. Damage contribution to the assessment of the stress-strain state of structure elements / N. I. Bobyr, V. V. Koval. // *Strength of materials*. – 2017. – Vol 49 (№3). – С. 361–368. (Входить до НМБ Scopus)

9. Коваль В. В. Поврежденность конструкционных материалов в условиях малоциклового нагружения / В. В. Коваль. // *Mechanics and Advanced Technologies*. – 2017. – №2 (80). – С. 52–58. (Входить в НМБ РИНЦ, Index Copernicus)

10. M. Bobyr Damage and failure of the structural components at low cycle loading / M. Bobyr, O. Khalimon, V. Koval // *Six International Conference on low cycle loading LCF 6*. – Berlin, 2008, – pp 499-504.

11. Bobyr M. Damage and failure of the structural components at low cycle loading / M. Bobyr, O. Khalimon, V. Koval. // *The first international conference on damage mechanics ICDM1*. – Belgrade, 2012. – С. 65–68.

12. Коваль В.В. Оценка повреждаемости металлических материалов при их упруго-пластическом деформировании / Коваль В.В. //, XI международная научно-техническая конференция «Современные проблемы машиноведения». – Гомель: ГГТУ им. П.О. Сухого, 2016 . – С. 27-28

13. Бобир М.І. Довговічність елементів конструкцій за умов малоциклового навантаження з урахуванням пошкоджуваності / Бобир М.І., Коваль В.В. //, 5-а міжнародна науково-технічна конференція «Теорія та практика раціонального проектування, виготовлення та експлуатації машинобудівних конструкцій». – Львів, 2016 р. – С. 20-22

14. Бобир М.І. Оцінка ресурсу конструктивних елементів з урахуванням пошкоджуваності / Бобир М.І., Коваль В.В.//, 13-й міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові. Матеріали конференції. – Львів, 2017 . – С. 5-6

15. Коваль В.В. Довговічність конструктивних елементів з урахуванням пошкоджуваності / Коваль В.В. // XVIII міжнародна науково-технічна конференція «Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта» Матеріали конференції. – Київ, 2017.– С. 32

ЗМІСТ

ВСТУП	18
Розділ 1 Пошкоджуваність та прогнозування довговічності елементів конструкцій при малоцикловій втомі	23
1.1 Малоциклова втома елементів конструкцій	23
1.2 Рівняння стану для умов малоциклової втоми	25
1.3 Пошкоджуваність матеріалів та критерії руйнування при повторно-змінному навантаженні	30
1.4 Методи розрахунку елементів конструкцій з урахуванням концентрації напружень	46
Висновки та постановка задачі досліджень	52
Розділ 2 Експериментальне дослідження процесу пружно-пластичного деформування металевих конструкційних матеріалів в умовах статичного і малоциклового навантаження	54
2.1 Експериментальні стенди для вивчення процесу накопичення пошкоджень в конструкційних матеріалах	54
2.2 Програма досліджень та методика визначення характеристик металевих матеріалів	67
2.3 Статистична обробка результатів експериментальних досліджень	73
Висновки до другого розділу	85
Розділ 3 Вплив пошкоджуваності на розрахунок елементів конструкцій за умов статичного навантаження	86
3.1 Розрахунок пошкоджуваності для випадку пружно-пластичного деформування	86
3.2 Вплив неоднорідності напружено-деформованого стану в зонах концентрації напружень на оцінку пошкоджуваності матеріалу	112
3.3 Врахування параметру пошкоджуваності при визначенні максимальних напружень та деформацій в зонах їх концентрації	130
Висновки до третього розділу	142

Розділ 4 Метод розрахунку елементів конструкцій в умовах малоциклової втоми з урахуванням пошкоджуваності	143
4.1 Деформування конструкційних матеріалів при малоцикловому навантаженні за умов однорідного напруженого стану	143
4.2 Накопичення пошкоджень у металевих конструкційних матеріалах при малоцикловому навантаженні	148
4.3 Енергетичний підхід щодо оцінки довговічності елементів конструкцій	161
4.4 Порівняння запропонованого методу розрахунку довговічності елементів конструкцій зі стандартним розрахунком	171
Висновки до четвертого розділу	178
ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ	179
СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ	181
ДОДАТОК А	197
ДОДАТОК Б	200
ДОДАТОК В	203
ДОДАТОК Г	205
ДОДАТОК Д	206

ВСТУП

Актуальність теми. Розрахунок на малоциклову втому є одним із обов'язкових видів розрахунку на міцність та довговічність як на стадії проектування, так і під час визначення залишкового експлуатаційного ресурсу відповідальних елементів конструкцій у наукоємних та високотехнологічних сегментах машинобудівного комплексу (авіакосмічна галузь, енергомашинобудування, нафтогазова промисловість, тощо). В свою чергу оцінка довговічності конструкцій та їх високонавантажених елементів в умовах малоциклової втоми базується на оцінці напружено-деформованого стану в зонах концентрації напружень та деформацій, які є найбільш небезпечними з точки зору виникнення макротріщини.

Вирішення комплексної задачі оцінки довговічності відповідальних елементів конструкцій здійснюється на основі результатів, отриманих за допомогою статичного експерименту, які можуть бути частково доповнені даними стандартних випробувань на малоциклову втому. Більшість існуючих аналітичних розрахункових методів визначення довговічності елементів конструкцій дають можливість знайти максимальні напруження та деформації шляхом введення у рівняння відповідних коефіцієнтів концентрації напружень. У більшості підходів розрахунки виконуються з використанням статичних та циклічних механічних характеристик матеріалів без врахування впливу процесу накопичення мікропошкоджень. Цей процес є невід'ємною частиною пружно-пластичного деформування та, безумовно, впливає на деградацію фізико-механічних характеристик конструкційних матеріалів. Отже, для достовірної оцінки ресурсу конструкції необхідно врахувати вплив пошкоджуваності на статичне та циклічне пружно-пластичне деформування конструкційного матеріалу.

Таким чином розробка ефективного методу розрахунку довговічності елементів конструкцій з урахуванням впливу пошкоджуваності для умов

малоциклового навантаження є актуальною задачею, що становить науковий і практичний інтерес.

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

Мета і задачі дослідження. Мета роботи – розробити метод розрахунку довговічності елементів конструкцій з урахуванням впливу пошкоджуваності для умов малоциклового навантаження.

Для досягнення поставленої мети в роботі необхідно вирішити наступні задачі:

модернізувати експериментальне обладнання для визначення механічних характеристик матеріалів з урахуванням поставлених задач з визначення кінетики накопичення мікропошкоджень під час пружно-пластичного деформування;

проаналізувати вплив пошкоджуваності на основні механічні характеристики конструкційних металевих матеріалів;

проаналізувати вплив неоднорідності напруженого стану на розподіл параметра пошкоджуваності у зонах концентрації напружень (деформацій);

визначити закономірності процесу накопичення пошкоджень за умов статичного та циклічного навантаження, а також отримати параметри феноменологічної моделі накопичення пошкоджень для металевих сплавів, що розглядались у роботі;

модифікувати залежності з визначення ефективних коефіцієнтів концентрації напружень та деформацій (за Нейбером-Махутовим);

провести апробацію запропонованого методу розрахунку довговічності елементів конструкцій для умов малоциклового навантаження шляхом порівняння розрахункових та експериментальних даних.

Об'єкт дослідження: малоциклова втома металевих конструкційних матеріалів

Предмет дослідження: довговічність елементів конструкцій при малоциклової втомі з урахуванням пошкоджуваності.

Методи досліджень. Експериментальні методи визначення закономірностей накопичення розсіяних пошкоджень в конструкційних матеріалах та конструктивних елементах для умов статичного та малоциклового навантаження (деформування), що базуються на основі положень континуальної механіки пошкоджуваності та механіки твердого деформівного тіла. При аналітичних розрахунках використовувались метод скінчених елементів, метод найменших квадратів, методи статистичної обробки експериментальних даних, регресійний аналіз.

Наукова новизна одержаних результатів

– розроблено метод розрахунку елементів конструкцій на малоциклову втому з врахуванням розсіяного пошкодження шляхом введення у розгляд ефективної діаграми деформування, побудованої на основі концепції ефективних напружень за Качановим-Работновим;

– встановлено, що процес деформування матеріалу у межах напружень від 0 до границі текучості супроводжується накопиченням пошкоджень;

- визначені залежності, що пов'язують параметр пошкоджуваності на рівні границі текучості та критичне значення параметра пошкоджуваності матеріалу з характеристиками пластичності за умов статичного навантажування;
- вдосконалена феноменологічна модель Ж. Леметра, що описує процес накопичення пошкоджень в металевих конструкційних матеріалах;
- розроблена методика побудови повної кінетичної діаграми накопичення пошкоджень та вдосконалена методика визначення параметрів модифікованої феноменологічної моделі пошкоджуваності Ж. Леметра;
- отримано комплекс нових закономірностей накопичення пошкоджень за умов статичного та малоциклового навантажень для матеріалів Д16Т, 18Х2Н4ВА, 15ХСНД, 07Х16Н6, ВТ22, 12Х18Н10Т. Визначено їх ефективні механічні характеристики (за Качановим-Работновим).

Практичне значення одержаних результатів полягає у

- використанні розробленого інженерного методу для прогнозування ресурсу елементів конструкцій з урахуванням впливу пошкоджуваності за умов малоциклового навантаження;
- розробці методики визначення уточнених величин ефективних коефіцієнтів концентрації за напруженнями та деформаціями для умов статичного та малоциклового режимів навантаження;
- розробці та обґрунтуванні методики визначення ефективних параметрів зміцнення металевих конструкційних матеріалів.

Результати дисертаційної роботи впроваджені на КБ «Південне» та УкрНДІАТ.

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, чисельний розрахунок конструктивних елементів, визначення ефективних коефіцієнтів

концентрації напружень та деформацій з урахуванням параметру пошкоджуваності матеріалу для випадків статичного та малоциклового навантаження, аналіз підходів щодо розрахунку параметра пошкоджуваності, визначення кінетики накопичення пошкоджень при статичному та малоцикловому навантаженні та розрахунок її критичних значень.

Апробація результатів дисертації. Основні результати досліджень доповідалися на міжнародних конференціях «Прогресивна техніка і технологія» (м. Севастополь, м. Київ, м. Одеса, 2006 – 2017), «Міжнародна науково-технічна конференція ІПМ» (м. Київ, 2007, 2010), Міжнародному симпозиумі українських інженерів-механіків у Львові (м. Львів, 2007, 2009, 2011, 2013, 2017), «I Міжнародна науково-технічна конференція, присвячена 90-річчю Національної академії наук України» (м. Львів, 2008) та «Современные проблемы машиноведения: международная научно-техническая конференция» (м. Гомель, 2012, 2014, 2016). Повністю робота доповідалась на засіданні кафедри ДММ та ОМ КПІ ім. Ігоря Сікорського.

Публікації. Основний зміст дисертації викладено в 15 наукових працях, з них 9 статей у фахових виданнях (з яких 4 в українських виданнях, що входять до наукометричних баз даних, 1 стаття у іноземному виданні) та 6 тез доповідей.

Структура та обсяг дисертації. Дисертація складається зі вступу, чотирьох розділів, висновків, списку використаних джерел і 5-ти додатків. Загальний обсяг дисертації становить 208 сторінок, у тому числі основного тексту дисертації 163 сторінки, 98 рисунків, 12-ть таблиць, список використаних джерел зі 158 найменувань на 16-ти сторінках, додатків на 12-ти сторінках, що містять 9 рисунків.

РОЗДІЛ 1

ПОШКОДЖУВАНІСТЬ ТА ПРОГНОЗУВАННЯ ДОВГОВІЧНОСТІ ЕЛЕМЕНТІВ КОНСТРУКЦІЙ ПРИ МАЛОЦИКЛОВІЙ ВТОМІ

1.1 Малоциклова втома елементів конструкцій

Більшість відповідальних елементів конструкцій та вузлів силових агрегатів у сучасному машинобудуванні, енергетичній та авіакосмічній галузі працюють під дією циклічно змінних за часом та знаком зовнішніх силових факторів, що призводить до виникнення явища місцевого накопичення мікродфектів з подальшим руйнуванням конструкції, яке характеризується як малоциклова втома [1-15].

Оскільки у більшості випадків геометрія конструкцій та вузлів є досить складною, постає проблема по визначенню ресурсу на основі заздалегідь заданих значень експлуатаційних факторів, які використовуються як вхідні для подальших розрахунків. Задані експлуатаційні навантаження аналізуються з точки зору їх розподілу по конструкції. При цьому важливою задачею є встановлення дійсного розподілу напружень та деформацій у найбільш навантажених зонах елементів конструкцій за відомими формою циклу навантажень та характеристикам міцності і пластичності зі статичного експерименту [1-4, 16]. Слід також відмітити, що наявність місцевих конструктивних та технологічних концентраторів напружень, нестационарність режимів навантаження, зміна механічних властивостей матеріалів під час циклічного навантаження (деформування), історія навантаження, реологічні властивості матеріалів вносять суттєвий вклад у порядок визначення ресурсу [1-4, 17] на стадії проектування.

Отримані поля розподілу напружень та деформацій з урахуванням всіх конструктивних факторів є вихідними для подальших розрахунків. При цьому місцева концентрація напружень може бути оцінена за допомогою теоретичних

коефіцієнтів концентрації або за допомогою вирішення задачі концентрації напружень чисельно на базі скінченно-елементних пакетів.

У більшості випадків розрахунок втомної міцності здійснюється на основі врахування номінальних напружень, із застосуванням коефіцієнтів запасу за напруженнями, навантаженням та циклами до руйнування [1 - 3, 7 - 9, 18, 19]. Це, є більш простим з інженерної точки зору, проте повною мірою не відображає дійсні процеси перерозподілу напружень та деформацій у найбільш навантажених зонах, що призводить до усвідомленого заниження проектного ресурсу. При цьому довговічність у більшості випадків визначається, виходячи з умови лінійного сумування пошкоджень [16, 20 - 24].

Також слід відмітити, що вплив конструктивних особливостей на місцевий розподіл напружень та деформацій, особливо у високонавантажених зонах, докорінно не вивчений, хоча руйнування елементів конструкцій в умовах малоциклового навантаження починається саме у зонах концентрації напружень. Крім цього недостатньо відображений у розрахунках на довговічність вплив пошкоджуваності, незважаючи на те, що вона безпосередньо пов'язана з пружно-пластичним деформуванням матеріалу під час його статичного або циклічного навантаження. Зокрема, механічні характеристики матеріалів залежать від рівня пошкоджуваності та можуть суттєво відрізнятися від своїх умовних значень, які використовуються при розрахунках на міцність та довговічність [25 - 27]. Оскільки у більшості методів характеристики отримані зі статичних випробувань є базовими для подальших розрахунків конструкцій на малоциклову втому, то отримані розрахункові величини кількості циклів до руйнування напряму залежать від точності визначення цих характеристик. Відповідно, визначення проектного та залишкового ресурсу неможливе без введення у розгляд процесу накопичення мікропошкоджень під час циклічного навантаження.

Таким чином, для вирішення задачі достовірного прогнозування ресурсу конструкцій та їх елементів необхідне обов'язкове врахування впливу процесу накопичення мікропошкоджень шляхом розробки та обґрунтування відповідних

підходів та введення параметра пошкоджуваності у визначальні рівняння, що характеризують процес циклічного навантаження. Це потребує ретельного експериментального та теоретичного дослідження процесів, що супроводжують пружно-пластичне деформування конструкційних матеріалів.

1.2 Рівняння стану для умов малоциклової втоми

Опір матеріалів деформуванню в процесі знакозмінного циклічного пружно-пластичного навантаження може змінюватися з часом, що призводить до виникнення непостійності основних механічних характеристик матеріалу та характеристик, які описують ступінь його зміцнення або знеміцнення [2, 4, 17, 27-32]. Зокрема, падіння модуля пружності при розвантаженні може становити до 20% в залежності від режиму навантаження [4, 9, 31, 33], падіння границі текучості – до 16 % [32], а падіння границі пропорційності можливе до рівня 80% [4, 32] від значення, отриманого при статичному експерименті. Ці зміни суттєво впливають на міцність конструкційних матеріалів. Таким чином виникає необхідність детального опису процесу пружно-пластичного деформування при малоцикловому навантаженні для чого необхідно чітко визначити рівняння стану за допомогою яких можна пов'язати між собою напруження та деформації які виникають при цьому.

На сьогоднішній час існує декілька підходів щодо визначення процесу циклічного деформування металевих конструкційних матеріалів за межею пружності, а саме: модель Мазінга на основі якої побудований узагальнений принцип Мазінга [16, 23, 29, 34-36], концепція циклічної діаграми Морроу [3, 4, 16, 36, 37] та підхід щодо визначення і використання концепції узагальненої циклічної діаграми, який набув найбільш широкого розповсюдження [3, 4, 16, 23, 31, 36, 38, 39].

Модель Мазінга, стосовно до елементарної одиниці об'єму, базується на принципі схематичного відображення структурної мікронеоднорідності матеріалу, яка полягає в тому, що деформування конструкційного матеріалу

можна замінити деформуванням певного набору прямих стержнів з ідеальними пружно-пластичними властивостями (стрижнева модель) [34]. В даному випадку мікронеоднорідність моделюється за допомогою різних значень границь текучості кожного стержня. Таким чином деформування матеріалу може бути розглянуто, як процес послідовного досягнення стержнями стану текучості, що відповідно моделює зміцнення матеріалу та призводить до графічного відображення процесу пружно-пластичного деформування у вигляді кусково-ламаної кривої, характеристиками якої є дотичні модулі. За допомогою цього підходу можуть бути описані процеси, які виникають для циклічно стабільних матеріалів, або після циклічної стабілізації. Зокрема він дозволяє описати ідеальний ефект Баушингера [29, 34]. Але, за певних умов модифікації властивостей стержнів, що відтворюють поведінку матеріалу, за допомогою вказаної моделі можливо описати ізотропне зміцнення, яке має місце під час циклічного деформування. Для цього випадку поведінка елементів-стрижней задається функцією, що містить параметр зміцнення, який може бути однозначно визначений за допомогою експерименту [34]. Крім цього можливий варіант, коли функція зміцнення окремого елемента-стрижня може бути задана у вигляді простої лінійної залежності, або коли змінюються властивості лише одного піделементу системи [34, 40]. Проте адекватне використання моделі Мазінга можливе лише за умови, коли загальна деформація матеріалу становить величину, яка складає лише декілька пружних деформацій [29]. Тобто його застосування може бути задовільним при діапазонах деформацій, що розташовані у околі границі текучості.

Виходячи з основних положень моделі Мазінга, було визначено узагальнений принцип Мазінга за допомогою якого можливе представлення діаграми циклічного деформування у наступному вигляді [16, 29]:

$$S^{(k)} = k_{\sigma} F\left(\frac{\epsilon^{(k)}}{k_{\epsilon}}\right), \quad (1.1)$$

де $S^{(k)}$ та $\epsilon^{(k)}$ циклічні напруження та пружно-пластичні деформації, що відповідають напівциклу навантаження k . Відповідно до цієї моделі крива

деформування матеріалу при його циклічному навантаженні співпадає з кривою деформування у випадку статичного навантаження з урахуванням кореляційних поправок, які представлені коефіцієнтами k_σ та k_ε . Вказані коефіцієнти залежать від кількості напівциклів навантаження та деформації нульового напівциклу [16]. Для випадку $k_\sigma = k_\varepsilon = 2$ (деформаційна анізотропія не враховується) формула (1.1) відображає безпосередню реалізацію моделі Мазінга [29]. Спрощення виразу (1.1) можливе, якщо прийняти гіпотезу про рівність коефіцієнтів масштабування статичної діаграми k_σ та k_ε та задати їх у вигляді степеневої функції $k_\sigma = k_\varepsilon = H \cdot k^\gamma$ (k – номер напівциклу навантаження, що розглядається), в такому випадку діаграми циклічного деформування можуть бути описані з точністю 10% за напруженнями [16, 39]. Реалізація узагальненого принципу Мазінга для випадку лінійного зміцнення матеріалу викладена у [34], а його подальший розвиток для випадку циклічно анізотропних матеріалів представлено у [16].

Процеси що виникають у певному циклі або напівциклі навантаження можуть бути досліджені за допомогою побудови циклічної діаграми деформування але при цьому не слід забувати, що вони характеризують стан матеріалу лише в певний момент часу та для певних умов навантаження. Для того, щоб мати дані, щодо загальної поведінки матеріалу протягом процесу циклічного навантаження необхідний зовсім інший підхід, який знайшов своє відображення у розробці методики побудови діаграми циклічного деформування та узагальненої діаграми циклічного деформування.

Побудова циклічної діаграми деформування, або діаграми Морроу, базується на тому припущенні, що під час малоциклового навантаження всі властивості конструкційного матеріалу поступово стабілізуються, а сам процес пружно-пластичного деформування прагне до стабілізованого стану. Таким чином, петля циклічного гістерезису стабілізується майже після першого циклу навантаження та залишається незмінною аж до самого руйнування зразка [3, 4, 16, 37]. В цьому випадку діаграма Морроу може бути представлена у вигляді

кривої, що сполучає вершини петель стабілізованих циклів, а її початкова ділянка повністю співпадає з нульовим (початковим) напівциклом. Проте очевидно, що у випадку циклічно зміцнюючогося або циклічно знеміцнюючогося стану матеріалу діаграма Морроу не може бути побудована, оскільки під час циклічного навантаження матеріалу відбувається перерозподіл деформацій у циклі в процесі навантаження. Окрім цього, суттєвий вплив на форму гістерезису має анізотропія властивостей та асиметрія циклу [3, 41]. Виходячи з цього, у більшості випадків діаграма Морроу не може розглядатися як універсальна, оскільки вона не охоплює повною мірою весь можливий спектр поведінки конструкційних матеріалів, що унеможлиблює її широке застосування при вирішенні задач циклічної міцності [3].

Вищевказані недоліки можна усунути прийнявши за основу для побудови залежностей між напруженнями та деформаціями під час малоциклового навантаження концепцію узагальненої діаграми циклічного деформування в рамках якої можуть бути враховані ефект Баушингера та циклічний стан матеріалу (циклічне зміцнення, циклічне знеміцнення). При побудові узагальненої діаграми циклічного деформування застосовується положення, що в рамках вибраного напівциклу навантаження всі точки циклічних кривих деформування для різних рівнів величини деформації незалежно від режиму навантаження (м'якого або жорсткого) будуть належати одній кривій [3, 4, 19]. Це є суттєво важливим моментом, оскільки дає змогу стверджувати, що за допомогою цих діаграм можливо описати поведінку матеріалу з зонами нерівномірного розподілу напружень та деформацій, які є характерними для місць локальної концентрації напружень, в яких реалізується режим навантаження, що є проміжним між м'яким та жорстким [3].

Сам процес побудови узагальненої діаграми циклічного деформування зводиться до суміщення точок реверсування навантаження в рамках напівциклу навантаження, що розглядається, з метою приведення сукупності всіх кривих деформування отриманих для різних рівнів деформації до єдиної системи координат [3, 4, 16, 23, 31, 38]. При проведенні аналізу поведінки матеріалу під

час малоциклового навантаження зручно користуватися побудованим спектром узагальнених діаграм циклічного деформування для різних напівциклів навантаження. Аналітичне представлення діаграми можливо у наступному вигляді [3, 16, 39]:

$$\bar{\varepsilon}^{(k)} = \bar{S}^{(k)} \quad (\bar{S}^{(k)} < \bar{S}_T^{(k)}), \quad (1.2)$$

$$\bar{\varepsilon}^{(k)} = \bar{S}^{(k)} + \bar{\varepsilon}_p^{(k)} \quad (\bar{S}^{(k)} \geq \bar{S}_T^{(k)}), \quad (1.3)$$

де $\bar{\varepsilon}_p^{(k)}$ – пластична деформація для рівня напружень $\bar{S}^{(k)}$; $\bar{S}_T^{(k)}$ – циклічна границя текучості в координатах $\bar{S} - \bar{\varepsilon}$ ($\bar{S} = \frac{S}{\sigma_T}$, $\bar{\varepsilon} = \frac{\varepsilon}{\varepsilon_T}$, σ_T та ε_T – границя текучості та відповідна їй деформація для випадку статичного навантаження)

В якості вимог, щодо існування узагальнених діаграм циклічного деформування виступають наступні твердження: 1) незалежність границь пропорційності від рівня деформування у нульовому напівциклі навантаження, 2) незалежність границі пропорційності в рамках вибраного напівциклу навантаження від рівня деформації у цьому напівциклі [16]. Але суттєвим недоліком, який одночасно також є обов'язковою вимогою існування цього підходу, щодо аналізу поведінки матеріалу в умовах малоциклового навантаження є той факт, що при побудові узагальненої діаграми циклічного деформування не враховується зміна модуля розвантаження для парних та непарних напівциклів в процесі циклічного навантаження [16, 39], оскільки явище деградації модуля пружності, як показано у [30, 41-59] є макроскопічною характеристикою відображення впливу пошкоджуваності на поведінку матеріалу при його пружно-пластичному деформуванні.

Згідно проведеного аналізу підходів, щодо методів опису поведінки матеріалів в умовах малоциклової втоми можна відмітити, що найбільш адекватно можливо описати особливості циклічного пружно-пластичного деформування за допомогою узагальненої діаграми деформування та узагальненого принципу Мазінга, який, до того ж є більш простим для

використання, проте повинен застосовуватися лише за умови невисоких вимог щодо точності [3].

Розглянуті підходи, щодо інтерпретації поведінки матеріалу за межею пружності в умовах циклічного навантаження (деформування), можуть бути застосовані в тій чи іншій мірі в залежності від прийнятих припущень та гіпотез, але слід відмітити що жоден з них не враховує вплив пошкоджуваності на поведінку конструкційних матеріалів в умовах статичного та циклічного навантаження. В першу чергу це пов'язано з тим, що у розрахунках використовуються механічні характеристики отримані за допомогою умовних діаграм деформування та не враховується кінетика їх деградації у процесі пружно-пластичного деформування, яка безумовно має місце в цьому випадку.

1.3 Пошкоджуваність матеріалів та критерії руйнування при повторно-змінному навантаженні

Аналіз існуючих літературних джерел продемонстрував, що на сьогоднішній день існують три найбільш загальні напрямки щодо ідентифікації параметра пошкоджуваності, які можна представити наступним чином: згідно першого напрямку параметр пошкоджуваності трактується як безпосередня зміна характеристик матеріалу на мікрорівні [30, 60 – 63], за допомогою якої оцінюються процеси пов'язані з виникненням, поширенням та об'єднанням мікропор, мікротріщин, тощо і визначається шляхом аналізу стану матеріалу на мікрорівні. Другий напрямок характеризується представленням параметру пошкодження як макрохарактеристики що відповідним чином „реагує” на структурні зміни і є макроскопічним відображенням впливу мікропошкоджень на загальний стан матеріалу [27, 43-59, 64-82]. Третій спосіб визначення пошкоджуваності пов'язаний з її визначенням на основі основних положень термодинаміки незворотних процесів, використання яких дає можливість визначити залежність між параметром пошкоджуваності та напруженнями і

деформаціями, які виникають у тілі [44, 49, 55, 58, 68, 83-88]. Нижче розглянемо варіанти застосування вищеназваних підходів.

Як відомо, процес пружно-пластичного деформування матеріалу супроводжується постійним ростом та об'єднанням розсіяних по об'єму всього тіла мікротріщин та пор, що призводить до зниження фізико-механічних властивостей матеріалу, виникнення макротріщини та викликає подальше руйнування конструкції. Для того щоб охарактеризувати вплив цього явища на поведінку матеріалу Качанов Л.М. [60, 61] та Работнов Ю.М. [25] запропонували параметр, який було визначено як параметр пошкоджуваності. В основі його визначення полягає врахування зміни площі поперечного перерізу під дією процесів перерозподілу мікродефектів, який безперервно відбувається під дією зовнішнього термосилового навантаження у об'ємі, що розглядається. Таким чином вводиться поняття ефективної площі перерізу тобто тієї площі, яка розрахована без урахування мікродефектів.

В цьому випадку параметр пошкоджуваності визначається за формулою [25, 50, 51, 57, 58, 60, 61]:

$$D = 1 - \frac{\tilde{F}}{F_0}, \quad (1.4)$$

де F_0 – загальна площа перерізу, \tilde{F} – ефективна площа перерізу, що безпосередньо несе навантаження, зменшена порівняно з F_0 на сумарну площу мікродефектів. Ця трактовка параметру пошкодження була введена для простого розтягу. Використання наведеного способу вимагає безпосереднього аналізу мікроструктури, наприклад, за допомогою виготовлення шліфів.

Подальший розвиток підходу щодо оцінки пошкоджуваності за допомогою мікроструктурного аналізу представлений у роботі [62] в якій авторами досліджується стан матеріалу для випадків статичного та циклічного навантаження за допомогою томографа, що дозволяє не обмежуватись певною площею перерізу, а розглядати явище пошкодження стосовно до всього об'єму.

В роботі [63] автором зроблена спроба описати напружено-деформований стан тіла з урахуванням мікропор та мікротріщин за допомогою математичного

апарату та застосувати отримані рівняння щодо пошкоджуваності для розрахунку композитних матеріалів.

Беручи до уваги той факт, що безпосереднє визначення ефективної площі поперечного перерізу є складною, з точки зору інженерної реалізації, задачею, у більшості робіт було запропоновано визначати рівень поточного пошкодження матеріалу за допомогою зміни величини його макрохарактеристик, яка має місце у випадку дії зовнішніх силових факторів. Так, авторами [44-59, 64] був введений параметр пошкодження як відношення модулів пружності при розвантаженні до їх початкового значення:

$$D = 1 - \frac{\tilde{E}}{E_0}, \quad (1.5)$$

де E_0 – вихідне значення модуля пружності, \tilde{E} – поточне значення модуля пружності при розвантаженні.

Виходячи з постулату про еквівалентність пружної енергії для випадку пошкодженого та непошкодженого стану авторами [42, 43, 45, 48] було запропоновано оцінити параметр пошкодження за допомогою гіпотези про деградацію модуля пружності, проте у трохи іншому формулюванні:

$$D = 1 - \sqrt{\frac{\tilde{E}}{E_0}}. \quad (1.6)$$

Подальше використання твердження про вплив пошкоджуваності на механічні властивості матеріалів знайшов своє відображення у [47]. В даній роботі авторами параметр пошкоджуваності пропонується визначати з точки зору ефективних пружних характеристик матеріалу:

$$D_v = 1 - \frac{\tilde{\nu}}{\nu_0}, \quad D_G = 1 - \frac{\tilde{G}}{G_0}, \quad D_K = 1 - \frac{\tilde{K}}{K_0}, \quad (1.7)$$

або, згідно роботи [43]

$$D_G = 1 - \sqrt{\frac{\tilde{G}}{G_0}}, \quad D_K = 1 - \sqrt{\frac{\tilde{K}}{K_0}}, \quad (1.8)$$

де $\tilde{\nu}$, \tilde{G} , \tilde{K} – поточні значення коефіцієнта Пуассона, модуля зсуву та об'ємного модуля, відповідно ν_0 , G_0 , K_0 – їх відповідні вихідні величини у недеформованому стані.

Ще один підхід щодо опису міри пошкоджуваності представлений у роботах [65-68], де авторами вказується на наявність процесу „розпушування” матеріалу під час його пружно-пластичного деформування, що призводить до зміни його фізико-механічних властивостей. Згідно цього підходу зв'язаним з пошкоджуваністю параметром може виступити зміна суцільності середовища матеріалу [68, 69]:

$$D = \sqrt[3]{\left(1 - \frac{\tilde{\zeta}}{\zeta_0}\right)^2}, \quad (1.9)$$

де $\tilde{\zeta}$ – поточна щільність матеріалу, ζ_0 – вихідна, первинна щільність матеріалу.

Або, згідно [70] параметр пошкодження через щільність матеріалу вводиться як:

$$D = 1 - \frac{\tilde{\zeta}}{\zeta_0}. \quad (1.10)$$

При цьому автором розглядається об'ємний елемент, який був вирізаний з досліджуваного зразка після його пружно-пластичного деформування та відповідним чином зважений за допомогою ваг підвищеної чутливості. Цей підхід дає змогу побудувати кінетичне рівняння розвитку пошкоджуваності у тілі [70].

Метод зважування зразка конструкційного матеріалу також представлений у роботі [71] на прикладі сплаву Д16Т після його пластичного деформування. У якості параметра, що характеризує ступінь пошкодження було використано зміну об'єму визначену за допомогою метода гідростатичного зважування, яка, як показано у роботі, може бути виражена залежністю:

$$\Delta V = 1.05(e^{0.16\varepsilon} - 1), \quad (1.11)$$

де ε – рівень пластичної деформації.

Окремим підходом щодо ідентифікації параметру пошкодження є електроакустичний метод [68, 69, 72, 73], який дозволяє врахувати зміну швидкості проходження хвилі у зразках.

Згідно [69] формули для визначення поперечної та поздовжньої швидкості проходження хвилі визначаються наступним чином:

$$v_L^2 = \frac{E \cdot (1 - \nu)}{\zeta \cdot (1 + \nu) \cdot (1 - 2\nu)}, \quad (1.12)$$

$$v_L^2 = \frac{E}{2\zeta \cdot (1 + \nu)}. \quad (1.13)$$

Якщо знехтувати зміною коефіцієнта Пуассона, параметр пошкодження можна представити у вигляді:

$$D = 1 - \frac{\tilde{\zeta} \cdot \tilde{v}_L^2}{\zeta_0 \cdot \tilde{v}_L^2}, \quad (1.14)$$

де \tilde{v}_L та v_L – поздовжні швидкості хвилі для пошкодженого та непошкодженого матеріалу, відповідно. За умови припущення малої пористості залежність (1.14) спрощується та може бути записана наступним чином:

$$D = 1 - \frac{\tilde{v}_L^2}{\tilde{v}_L^2}. \quad (1.15)$$

В роботі [56] наведено метод оцінки параметру пошкоджуваності за допомогою виміру електричного потенціалу у вигляді:

$$D = 1 - \frac{\tilde{\varphi}}{\varphi_0}, \quad (1.16)$$

де $\tilde{\varphi}$ – значення електричного потенціалу, яке відповідає зафіксованому рівню пластичної деформації, φ_0 – величина електричного потенціалу для недеформованого зразка.

Автором [74] вводиться у якості параметру за допомогою якого можна було би описати вплив пошкоджуваності на поведінку матеріалу використовується величина, яка розрахована через зміну електричного опору зразка:

$$D = 1 - \frac{(1 + \varepsilon_p) \cdot \tilde{\rho} \cdot R_0}{(1 - \varepsilon_p) \cdot \rho_0 \cdot \tilde{R}}, \quad (1.17)$$

де величини \tilde{R} та $\tilde{\rho}$ відповідають значенням електричного опору та питомого електричного опору для деформованого стану, R_0 , ρ_0 – електроопір та питомий електроопір, виміряні на початку проведення випробувань, ε_p – величина пластичної деформації.

Вимоги щодо створення способу контролю пошкоджуваності, що не вимагає вилучення з конструкції зразка для випробувань, сприяли розвитку неруйнівних методів її аналізу, що представлено у роботах [68, 74-82].

Відповідно до робіт [68, 69, 75, 76], у якості параметра, згідно якого оцінюється величина пошкоджуваності, представлена мікротвердість, що згідно [68, 69, 75] визначається за формулою:

$$D = 1 - \frac{\tilde{H}}{H_0}, \quad (1.18)$$

де \tilde{H} є поточною величиною мікротвердості, виміряною для зразка, що розглядається, а H_0 – твердість непошкодженого зразка. У роботі [76] наведено криві зміни величини мікротвердості, за якими може бути визначено поточне значення пошкодження.

Використання статистичного підходу для оцінки ступеня неоднорідності матеріалу відображено у роботах [79-81], авторами яких було запропоновано визначати ступінь пошкодження матеріалу за результатами оцінки розсіювання твердості зразка яке характеризується коефіцієнтом гомогенності:

$$m(D) = \frac{d(n)}{2.30253 \cdot \Psi}, \quad (1.19)$$

де $d(n)$ та Ψ – деякі параметри детальна процедура визначення яких описана у [79].

Описані підходи (1.5) – (1.15) дають змогу оцінити пошкоджуваність лише в певний момент часу та лише за певної величини деформації зразка. Таким чином для побудови кривої, за допомогою якої можливо було б описати

кінетику накопичення пошкоджень у конструкційному матеріалі необхідно провести серію спостережень для дискретних значень деформації, після чого провести відповідну апроксимацію отриманих результатів. Безперервна побудова кривої пошкоджуваності у режимі реального часу за допомогою цих методів є складним для реалізації завданням. Часткову цю проблему можна вирішити застосувавши методи згідно (1.16 - 1.19). Проте (1.16) та (1.17) не повною мірою відображають вплив поперечної та поздовжньої деформації на мікроструктурні зміни у об'ємі зразка. При цьому оцінка пошкоджуваності згідно виразів (1.18) та (1.19), незважаючи на можливість реалізації безперервного виміру значення мікротвердості згідно (1.18) [76], дозволяє оцінити лише поверхневий стан матеріалу без врахування процесів, що відбуваються всередині.

Виходячи з цього, авторами [27, 46, 83, 84, 89] була запропонована методика щодо розрахунку пошкоджуваності за допомогою визначення зміни величини питомого електроопору зразка, яка з достатньою точністю характеризує процеси мікроструктурних змін в матеріалі, що відбуваються під дією зовнішнього навантаження, а також здатна врахувати зміну об'єму, що супроводжує його деформування. Розроблена методика та експериментальне обладнання [89] дозволяє будувати криву кінетики накопичення пошкоджень безперервно під час проведення експерименту, а також визначати критичне значення пошкоджуваності, яке відповідає моменту руйнування зразка конструкційного матеріалу. Відповідно до запропонованого підходу параметр пошкодження може бути визначений як:

$$D = \frac{\rho_0 - \rho_i}{\rho_i}, \quad (1.20)$$

де ρ_i та ρ_0 – початкове та поточне значення питомого електричного опору зразка, відповідно.

Наведені способи визначення параметру пошкоджуваності (1.5) – (1.20) можуть бути використані з точки зору їх експериментального застосування, але для інженерних розрахунків процес накопичення пошкоджень зручно

представити у вигляді аналітичної функції, яку у загальному вигляді можна записати як складну залежність від багатьох параметрів термосилового навантаження та механічних характеристик матеріалу [26]:

$$dD = F(\varepsilon_i, N, T, \dots), \quad (1.21)$$

де ε_i – інтенсивність деформації, N – кількість циклів навантаження, T – температура тощо. Інтегрування виразу (1.21) здійснюється з використанням граничних умов, які вибираються виходячи з тверджень про початковий непошкоджений стан матеріалу ($D(t_0) = 0$) та наявності граничного значення пошкоджуваності, що відповідає руйнуванню ($D(t_R) = D_R$).

Для випадку лінійного напруженого стану Качановим та Работновим було запропоновано представити функцію пошкодження у вигляді [25, 61]:

$$dD = -M \left(\frac{\sigma}{D} \right)^\lambda, \quad (1.22)$$

$$dD = M \left(\frac{\sigma}{1-D} \right)^{\lambda_1} \cdot D^{\lambda_2}, \quad (1.23)$$

де λ_1 та λ_2 – параметри матеріалу. Це стало першим кроком на шляху встановлення визначальних рівнянь, здатних описати вплив пошкоджуваності на стан матеріалу в умовах складного напружено-деформованого стану.

Подальший розвиток континуальної механіки пошкоджень знайшов своє відображення у роботах авторів [30, 44, 49, 55, 58, 69, 86-92], в рамках яких було застосовано термодинамічний підхід щодо конкретизації форми запису визначальних рівнянь які описують процес накопичення пошкоджень. Згідно цього підходу величина швидкості розвитку та накопичення мікропошкоджень у матеріалі пов'язується зі швидкістю вивільнення пружної енергії шляхом введення поняття потенціалу пошкоджуваності, який у загальному випадку може бути представлений у вигляді (1.24), що у поєднанні з вибраним критерієм течії утворює потенціал дисипації пошкоджуваності [92]:

$$F_D = F(D, D_R, Y, \varepsilon^{(p)}, \varepsilon_R^{(p)}, N, \dots), \quad (1.24)$$

де D – параметр пошкоджуваності, D_R – граничне значення пошкодження, що відповідає руйнуванню, Y – швидкість вивільнення пружної енергії, N – кількість циклів, $\varepsilon^{(p)}$ – пластична складова деформації, $\varepsilon_R^{(p)}$ – пластична складова деформації, що відповідає моменту руйнування. Еволюційне рівняння пошкоджуваності через потенціал F_D може бути визначене шляхом інтегрування (1.24) з використанням граничних умов аналогічних для виразу (1.21) [92]:

$$\dot{D} = \frac{\partial F_D}{\partial Y} \dot{\varepsilon}^{(p)} (1 - D). \quad (1.25)$$

В рамках цього підходу пружна енергія, яка вивільняється при деформуванні матеріалу може бути розділена на дві складові: енергію формозміни та енергію, що відповідає об'ємному розширенню, що дає можливість розділити тензор напружень на девіаторну та кульову частини і ввести у розгляд параметр виду напруженого стану, за допомогою якого може бути врахована неоднорідність розподілу напружень та деформацій у зонах їх концентрації. Цей момент дозволяє суттєво розширити границі використання кінетичних рівнянь пошкоджуваності з точки зору оцінки ефективного НДС конструкції. Як правило моделі визначені шляхом інтегрування виразу (1.25) можуть бути записані у вигляді функції рівня пластичної деформації.

Розглянуті вище способи визначення параметру пошкодження визначені з використанням припущення щодо рівномірного розподілу мікродефектів по всьому об'єму матеріалу. Це дає змогу представити його у вигляді скалярної величини. Якщо розглянути загальний випадок, то очевидно, що орієнтація дефектів та їх густина буде відрізнятися в залежності від напрямку дослідження елемента об'єму який розглядається. В цьому випадку пошкоджуваність може бути представлена у вигляді векторної [93, 94] або тензорної величини [47, 95-100]. З одного боку це дає змогу розглянути явище пошкодження матеріалу у більш загальній, порівняно зі скалярним випадком, постановці. Зокрема, врахувати анізотропію та випадки багатовісного і складного навантаження. Але з іншого – призводить до значного ускладнення

математичних формулювань для розрахунку компонент тензора ефективних напружень та підіймає проблему коректного експериментального визначення складових тензора або вектора пошкоджень.

Таким чином, виходячи з огляду вищеназваних способів представлення параметру пошкоджуваності матеріалу під час його пружно-пластичного деформування, можна зробити висновок про відсутність однозначного чітко окресленого підходу щодо його визначення. У багатьох випадках на заводі широкому застосуванню стають складність реалізації методу оцінки або його математична інтерпретація та недостатня чутливість до опису процесу мікроструктурних змін середовища для всього об'єму зразка. Отже, можливість використання того чи іншого підходу щодо визначення цього параметру повинна бути обґрунтована безпосередньо для конкретного виду навантаження, виходячи з прийнятих гіпотез та припущень.

В умовах малоциклової втоми граничний стан матеріалів може бути оцінений за допомогою відповідних критеріїв, які можна умовно розділити на силові, деформаційні, енергетичні та критерії, що безпосередньо розглядають явище пошкоджуваності.

В основі силових критеріїв граничного стану [9, 15, 101-103] лежить твердження про те, що руйнування в умовах малоциклової втоми в конструкційних матеріалах відбувається завдяки досягненню величиною еквівалентних напружень, що виникають в тілі, деякого критичного значення, що може бути встановлене згідно експериментальних кривих втоми:

$$\sigma(N) = \sigma_R. \quad (1.26)$$

Недоліками даного підходу є той факт, що за умови малоциклового навантаження одному і тому ж значенню величини напружень у циклі можуть відповідати різні величини деформацій, які, в загальному випадку, є функціями історії навантаження та неможливість врахування нестационарності навантаження [16]. Окрім цього, величина критичного значення напруження є залежною від виду напруженого стану, асиметрії циклу та інших параметрів, що ускладнює її визначення як постійної величини. Таким чином

запропонований підхід може використовуватись лише за умови чіткого відображення його границь застосування.

У деформаційних критеріях [1, 4, 9, 31, 38, 39, 41, 102, 104-112] в якості граничного параметра використовується значення повної еквівалентної деформації, або її пластичної складової. Відповідно до цього твердження процес руйнування можна представити як поступове накопичення у конструкції деформації до моменту досягнення нею критичної величини. Загальний вигляд цього критерію може бути представлений у вигляді [16]:

$$K = \int_0^{\lambda_R} f d\lambda, \quad (1.27)$$

де λ – параметр, що характеризує процес пластичного деформування за заданою траєкторією, λ_R – величина параметру λ , що відповідає руйнуванню, f – деяка функція, K – константа матеріалу.

З іншого боку гранична величина деформації може бути визначена за допомогою експериментальних кривих втоми, які апроксимуються за допомогою залежності Кофіна-Менсона [4, 106]:

$$N^{m_N} (\Delta \varepsilon_{nl})_a = C, \quad (1.28)$$

де m_N , C – параметри матеріалу, $(\Delta \varepsilon_{nl})_a$ – амплітудне значення величини пластичної деформації у циклі або інтенсивність пластичної деформації для випадку складного напружено-деформованого стану, N – кількість циклів.

Енергетичні критерії беруть до розгляду параметр, що визначається величиною розсіювання механічної енергії або енергії пошкодження [102, 106, 113-126]. При цьому не існує загального підходу щодо визначення граничного значення величини енергії, яка відповідає за руйнування при циклічному навантаженні. В якості цього параметру може бути вибрана енергія отримана для загальної кількості циклів навантаження, що розраховується шляхом безпосереднього сумування енергій кожного циклу, що визначаються за відповідними площами петель гістерезису [113, 114]:

$$\sum_{N=1}^{N_R} W_N = W_R, \quad (1.29)$$

де W_N – енергія за один цикл навантаження, W_R – критичне значення енергії, що відповідає стану руйнування. В загальному випадку, W_N залежить від коефіцієнта асиметрії навантаження, режиму навантаження та циклічних властивостей матеріалу.

Виходячи з форми запису критерію, постає питання визначення достовірного визначення правої частини виразу (1.29). Найбільш поширеним підходом щодо вирішення цього питання є гіпотеза, згідно якої сумарна енергія визначена для випадку циклічного навантаження дорівнює за своєю величиною енергії, яка була витрачена на руйнування в умовах простого статичного розтягу [23]. Однак, такий спосіб визначення критичного значення енергії не завжди дозволяє отримати задовільні результати, оскільки, як було показано на основі експериментальних досліджень [17, 113-115], сумарна енергія, яка визначена для випадку циклічного навантаження може суттєво перевищувати значення, отримане за статичного експерименту. Таким чином це призводить до необхідності введення у ліву частину рівняння (1.29) корелюючих коефіцієнтів, величини яких обґрунтовуються експериментально.

Окрім використання у якості граничного значення енергії повної енергії руйнування, отриманої за діаграмою статичного розтягу може застосовуватися підхід, що враховує лише енергію пов'язану з деформаційним зміцненням. Тоді критерій руйнування може бути записаний наступним чином (для випадку лінійного зміцнення) [16]:

$$\sum_{N=1}^{N_R} W_N = N_R \cdot G_T \cdot \Delta \varepsilon^{(p)2} = W_R, \quad (1.30)$$

де G_T – модуль зміцнення.

Розглянуті підходи (1.29), (1.30) не враховують вплив історії навантаження [16], що обмежує можливості їх застосування.

У роботі [116] ліву частину виразу (1.29) пропонується представити у вигляді суми двох складових:

$$\Omega_{\sigma} + \Omega_T = W_R, \quad (1.31)$$

де Ω_{σ} – миттєва компонента пошкоджуваності, а Ω_T – компонента пошкоджуваності, що залежить від часу, які мають енергетичне підґрунтя та можуть бути розраховані з діаграми деформування та діаграми накопичення пошкоджень. Інтегрування даного рівняння по кількості циклів навантаження дає змогу розрахувати прогнозовану довговічність.

Авторами [118, 119] було використано енергетичний підхід для визначення кількості циклів до руйнування в умовах складного навантаження, в рамках якого проводиться розподілення енергій на енергію при крученні та енергію при чистому розтязі. Критерій, відповідно до запропонованого підходу, має наступний вигляд:

$$N_f = \frac{\Delta W_A}{\Delta W} N_A + \frac{\Delta W_T}{\Delta W} N_T, \quad (1.32)$$

де ΔW – сумарна енергія, яка визначення за петлею гістерезису повного циклу складного навантаження, ΔW_A – енергія, що відповідає розтягу, ΔW_T – енергія, що відповідає крученню, N_A та N_T – значення довговічностей отримані для випадку чистого розтягу та чистого кручення.

В роботах [120, 121] продемонстровано спроби застосування енергетичного підходу щодо визначення довговічності для зразків з концентраторами напружень шляхом розрахунку відповідних значень енергій деформування.

Незважаючи на те, що з точки зору опису термодинамічних процесів, які відбуваються під час пружно-пластичного деформування, енергетичні критерії є найбільш перспективними, основною складністю в їх застосуванні є необхідність чіткого обґрунтування складової енергії деформування тіла, яка відповідає за руйнування та визначення критичного значення енергії, яка характеризує праву частину (1.29).

Ще одним підходом щодо оцінки довговічності в умовах малоциклової втоми є підхід, згідно якого розподілений у часі незворотній процес утворення макротріщини шляхом поступового об'єднання мікродефектів розглядається з

позицій підсумовування накопичених пошкоджень. Це відображено у найбільш загальному підході лінійного сумування пошкоджень Пальмгрена-Майнера [9, 16, 20-23, 126-132]. Згідно цього підходу критерій граничного стану для випадку циклічного деформування може бути представлений у вигляді суми втомних та квазістатичних пошкоджень, яка записується у вигляді [31]:

$$\int_0^{N_R} \frac{dN}{N_R} + \int_0^{e_R} \frac{de_i}{\varepsilon_R} = 1, \quad (1.33)$$

де N_R – кількість циклів до руйнування, N – кількість циклів навантаження, e_R – одностороння накопичена до моменту руйнування величина деформації, e_i – одностороння накопичена у процесі циклічного деформування деформація, ε_R – деформаційна здатність матеріалу. Для використання представленого критерію необхідна наявність кривої втоми для режиму жорсткого навантаження та залежності параметру деформаційної здатності від часу. Але у більшості випадків лінійна форма запису критерію (1.33) не відповідає дійсності [116, 128]. Тому прийнятним є застосування його у вигляді степеневі залежності, або залежності з правою частиною у вигляді функції. Це, в загальному випадку, залежить від механічних характеристик матеріалу [9, 20, 127, 129, 130]. В цьому випадку відповідно до [20] вираз (1.33) набуде наступного вигляду:

$$\left(\frac{1}{q_1} \int_0^{N_R} \frac{dN}{N_f} \right)^{q_2} + \left(\frac{1}{q_3} \int_0^{e_R} \frac{de_i}{\varepsilon_R} \right)^{q_4} = 1, \quad (1.34)$$

де q_1, q_2, q_3, q_4 – деякі параметри матеріалу.

Розглядаючи випадок малоциклового знакозмінного навантаження слід звернути увагу на той факт, що при ньому процес деформування може супроводжуватися одночасною дією втомного та квазістатичного механізму руйнування. Таким чином, виникнення втомних тріщин при значному рівні накопиченої пластичної деформації в цьому випадку є звичайним явищем. Тоді, якщо це прийняти до уваги то для випадку знакозмінного навантаження вираз (1.33) з урахуванням (1.28) прийме вигляд [9]:

$$\left(\frac{2}{\ln \frac{1}{1-\psi}} \right)^{\frac{1}{m_N}} \int_0^{N_R} (\varepsilon_{nl}^a)^{\frac{1}{m}} dN + \frac{1}{\ln \frac{1}{1-\psi}} \int_0^{N_R} \delta dN = 1, \quad (1.35)$$

де δ – залишкова пластична деформація у циклі навантаження, ψ – відносне поперечне звуження при розриві.

Виходячи з тверджень континуальної механіки пошкоджень про незворотність пошкоджуваності та наявність граничного значення пошкодження матеріалу, за якого відбувається руйнування на стадії зародження макротріщини, можна записати відповідний критерій граничного стану у наступному загальному вигляді (за умови визначення пошкоджуваності у вигляді скалярної величини) [30]:

$$D(\sigma_a, \varepsilon_a, N, \dots) = D_R, \quad (1.36)$$

де σ_a , ε_a – амплітудне значення напружень та деформацій, N – кількість циклів, D_R – критичне значення параметра пошкодження, що відповідає руйнуванню матеріалу. В цьому випадку для вирішення задачі прогнозування втомної довговічності за параметром малоциклової втоми необхідно конкретизувати функцію у лівій частині виразу (1.36), зокрема визначити межі її інтегрування. Тобто, необхідно встановити та обґрунтувати значення пошкоджуваності для початкового моменту та моменту руйнування, якому відповідає її критичне значення D_R . Як правило, початкове значення пошкоджуваності (так звана „технологічна пошкоджуваність”), яке звичайно обумовлюється особливостями технологічного процесу виготовлення, приймається рівним нулю [87]. Тоді залишається лише задача коректного визначення параметру D_R , що залежить від виду навантаження, яка, як правило, вирішується шляхом введення припущень щодо природи її виникнення та наступною ідентифікацією згідно виразів (1.5) - (1.20). Причому при визначенні довговічності вводиться поняття порогового значення кількості циклів. Згідно цієї гіпотези процес малоциклового навантаження розбивається

на дві частини: перша частина характеризується відсутністю явища накопичення пошкоджень та визначається деякою граничною величиною накопиченої пластичної деформації, друга ж частина безпосередньо є ділянкою накопичення пошкоджень при циклічному навантаженні [30, 49, 133]. Це можна представити у вигляді рівняння:

$$N_R = N_0 + N_D, \quad (1.37)$$

де N_R – кількість циклів до руйнування, N_0 – ділянка відсутності процесу накопичення пошкоджень, N_D – відрізок на якому проходить накопичення пошкоджень.

Підхід аналогічний (1.36) можна знайти у роботі [126] згідно якої оцінка довговічності виконувалась за наступним рівнянням:

$$\frac{dD}{dN} = (1 - D)^{f(\sigma)} \left(\frac{\sigma_{\max} - \sigma_m}{M(\sigma_m)} \right)^{\xi}, \quad (1.38)$$

де σ_{\max} – максимальне напруження циклу, σ_m – середнє напруження циклу, ξ – параметр матеріалу, $f(\sigma)$ та $M(\sigma_m)$ – функції, що залежать від рівня напружень у циклі та визначаються додатково. В рамках цієї роботи автором для інтегрування рівняння (1.38) було вибрано граничне значення параметру пошкоджуваності рівне одиниці.

Використання критерію (1.36) з точки зору аналізу процесів, що відбуваються у матеріалі на мікрорівні, для випадків наявності неоднорідного напруженого стану розглянуто у роботі [134]. При цьому було застосовано статистичний підхід, щодо оцінки поведінки мікродефектів у матеріалі, які були вибрані у якості характеристики параметра пошкоджуваності.

Конкретне формулювання вказаних вище критеріїв граничного стану, в залежності від умов застосування, потребує експериментального визначення необхідних параметрів або функцій, за допомогою яких стає можливим їх запис у кінцевому вигляді та відповідного обґрунтування складових параметрів критерію. Окрім цього, при оцінці граничного стану за допомогою розглянутих підходів, переважно використовуються умовні діаграми деформування, які не

враховують вплив пошкоджуваності. З цієї точки зору найбільш оптимальними є критерії у вигляді (1.36) але їх використання може бути ускладненим, зважаючи на їх непросту аналітичну форму та необхідність визначення і обґрунтування меж інтегрування диференційного рівняння кінетики накопичення пошкоджень та величини критичного значення параметру пошкоджуваності.

1.4 Методи розрахунку елементів конструкцій з урахуванням концентрації напружень

Складність геометричних параметрів конструкцій в зонах концентрації призводить до появи місцевої неоднорідності полів напружень та деформацій, що виникають та безперервно змінюються під дією зовнішніх силових факторів. В свою чергу це призводить до виникнення неоднорідного напружено-деформованого стану, який характеризується максимальними для всієї конструкції інтенсивностями напружень та деформацій і безпосередньо впливає на умови руйнування. Збільшення величин місцевих деформацій може призвести до виникнення пластичних зон в околі концентратора, у той час, як вся конструкція продовжуватиме деформуватися пружно. Тобто використання існуючих рішень теорії пружності, які, наприклад, визначені у роботах [135-137], для вирішення задачі циклічної міцності стає неприйнятним. Таким чином проблема оцінки несівної здатності конструктивних елементів для умов статичного та циклічного навантажень тісно пов'язана з необхідністю розрахунку місцевих значень максимальних напружень та деформацій в зонах концентрації з урахуванням пружно-пластичного деформування.

На сьогодні з інженерних позицій ця задача може бути вирішена за допомогою застосування наближених методів розрахунку елементів конструкцій, згідно яких максимальне напруження та деформація в зоні концентратора можуть бути виражені через їх номінальні значення за допомогою введення поняття коефіцієнта концентрації [4, 138-150].

Найбільш відомою залежністю, що пов'язує коефіцієнти концентрації напружень та деформацій є залежність запропонована Нейбером [4, 138 – 140, 150]:

$$K_{\sigma} \cdot K_{\varepsilon} = \alpha_{\sigma}^2, \quad (1.39)$$

де K_{σ} – ефективний коефіцієнт концентрації напружень, K_{ε} – ефективний коефіцієнт концентрації деформацій, α_{σ} – теоретичний коефіцієнт концентрації напружень, які визначаються згідно залежностей:

$$K_{\sigma} = \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_n}, \quad K_{\varepsilon} = \frac{\varepsilon_{\max}}{\varepsilon_n}, \quad \alpha_{\sigma} = \frac{\sigma_{\max}^e}{\sigma_n} \quad (1.40)$$

у яких σ_{\max} – максимальне значення напружень для випадку пружно-пластичного деформування, ε_{\max} – максимальне значення деформацій при пружно-пластичному деформуванні, σ_{\max}^e – максимальне напруження у зоні концентратора, яке визначено з пружного розрахунку, σ_n та ε_n – номінальні значення напружень та деформацій.

Залежність між коефіцієнтами концентрації напружень та деформацій може бути представлена у вигляді співвідношення Стоуела-Хардрата-Омана [139]:

$$K_{\sigma} = \frac{K_{\varepsilon}}{(K_{\varepsilon} - \alpha_{\sigma} + 1)}, \quad (1.41)$$

яке можна записати через січні модулі наступним чином [138]:

$$K_{\sigma} = 1 + \frac{(\alpha_{\sigma} - 1) \cdot E_{c2}}{E_{c1}}, \quad (1.42)$$

де E_{c2} – січний модуль, що відповідає максимальній деформації для зони концентрації, E_{c1} – січний модуль для номінальної деформації.

Виходячи з того, що величини коефіцієнтів концентрації напружень та деформацій, які розраховуються згідно (1.39) для випадку високої концентрації напружень на практиці виявляються завищеними [4], Біргером було запропоновано наступне співвідношення [140]:

$$K_{\sigma} \cdot K_{\varepsilon} = \alpha_{\sigma}^2 \left(\frac{1}{2} + \frac{1}{2} \cdot \frac{K_{\sigma}}{\alpha_{\sigma}} \right). \quad (1.43)$$

Для врахування впливу пружно-пластичного деформування на максимальні значення напружень та деформацій в зоні концентрації Махутовим Н.А. [4] була вдосконалена залежність (1.39) шляхом введення в праву частину рівняння функції, параметри якої залежать від теоретичного коефіцієнта концентрації, напружень та параметрів експериментальної діаграми деформування матеріалу побудованої у відносних координатах:

$$\frac{K_{\sigma} \cdot K_{\varepsilon}}{\alpha_{\sigma}^2} = F(\alpha_{\sigma}, \bar{\sigma}_n, f(\bar{\sigma}_n, \bar{\varepsilon}_n)), \quad (1.44)$$

тут $\bar{\sigma}_n$ та $\bar{\varepsilon}_n$ означають поточні величини напружень та деформацій віднесені до значень границі текучості та деформації границі текучості відповідно.

Розрахунок максимальних напружень в зоні їх концентрації також може бути здійснений на основі модифікованого, з точки зору аналізу його енергетичного трактування, підходу Нейбера. Відповідно до визначення діаграми деформування, графічно залежність (1.39) може бути представлена як показано на рисунку 1.1 [30, 140, 141].

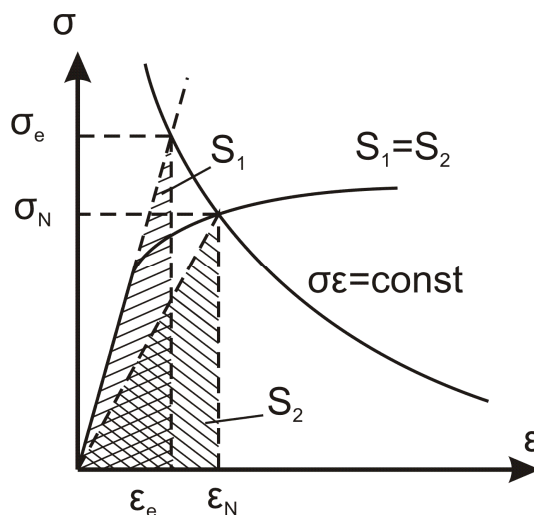


Рис 1.1. Енергетичне трактування методу Нейбера

Таким чином, згідно (1.39) енергії розрахованої для випадку умовного пружного розв'язку співставляється відповідна енергія визначена за допомогою діаграми деформування. При цьому вноситься похибка, оскільки, як видно з

рисунка 1.1, такий підхід не враховує пружно-пластичне деформування матеріалу. Для уникнення цієї неточності для розрахунку максимальних напружень у зоні їх концентрації може бути використаний метод щільності енергії деформування (SED метод) або метод щільності додаткової енергії (CED метод) [30, 141]. Графічно енергетичне трактування вищезгаданих методів наведено на рисунку 1.2.

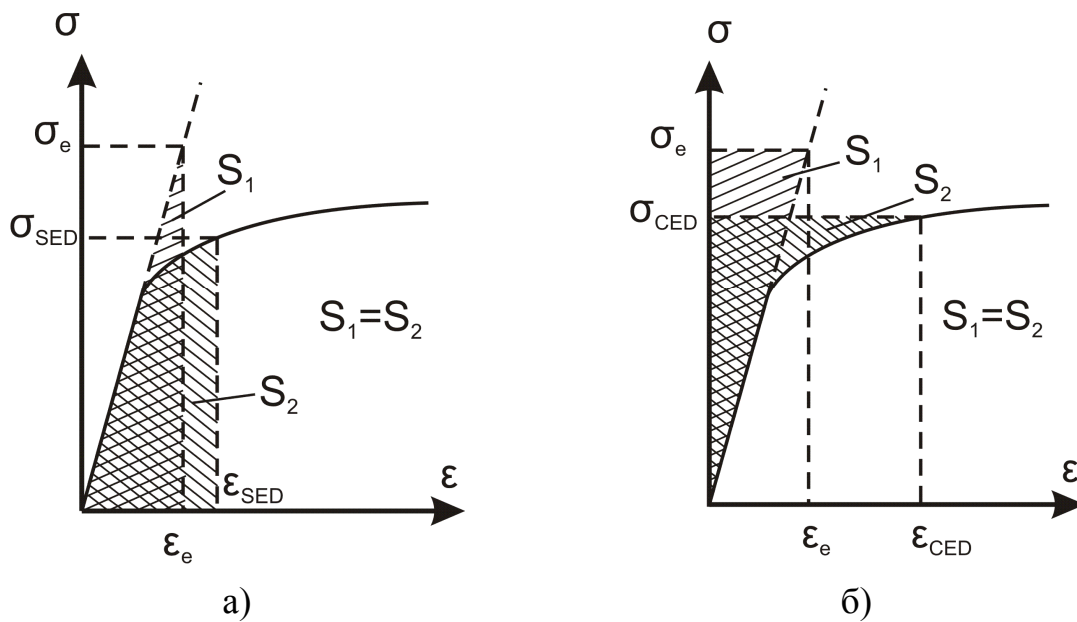


Рис 1.2. Енергетичне трактування методу щільності енергії деформування (а) та методу щільності додаткової енергії (б)

Згідно SED методу площі відповідних діаграм для умовного пружного навантаження та пружно-пластичного навантаження прирівнюються (рис 1.2 (а)) та визначається відповідне еквівалентне напруження яке необхідне для розрахунку пластичної деформації. Для CED методу прирівнюються площі так званих додаткових енергій для випадків умовного пружного та пружно-пластичного навантаження (рис. 1.2 (б)).

У роботі [30] для випадку циклічного навантаження з урахуванням лінійного кінематичного зміцнення та порційного навантаження представлено вираз для визначення еквівалентного напруження згідно SED методу:

$$(\Delta\sigma)_{екв} = \sqrt{\frac{E(\Delta\sigma_{ij} \cdot \Delta\varepsilon_{ij})_{пружн} + \frac{E}{C_y} \cdot 4 \cdot \sigma_T^2}{R_\sigma + \frac{E}{C_y}}}, \quad (1.45)$$

де $(\Delta\sigma)_{екв}$ – максимальне еквівалентне напруження для циклу навантаження з урахуванням концентрації напружень, E – модуль пружності, σ_T – границя текучості, R_σ – параметр, що враховує вид напруженого стану, C_y – параметр зміцнення. У випадку іншого аніж лінійний кінематичний закон варіанту зміцнення вираз для еквівалентних напружень (1.45) повинен бути визначений заново, виходячи з умов рівності відповідних площ діаграм.

Згідно [30] за допомогою (1.45) з використанням критерію у вигляді (1.36), (1.37) відбувається безпосередній розрахунок кількості циклів до руйнування для заданих умов циклічного навантаження, при цьому явище концентрації у розрахунках враховується за допомогою параметру неоднорідності напруженого стану R_σ при визначенні відповідного еквівалентного напруження.

Схожий підхід, щодо модифікації рівняння Нейбера з точки зору рівності енергій пружного та пружно-пластичного деформування наведено у працях [142 – 144].

В роботі [141] розглянуто застосування SED та CED методів для визначення коефіцієнту концентрації напружень $K(\sigma_{екв})$ який, на відміну від теоретичного коефіцієнту концентрації напружень, визначено як відношення еквівалентного напруження $\sigma_{екв}$ до пружного напруження в зоні концентрації σ_e , що може бути отримано внаслідок умовного пружного розрахунку:

$$K(\sigma_{екв}) = \frac{\sigma_{екв}}{\sigma_e}. \quad (1.46)$$

Для випадку лінійного ізотропного зміцнення вищезгаданий коефіцієнт відповідно до SED та CED методів може бути визначений за допомогою виразів (1.47) та (1.48) відповідно [141]:

$$K(\sigma_{екв}) = \sqrt{\frac{(\sigma_e^2 R_\sigma)_{пружн} + \frac{E}{E_T} \sigma_T^2}{\left(R_\sigma + \frac{E}{E_T}\right) \sigma_e^2}}, \quad (1.47)$$

$$K(\sigma_{екв}) = \frac{\frac{E}{E_T} \sigma_T + \sqrt{R_\sigma (\sigma_e^2 R_\sigma)_{пружн} + \frac{E}{E_T} ((\sigma_e^2 R_\sigma)_{пружн} - \sigma_T^2 R_\sigma)}}{\left(R_\sigma + \frac{E}{E_T}\right) \sigma_e}, \quad (1.48)$$

де E_T – дотичний модуль. Для випадку степеневого зміцнення або для циклічного навантаження коефіцієнт концентрації напружень $K(\sigma_{екв})$ може бути визначений шляхом інтегрування відповідних виразів для енергій пружного та пружно-пластичного випадків для заданого навантаження або в рамках циклу навантажень [141].

Для розповсюдження залежності (1.44) на випадок малоциклової втоми автором [4] у функцію, що складає праву частину рівняння замість діаграми деформування при статичному навантаженні була введена узагальнена діаграма циклічного деформування у відносних координатах $\bar{S} - \bar{\epsilon}$ ($\bar{S} = \frac{S}{S_T}$, $\bar{\epsilon} = \frac{\epsilon}{\epsilon_T}$).

Таким чином, вираз (1.44) дозволяє розрахувати максимальні значення напружень та деформацій у циклі згідно співвідношень (1.40), які для циклічного навантаження матимуть наступний вигляд [4]:

$$K_\epsilon^{(k)} = \frac{\bar{\epsilon}_{\max k}^{(k)}}{\bar{\epsilon}_n}, \quad K_S^{(k)} = \frac{\bar{S}_{\max k}^{(k)}}{\bar{S}_n}, \quad (1.49)$$

де $K_\epsilon^{(k)}$, $K_S^{(k)}$ – коефіцієнти концентрації деформацій та напружень для k -го циклу навантаження, $\bar{\epsilon}_{\max k}^{(k)}$, $\bar{S}_{\max k}^{(k)}$ – максимальні значення деформації та напруження для k -го циклу навантаження, $\bar{\epsilon}_n$, \bar{S}_n – номінальні значення деформації та напруження.

Подальший розрахунок здійснюється за допомогою аналітичних залежностей, що пов'язують кількість циклів до руйнування та величини максимальних напружень [2, 4, 18].

Висновки та постановка задачі досліджень

На основі проведеного аналізу літературних джерел можна встановити, що існуючі на сьогодні підходи, щодо оцінки довговічності елементів конструкцій, переважно використовують при розрахунках умовну діаграму деформування матеріалу, яка не враховує явище накопичення пошкоджень, що супроводжує процес пружно-пластичного 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. Його представлення у вигляді векторної або тензорної величини супроводжується значними труднощами, що пов'язані з математичним формулюванням кінцевих рівнянь, а експериментальне визначення потребує чіткого обґрунтування вибору макроскопічного параметру, що найбільш вдало відображає мікроструктурні зміни у матеріалі. Неруйнівні експериментальні методи визначення параметра пошкоджуваності переважно базуються на оцінці стану поверхневого шару елементів конструкцій та не враховують процеси, що виникають по всьому його об'єму.

Існуючі аналітичні методи розрахунку елементів конструкцій 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.

Виходячи з результатів аналізу літератури була сформульована мета і задачі досліджень.

Мета роботи: розробити метод розрахунку довговічності елементів конструкцій з урахуванням впливу пошкоджуваності для умов малоциклового навантаження.

Для досягнення поставленої мети в роботі необхідно вирішити наступні задачі:

- 1) модернізувати експериментальне обладнання для визначення механічних характеристик матеріалів з урахуванням поставлених задач з визначення кінетики накопичення мікропошкоджень під час пружно-пластичного деформування;
- 2) проаналізувати вплив пошкоджуваності на основні механічні характеристики конструкційних металевих матеріалів;
- 3) проаналізувати вплив неоднорідності напруженого стану на розподіл параметра пошкоджуваності у зонах концентрації напружень (деформацій);
- 4) визначити закономірності процесу накопичення пошкоджень за умов статичного та циклічного навантаження, а також отримати параметри феноменологічної моделі накопичення пошкоджень для металевих сплавів, що розглядались у роботі;
- 5) модифікувати залежності з визначення ефективних коефіцієнтів концентрації напружень та деформацій (за Нейбером-Махутовим);
- 6) провести апробацію запропонованого методу розрахунку довговічності елементів конструкцій для умов малоциклового навантаження шляхом порівняння розрахункових та експериментальних даних.

РОЗДІЛ 2

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ ПРОЦЕСУ ПРУЖНО-ПЛАСТИЧНОГО ДЕФОРМУВАННЯ МЕТАЛЕВИХ КОНСТРУКЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ В УМОВАХ СТАТИЧНОГО І МАЛОЦИКЛОВОГО НАВАНТАЖЕННЯ

Експериментальне вивчення кінетики накопичення пошкоджень в металевих конструкційних матеріалах проводилося з використанням лабораторної бази кафедри динаміки і міцності машин та опору матеріалів НТУУ „КПІ”. Для визначення пошкоджуваності при пружно-пластичному деформуванні було застосовано сучасне вимірювальне обладнання, яке дозволяє отримувати експериментальні дані з високою точністю при різних режимах навантаження. Розроблена відповідна методика і програма проведення експериментів, які наведені у даному розділі.

2.1 Експериментальні стенди для вивчення процесу накопичення пошкоджень в конструкційних матеріалах

Для проведення експериментальних досліджень в рамках розробленої програми були використані випробувальні установки, що дозволяють реалізувати різні види простого та складного навантаження та контролювати хід проведення експерименту за допомогою сучасного програмного забезпечення.

Експериментальний стенд Ві-02-112

Випробувальний стенд Ві-02-112 (рис. 2.1) відноситься до випробувальних установок які забезпечують вимірювання параметрів експерименту з точністю, що не перевищує 1%. Він створений для проведення випробувань конструктивних матеріалів в умовах простого та складного режиму навантажень шляхом автоматичного виконання заданої за допомогою програмного інтерфейсу програми навантаження (деформування) у діапазонах

до 500 кН за каналом осьової сили, до 2кНм за каналом крутного моменту та до ± 75 мм за каналом переміщення штока. Можливість одночасного моніторингу до шістнадцяти каналів даних дозволяє повною мірою контролювати процес проходження експерименту та створювати базу експериментальних даних для подальшої обробки та розрахунків. Канал керування вибирається безпосередньо оператором стенду та може бути заданий як силовий канал: навантаження осьовою силою, крутним моментом, або деформаційний канал: переміщення за штоком або тензометром.

Принципова схема установки показана на рис. 2.1.

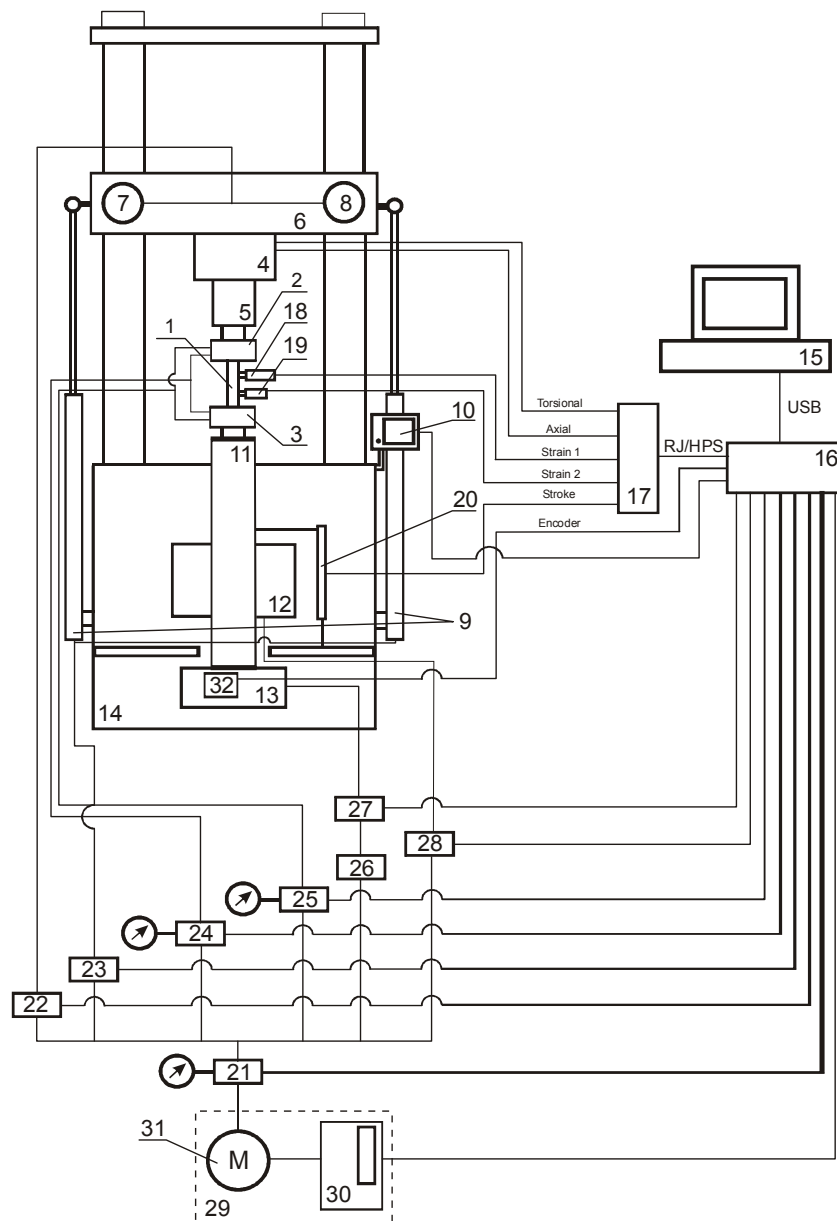


Рис.2.1. Принципова схема експериментальної установки Vi-02-112

При підготовці до експерименту зразок 1 встановлюється у відповідних різьбових фіксуючих елементах верхнього та нижнього самоцентруючихся гідравлічних захватів 2 та 3, які конструктивно виконані у вигляді гідроциліндрів високого тиску, відповідно. Верхній захват 2 під'єднаний до малого динамометра 5 через спеціальне різьбове кріплення. Малий динамометр 5 дозволяє проводити випробування у діапазоні навантажень до 100 кН за каналом осевого зусилля та до 2кНм за каналом крутного моменту. Малий динамометр 5, в свою чергу, з'єднано за допомогою високоміцних болтових з'єднань з динамометром великих навантажень 4 робочий діапазон якого за каналом осевих зусиль становить 500 кН. Проведення експериментальних досліджень у цьому діапазоні потребує демонтажу малого динамометра 5 та під'єднання верхнього захвата 2 безпосередньо до динамометра 4. Регулювання величини робочого простору випробувального стенду виконується за допомогою переміщення рухомої траверси 6, до якої під'єднано динамометр 4. Положення рухомої траверси 6 регулюється за допомогою двох гідравлічних циліндрів 9, які змонтовані на станині випробувального стенду 14. Керування гідроциліндрами 9 здійснюється гідравлічним сервоклапаном 23, сигнали на який приходять з сенсорної панелі керування 10. Під час регулювання положення рухомої траверси 6, за допомогою алгоритму безпеки, відбувається автоматичне відімкнення всіх інших каналів керування стендом окрім каналу положення траверси керування яким здійснюється безпосередньо з сенсорної панелі 10. Фіксація кінцевого положення рухомої траверси 6 відбувається шляхом замикання двох гідрозамків 7 та 8 через, які керуються за допомогою сервоклапану 22 шляхом надходження на нього сигналів з сенсорної панелі 10. Окрім керування траверсою за допомогою сенсорної панелі 10 можуть бути виконані операції по фіксації гідравлічних захватів, фіксації зразка у захватах та регулювання положення штока.

Фіксація гідравлічних захватів відбувається після надходження відповідного сигналу на регульований гідравлічний сервоклапан 25, гідравлічна

магістраль якого споряджена манометром, що дозволяє регулювати зусилля фіксації.

Остаточне положення зразка, перед закріпленням у гідравлічних захватах, досягається шляхом регулювання положення штока 11 з закріпленням на ньому нижнім захватом. Положення штока може регулюватися за допомогою сенсорної панелі 10, або персонального комп'ютеру 15, сигнали з яких потрапляють на сервоклапан керування штоком 28, який регулює потрапляння робочої рідини у відповідну порожнину гідроциліндра штока 12. Зворотній зв'язок за каналом положення штока 11 відбувається через надходження відповідного сигналу з датчика положення 20 на перетворювач 17, який з'єднано з контролером 16.

Закріплення зразка у захватах відбувається після надходження сигналу з сенсорної панелі 10 на регульований гідравлічний сервоклапан 24. Величина зусилля затискання зразка може бути відкоригована за допомогою механічного регулювання клапану 24. Контроль зусилля затискання зразка у захватах відбувається за допомогою манометра, яким споряджена магістраль даного клапана. При затисканні зразка сигнал за каналом осьового зусилля з динамометрів 4 або 5 через перетворювач 17 та контролер 16 потрапляє на комп'ютер керування 15, програмне забезпечення якого відстежує відхилення навантаження на зразок від 0, та у випадку наявності цього відхилення автоматично компенсує навантаження, яке виникло шляхом передачі відповідних команд по каналу керування штоком. Таким чином нівелюється зусилля, яке виникає при затисканні зразка.

Створення крутного моменту в системі відбувається за допомогою моментонавантажувача 13, який контролюється через клапан моментонавантажувача 27, керування яким здійснюється через персональний комп'ютер 15 та контролер 16. Для запобігання обертанню штока при встановленні зразка або при помилковому відпрацюванні команди на кручення, коли це не є потрібним, магістраль моментонавантажувача перекривається відсічним клапаном 26. Контроль кута закручування штока відбувається за

допомогою імпульсного датчика кута повороту 32, зворотній сигнал від якого потрапляє прямо на контролер 16.

Безпосереднє керування випробувальним стендом здійснюється за допомогою персонального комп'ютера 15, сигнали керування з якого потрапляють на контролер керування 16, після чого – на контролер маслостанції 30 та на відповідні гідравлічні сервоклапани. Контролер маслостанції 30 відповідає за контролювання частоти струму роботи двигуна 31 у діапазоні від 0,2 до 400 Гц, яка може автоматично змінюватись відповідно до поточних потреб та за автоматичне блокування системи маслостанції при виникненні позаштатних ситуацій. Сама гідростанція 29 споряджена датчиками контролю температури робочої рідини та датчиками рівня робочої рідини, сигнали з яких надходять на контролер. Сигнали маслостанції мають високий пріоритет та при виникненні аварійної ситуації вся система випробувального стенду автоматично блокується незважаючи на те виконувалась під цей час експериментальна програма чи ні.

Вихідна магістраль маслостанції споряджена головним гідравлічним сервоклапаном 21 та манометром контролю тиску. Сервоклапан 21 контролює надходження робочої рідини по відповідним робочим каналам, які вже безпосередньо відповідають за переміщення робочих органів стенду.

Контролювання деформації зразка при проведенні експерименту може відбуватися за допомогою зчитування інформації з датчика 20 за каналом переміщення штока. Проте точність отриманих даних буде на порядок нижча ніж при використанні тензометрів. Тому випробувальний стенд забезпечує під'єднання відповідних тензометрів 18 та 19, які зібрані на повномостовій схемі, точність вимірювання яких становить 0,001 мм. Тензометр 18 має базу 25 мм та використовується при статичних випробуваннях. Робочий діапазон вимірювань цього тензометра становить -3 мм; +6 мм. Тензометр 19 має меншу базу вимірювань, яка становить 12,5 мм, та використовується при проведенні випробувань на мало- та багатоциклову втому. Діапазон вимірювань цього тензометра становить $\pm 0,5$ мм.

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 (рис. 2.2) та вмонтованих шунтів. За потреби з застосуванням MTL 32 можна відкоригувати 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.



Рис 2.2. Програма керування MTL 32

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. Параметри експерименту при цьому задаються і контролюються шляхом вибору та застосування відповідного прикладного програмного забезпечення керування випробувальним стендом які встановлено на комп'ютері 15. Серед цих параметрів є: осьова сила, величина якої зчитується з динамометрів 4 або 5,

крутний момент, величина якого зчитується з динамометра 5, величина переміщення, яке може бути отримане по каналу тензометрів 18 та 19 або по каналу переміщення штока, шляхом отримання сигналу з датчика осьового переміщення 20, кут закручування, який контролюється за датчиком кута закручування 32 у діапазоні $\pm 45^\circ$. Всі дані, окрім величини кута закручування, які були отримані під час проведення експерименту потрапляють на комп'ютер 15 через перетворювач 17 та контролер 16. Сигнал з датчика кута закручування потрапляє безпосередньо на контролер 16, звідки – не комп'ютер 15.

Процес зміни вищевказаних параметрів у часі контролюється за допомогою підключення відповідних графіків, які виводяться на монітор комп'ютера. Ступінь відпрацювання каналу (або каналів) керування експериментом, які були задані на початку, також можна відстежувати в режимі реального часу, та, за потреби, вносити корективи в їх налаштування безпосередньо під час проведення експерименту.

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.

Monotonic application (випробування на розтяг)

Інтерфейс цієї підпрограми представлено на рис. 2.3.

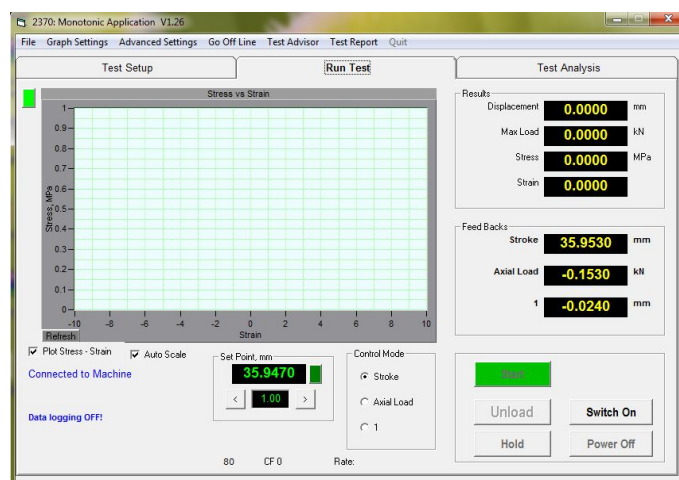


Рис. 2.3. Інтерфейс Monotonic Application

Додаток Monotonic Application може бути застосований при проведенні випробувань на розтяг або стиск. У цьому додатку можливе встановлення швидкості навантаження зразка у кН/хв або швидкості його деформування у мм/хв. Також, для підвищення точності при визначенні модуля Юнга, на початковій ділянці навантаження можливе встановлення швидкості навантаження(деформування), яка буде відрізнятися від швидкості на подальшій частині діаграми розтягу. Контроль за руйнуванням зразка відбувається за граничним переміщенням або падінням зусилля. За результатами експерименту програмою можуть бути автоматично розраховані характеристики міцності, пластичності та енергетичні характеристики матеріалу, що досліджувався.

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* (рис. 2.4). 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 синусу, трапеції та пилки. За допомогою спеціальної функції у цій підпрограмі можна автоматично

відстежувати величину зменшення модуля пружності при циклічному навантаженні.

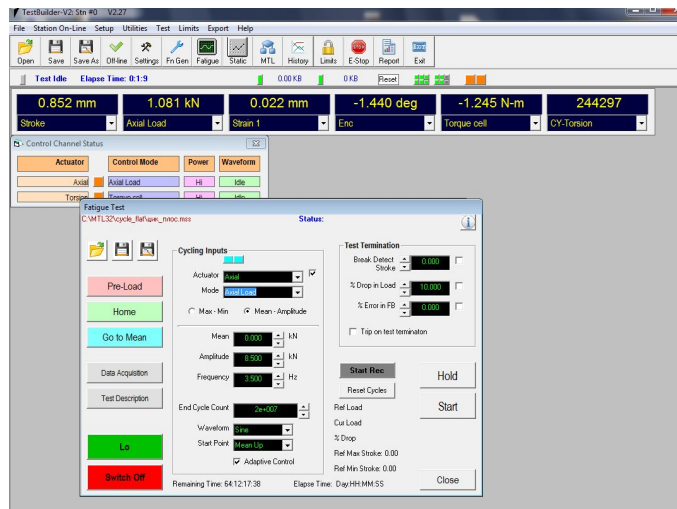


Рис. 2.4. Інтерфейс Test Builder (fatigue)

2) multi step programming (рис. 2.5). За допомогою цієї підпрограми може бути реалізований будь-який режим навантаження (деформування), шляхом його розбиття на умовні кроки. Для кожного кроку може бути заданий параметр навантаження (сила, момент) або деформування (переміщення, кут закручування), форма сигналу, що задається та швидкість зміни цього параметру. При використанні підпрограми можливе моделювання циклічного навантаження за налаштуваннями чи функціями користувача.

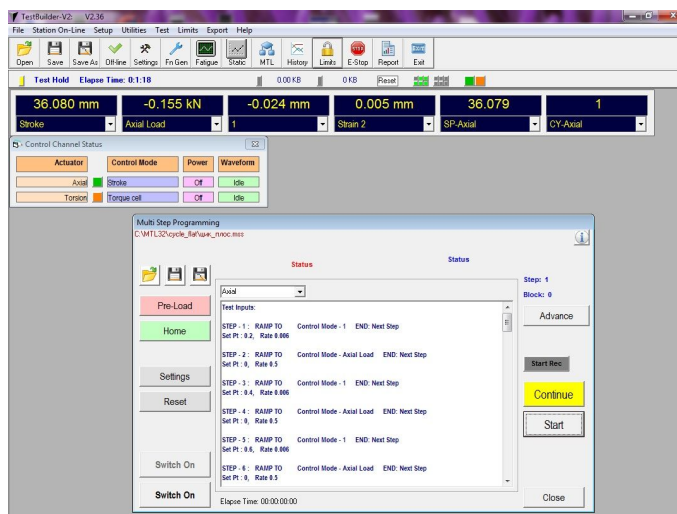


Рис. 2.5. Інтерфейс Test Builder (multi step programming)

Хід проведення експерименту, при застосуванні програмної оболонки Test Builder, можна контролювати як за допомогою виводу графіків зміни вибраних поточних величин, так і за конкретними величинами вибраних параметрів, які відображаються окремо у вигляді чисел.

Експериментальний стенд УМЭ-10ТМ.

Для дослідження процесу накопичення пошкоджень у конструкційних матеріалах при їх пружно-пластичному деформуванні на кафедрі динаміки і міцності машин НТУУ „КПІ” було створено експериментальний стенд на базі установки УМЭ-10ТМ (рис. 2.6) [151]. За допомогою модернізованої установки можливе навантаження зразка осьюовою силою у діапазонах до 30 кН та крутним моментом у діапазоні до 200 Нм за заданими програмно траєкторіями навантаження.



Рис. 2.6. Випробувальний стенд УМЭ-10ТМ

Осьове навантаження зразка здійснюється за допомогою механічного приводу, швидкість переміщення нижнього активного захвата, який встановлено на траверсі, регулюється ступінчасто за допомогою механічної коробки швидкостей та плавно за допомогою сигналу керування, який надходить з персонального комп'ютера. Навантаження крутним моментом здійснюється за допомогою редуктора, який встановлено на рухомій траверсі та

оснащений окремим приводом, сигнал на який приходить безпосередньо з блока керування установкою. Верхній нерухомий захват з'єднано з динамометром, який зібрано на повномостовій схемі. Динамометр дозволяє вимірювати осьове зусилля з точністю до 1Н та крутний момент – до 0,5 Нм. Оскільки метод дослідження кінетики накопичення пошкоджень на даному стенді базується на визначенні питомого опору зразка, то захвати та вимірювальна система за каналами поздовжньої та поперечної деформації створені у струмоізованому виконанні.

Положення зразка при його встановленні у механічних захватах, регулюється за допомогою ручного керування переміщенням траверси, зусилля затискання при встановленні може бути проконтрольовано за допомогою програмного інтерфейсу керування проведенням експерименту або електронного табло, що встановлено на блоці керування. За даним табло також є можливість контролювати покази за каналами крутного моменту, поздовжнього видовження та кута закручування.

Поздовжня деформація зразка вимірюється за допомогою двох симетрично розташованих оптоелектронних датчиків MEGATRON MS30-1-TTL з точністю 0,001 мм шляхом отримання програмою керування середнього значення за даними двох відповідних каналів тензометрів. Система виміру поздовжньої деформації розрахована на застосування для діапазону баз зразків до 30 мм.

Окрім вимірювання поздовжньої деформації зразка та кута закручування модернізований експериментальний стенд дозволяє контролювати зміну діаметру зразка круглого поперечного перерізу з точністю 0,005 мм за допомогою сконструйованої важільної системи, вимірювальним елементом якої є оптоелектронний датчик MEGATRON MS30-1-TTL.

При проведенні випробувань сигнали керування з комп'ютера потрапляють на двигуни приводів та відбувається навантаження зразка. Під час проведення експерименту сигнали каналів осьової сили, крутного моменту, поперечного та поздовжнього переміщення або кута повороту потрапляють на

відповідні інтерфейсні плати комп'ютера, де вони певним чином обробляються та аналізуються програмою керування модернізованою установкою. Програма керування аналізує наявність зворотного зв'язку по кожному каналу та у випадку розриву ланцюга каналу автоматично зупиняє процес проведення експерименту.

Модернізована установка УМЭ-10ТМ сконструйована таким чином, що дозволяє проводити виміри поточного електроопору зразка, для чого в її вимірювальній системі створено окремий канал. Порівняно з [151] даний канал було модернізовано шляхом заміни старої системи виміру. Нова вимірювальна система (рис. 2.7) дозволяє підвищити точність проведення вимірювань та складається з мікроомметра НЮКІ 3541 діапазон роботи якого становить $0,1\mu\Omega$ – $110\text{ M}\Omega$, комутаційних кабелів низького опору з підвищеним захистом від електромагнітних перешкод та окремої USB-плати. На відміну від [151] вона дозволяє проводити прямі вимірювання величини електричного опору.

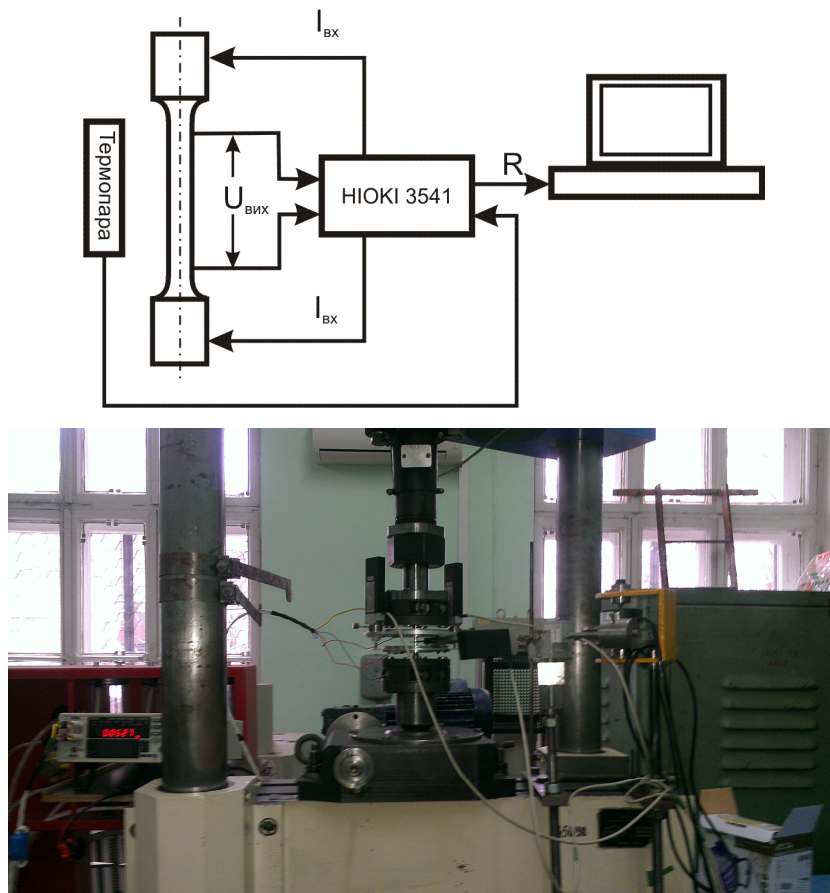


Рис. 2.7. Вимірювальна система за каналом електроопору стенду УМЭ-10ТМ

Мікроомметр має два канали, один з яких використовується для подачі струму на досліджуваний зразок, а за іншим каналом з робочої зони зразка знімається величина вимірної напруги. Величина струму, необхідного для забезпечення відповідної точності вимірювань, автоматично визначається мікроомметром та залежить від робочого діапазону значень електричного опору. Величина струму та вимірного напруження автоматично використовуються ним при вимірах поточного електроопору, яке передається на комп'ютер керування. Частота зчитування даних та їх розрахунок може варіюватися в залежності від вибраного режиму роботи мікроомметра. Для підвищення точності вимірювань у мікроомметра наявна функція самокалібрування та врахування впливу температури оточуючого середовища на величину вимірного електроопору.

Керування стендом здійснюється за допомогою комп'ютерної програми Nadijnist v.2.0, яка порівняно з [151] була відповідним чином модифікована, а саме: було програмно підключено та відкалібровано новий канал вимірювання поточного електроопору зразка, розроблено та реалізовано можливість блочного навантаження, при якому у рамках кожного блоку могли бути задані окремі параметри навантаження (деформування) та їх швидкість. Даний режим дозволяє проводити експериментальні дослідження за наявності ділянок розвантаження у автоматичному режимі. При цьому здійснюється побудова кінетичної діаграми накопичення пошкоджень через параметри зміни питомого електричного опору.

Програма керування випробувальним стендом Nadijnist v.2.0 дає можливість ефективно керувати процесом проведення експерименту, графічно відображати поточні величини вимірюваних параметрів за допомогою відповідних графіків, вручну регулювати частоту обертання двигунів осьового та моментного каналів навантаження, а також контролювати роботу приводів двигунів на предмет виникнення аварійної ситуації. Всі значення, отримані в результаті проведення експерименту можуть бути збережені у текстовому

форматі, або форматі Excel, причому оператором може регулюватись частота запису даних як перед початком, так і під час проведення експерименту.

2.2 Програма досліджень та методика визначення характеристик металевих матеріалів

Для визначення основних механічних характеристик досліджуваних матеріалів, а також для експериментального визначення кінетики накопичення пошкоджень для умов статичного та малоциклового навантаження була розроблена програма проведення експериментальних досліджень, яка складається з наступних пунктів:

1) проведення експериментів по визначенню характеристик міцності та пластичності, визначенню повної діаграми розтягу з урахуванням ділянки за границею міцності, а також дослідження особливостей процесу накопичення пошкоджень при статичному навантаженні зразків матеріалів, що розглядались у роботі. Зокрема, побудова експериментальної кінетичної кривої накопичення пошкоджень при статичному навантаженні та визначення впливу неоднорідності напруженого стану на величину пошкоджуваності матеріалу, розрахованої за зміною питомого електроопору;

2) проведення експериментів по визначенню циклічних характеристик розглянутих у роботі матеріалів при малоцикловому навантаженні (м'який режим навантаження, симетричний цикл): циклічного стану матеріалів, відповідних параметрів функцій циклічного зміцнення або знеміцнення, кількості циклів до руйнування. Визначення експериментальних кривих довговічності для гладких зразків та зразків з концентратором, та побудова кінетичних кривих накопичення пошкоджень.

У якості матеріалів, що досліджувались було вибрано наступні металеві конструкційні матеріали 15ХСНД, 18Х2Н4ВА, 12Х18Н10Т, 07Х16Н6, ВТ22, Д16Т, механічні властивості яких, за результатами статистичної обробки проведених експериментів, наведено у розділі 2.3.

Відповідно до поставлених задач та експериментальних стендів на яких ці задачі вирішувались при випробуваннях були використані наступні типи зразків:

1) зразки для проведення випробувань по визначенню механічних характеристик матеріалів та дослідження кінетики накопичення розсіяних мікропошкоджень при розтязі на модернізованій випробувальній установці УМЕ-10ТМ (рис 2.8)

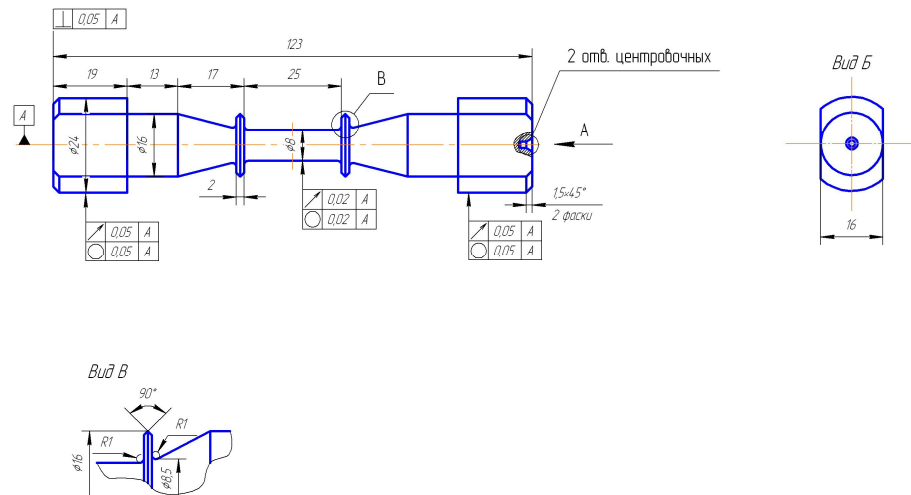


Рис. 2.8. Зразок для випробувань на розтяг на випробувальній установці УМЕ-10ТМ

2) зразки для визначення впливу виду напруженого стану на величину пошкоджуваності матеріалу для проведення досліджень на випробувальній установці УМЕ-10ТМ (рис. 2.9). Радіуси проточок зразків становлять 2 мм, 4 мм, 7 мм та 10 мм.

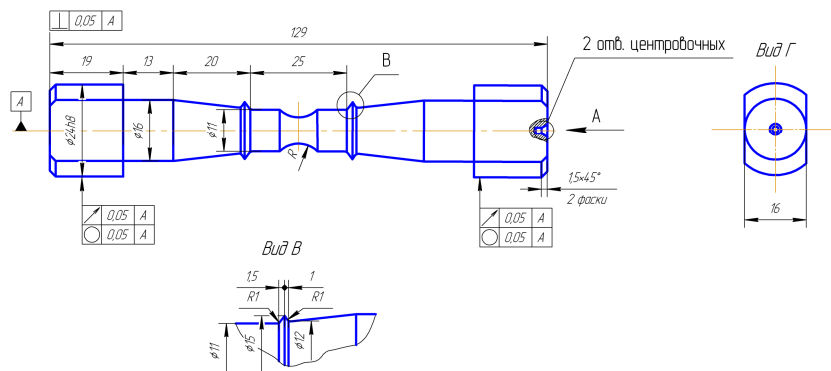


Рис. 2.9. Зразок для дослідження впливу виду напруженого стану для випробувальної установки УМЕ-10ТМ

3) зразки для проведення випробувань по визначенню механічних характеристик при розтязі та для проведення випробувань на малоциклову втому на випробувальному стенді Ві-02-112 (рис. 2.10), зокрема, зразки з концентратором у вигляді кільцевої проточки.

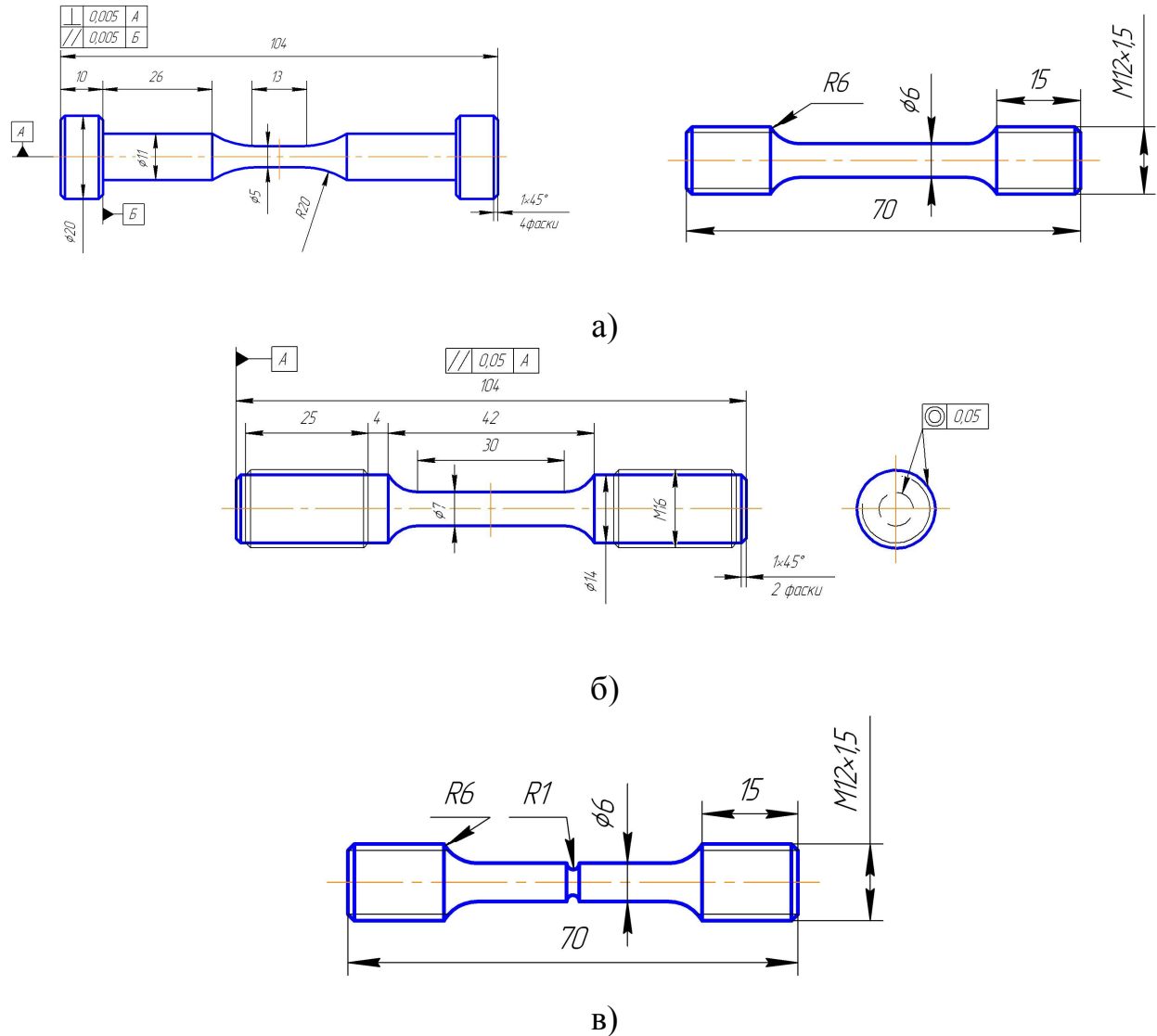


Рис. 2.10. Зразки для механічних випробувань на випробувальному стенді Ві-02-112: а) зразок для на малоциклову втому, б) зразок для випробувань на розтяг, в) зразок з концентратором у вигляді кільцевої проточки

Геометричні розміри зразків контролювались за допомогою цифрового мікрометра та цифрового штангенциркуля, точність виміру яких складає 0,001 мм, дійсні параметри концентратора перевірялись на інструментальному мікроскопі БМИ-1.

Запис експериментальних даних за каналами контролю становив: для модернізованої установки УМЕ-10ТМ – 2 Гц, для випробувального стенду БИСС –200 Гц.

Характеристиками, що визначались при статичному навантаженні були: модуль Юнга, модуль Юнга при розвантаженні (при визначення величини залишкової пластичної деформації), межа пропорційності, межа текучості, межа міцності, відносне поперечне видовження, відносне поперечне звуження, коефіцієнт зміцнення. Окрім цього проводилися заміри рівня пошкоджуваності матеріалів при їх деформуванні відповідно до методики [88].

Початковий модуль пружності визначався згідно ГОСТ 1497-84

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

де ΔP - приріст навантаження, Δl – приріст довжини зразка, l_0 – довжина зразка у початковому стані, F_0 – початкове значення площі поперечного перерізу зразка.

Модуль пружності при розвантаженні (рис 2.11)

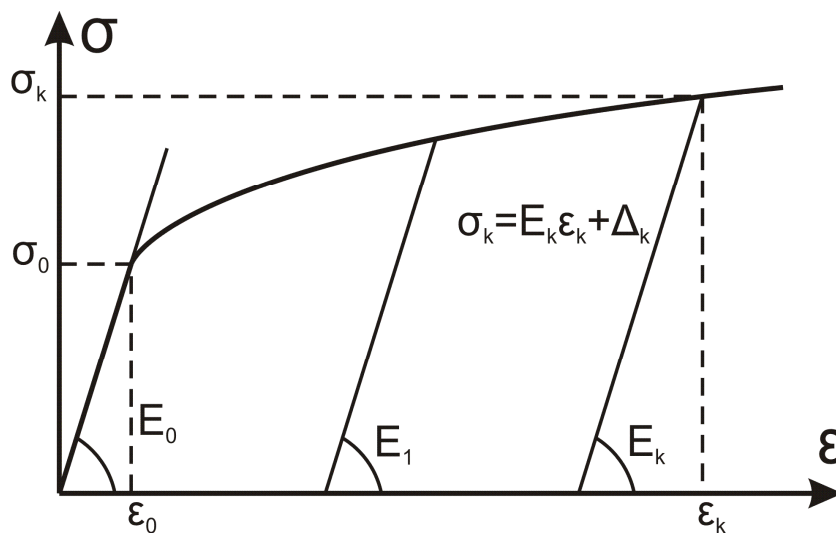


Рис. 2.11. Визначення модуля Юнга при розвантаженні

визначався за допомогою лінійної апроксимації ділянки розвантаження за допомогою методу найменших квадратів

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

де n – кількість точок виміру величин напружень та деформацій σ_i , ε_i

Межа пропорційності визначалася згідно ГОСТ 1497 (рис. 2.12).

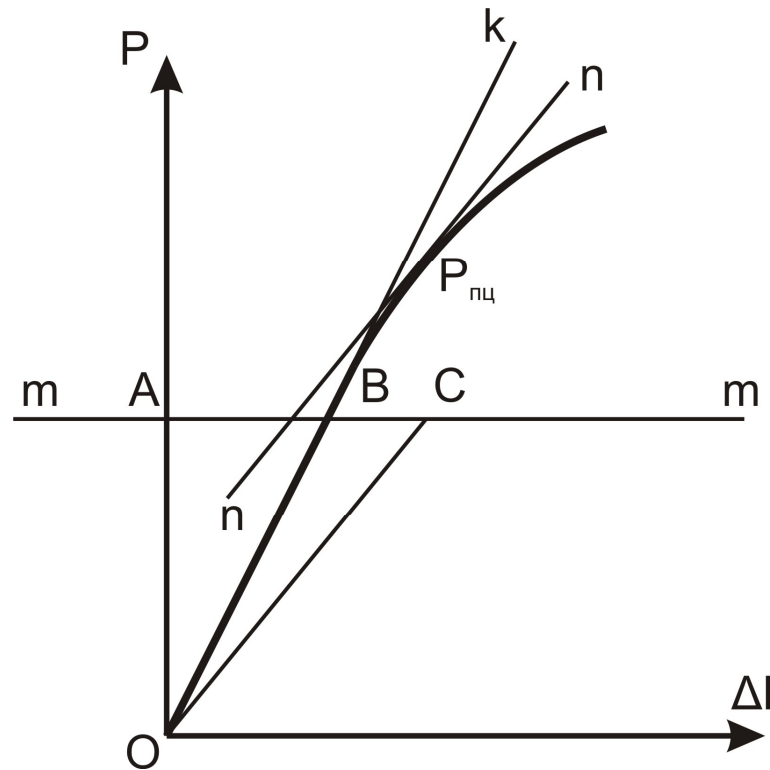


Рис. 2.12. Визначення межі пропорційності

Відповідно до методики розрахунку з початку координат потрібно провести пряму Ok , яка співпадає з лінійною ділянкою діаграми розтягу, після чого на довільному рівні проводиться пряма $m-m$ паралельно вісі абсцис і на цій прямій відкладається відрізок BC що дорівнює половині відрізка AB , де точка B – це точка перетину прямих Ok та $m-m$. Через точки O та C проводиться пряма, після чого паралельно цій прямій проводиться дотична до діаграми розтягу – пряма $n-n$. Точка дотику, в цьому випадку, визначить межу пропорційності:

$$\sigma_{пц} = \frac{P_{пц}}{F_0}, \quad (2.3)$$

де P_{mz} – навантаження, визначене точкою дотику прямої n-n та діаграми розтягу.

Межа текучості, для металевих матеріалів, у яких була відсутня площадка текучості визначалась згідно ГОСТ 1497:

$$\sigma_{0.2} = \frac{P_{0.2}}{F_0}, \quad (2.4)$$

де $P_{0.2}$ – зусилля на діаграмі деформування, визначене з урахуванням допуску на величину пластичної деформації, що дорівнює 0,2%. Для сталі 15ХСНД, на діаграмі розтягу якої спостерігався «зуб текучості», границя текучості визначалась згідно додатку 7 ГОСТ 1497.

При розрахунку коефіцієнту зміцнення діаграми деформування було застосовано метод найменших квадратів щодо визначення коефіцієнтів степеневої геометричної регресії, яка має вигляд $y = px^q$. Оскільки ліва і права частина цього виразу можуть бути прологарифмовані, то в результаті отримаємо:

$$\ln \sigma = \ln p + q \ln \varepsilon, \quad (2.5)$$

або, якщо зробити відповідні заміни у вигляді: $f(z) = \ln \sigma$, $Z = \ln p$, $z = \ln \varepsilon$ одержимо лінійну функцію у вигляді: $f(z) = Z + qz$, а отже прийдемо до задачі знаходження коефіцієнтів лінійної регресії (2.5) методом найменших квадратів [152]:

$$q = \frac{n \sum_{i=1}^n \ln \sigma_i \ln \varepsilon_i - \sum_{i=1}^n \ln \sigma_i \sum_{i=1}^n \ln \varepsilon_i}{n \sum_{i=1}^n (\ln \varepsilon_i)^2 - \left(\sum_{i=1}^n \ln \varepsilon_i \right)^2}, \quad (2.6)$$

$$p = \exp \left(\frac{1}{n} \left(\sum_{i=1}^n \ln \sigma_i - b \sum_{i=1}^n \ln \varepsilon_i \right) \right). \quad (2.7)$$

У випадку малоциклового навантаження модуль Юнга при розвантаженні для додатного і від'ємного напівциклу визначався згідно залежності (2.2),

циклічна границя пропорційності у кожному напівциклі – відповідно до методики представленої на рисунку 2.12.

2.3 Статистична обробка результатів експериментальних досліджень

Механічні властивості конструкційних матеріалів оцінюються на основі проведення прямих випробувань обмеженої кількості зразків, таким чином отримані внаслідок проведення випробувань характеристики внаслідок природної неоднорідності конструкційних матеріалів, мають деяке розсіювання і відрізняються від значень генеральних 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, 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 [152], оскільки вони матимуть дуже велике відхилення від генеральних характеристик.

Відповідно до [152] математичне сподівання або вибіркове середнє (середнє значення вибіркової величини) механічної характеристики може бути визначене за формулою:

$$\bar{X} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i, \quad (2.8)$$

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 [152]:

$$S^2 = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (x_i - \bar{X})^2. \quad (2.9)$$

У деяких випадках замість дисперсії для оцінки розсіювання механічної характеристики використовують середньоквадратичне відхилення [152]:

$$S = \sqrt{S^2} \quad (2.10)$$

та незміщену оцінку середньоквадратичного відхилення [152]:

$$S_1 = \vartheta S, \quad (2.11)$$

де ϑ – деякий коефіцієнт, що залежить від обсягів вибірки.

Окрім вищенаведених характеристик для оцінки розподілу механічних характеристик застосовується вибірковий коефіцієнт варіації, який характеризує наскільки великим є розсіювання порівняно з вибірковим середнім механічної характеристики, що розглядається [152]:

$$\nu = \frac{S}{\bar{X}}, \quad (2.12)$$

вибірковий коефіцієнт варіації може бути визначений у відсотках.

Отримані експериментальні числові значення механічних характеристик повинні бути перевірені на відсутність величин, які різко виділяються з усієї сукупності вибірки, оскільки значне відхилення характеристики, що визначається може бути викликане похибкою при вимірювання геометричних розмірів зразка, або похибкою калібрування відповідного каналу випробувальної установки. Її подальший розгляд може призвести до невірних висновків щодо розподілу механічної характеристики, оскільки вона може не належати до однієї і тієї самої генеральної сукупності, що і інші результати експерименту.

У якості критерію для відкидання величин, які різко виділяються було використано критерій Смірнова [152]. Для його застосування необхідно розташувати результати випробувань у вигляді варіаційного ряду:

$$x_1 \leq x_2 \leq \dots \leq x_i \leq \dots \leq x_n, \quad (2.13)$$

після чого розрахувати відповідні статистики [152]:

$$u_1 = \frac{\bar{X} - x_1}{S}, \quad u_n = \frac{x_n - \bar{X}}{S}, \quad (2.14)$$

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

Якщо

$$u_1 \leq u_\alpha \text{ або } u_n \leq u_\alpha, \quad (2.15)$$

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

$$u_1 > u_\alpha \text{ або } u_n > u_\alpha, \quad (2.16)$$

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.

Для оцінки відповідності результатів експериментів нормальному або логарифмічно нормальному закону розподілу було використано критерій Шاپіро-Уїлка, який є найбільш потужним для малих обсягів вибірки (кількість зразків не перевищує 50 одиниць), тобто він забезпечує більшу ймовірність відкидання невірної гіпотези [152]. Для його застосування результати випробувань розташовуються згідно ряду (2.13) після чого визначається статистика

$$w = \frac{Q^2}{S^2}, \quad (2.17)$$

де $S^2 = \sum_{i=1}^n (x_i)^2 - \frac{\left(\sum_{i=1}^n x_i\right)^2}{n}$; $Q = \sum_{i=1}^l a_{n-i+1} (x_{n-i+1} - x_i)$; a_{n-i+1} – табличний коефіцієнт; $l = \frac{n}{2}$, якщо n – парне число; $l = \frac{n-1}{2}$, якщо n – непарне число.

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

Для більшої наглядності результати експериментів представляються на відповідній ймовірнісній сітці для чого по вісі абсцис відкладається власне експериментальна величина, а по вісі ординат – накопичена частість [152]:

$$W(x) = \frac{i - 0.5}{n}, \quad (2.18)$$

де i – номер значення x_i у варіаційному ряді (2.13). Функція нормального розподілу графічно представляється за допомогою виразу [152]:

$$x_p = \bar{X} + z_p S, \quad (2.19)$$

де x_p – оцінка квантилі рівня P випадкової величини x , z_p – квантиль рівня P випадкової величини z .

Але оцінка квантилей за формулами (2.19) може бути надійною лише для випадку великої кількості випробувань, тому при малих обсягах вибірки, як у нашому випадку, необхідно провести розрахунок для інтервальних оцінок квантилей [152]. У випадку нормального розподілу верхню односторонню границю квантилі рівня P для довірчої ймовірності $\beta = 1 - \alpha$ можна розрахувати згідно формули [152]:

$$x_p^{(e)} = \bar{X} + t'_\beta [n-1; z_p \sqrt{n}] \cdot \frac{S}{\sqrt{n}}, \quad (2.20)$$

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

$$x_p^{(n)} = \bar{X} + t'_{1-\beta} [n-1; z_p \sqrt{n}] \cdot \frac{S}{\sqrt{n}}, \quad (2.21)$$

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

Слід відзначити, що для $P=0.5$ верхня та нижня границі квантилі симетричні відносно вибіркового середнього \bar{X} та співпадають з границями довірчого інтервалу.

Наявність лінійної залежності між отриманими експериментальними величинами x_i та y_i перевірялась за результатами визначення вибіркового коефіцієнту кореляції [152]:

$$r_{xy} = \frac{\sum_{i=1}^n x_i y_i - n\bar{X}\bar{Y}}{\sqrt{\sum_{i=1}^n x_i^2 - n(\bar{X})^2} \sqrt{\sum_{i=1}^n y_i^2 - n(\bar{Y})^2}}, \quad (2.22)$$

де \bar{Y} – середнє значення величини y . Значущість отриманого значення r_{xy} перевірялась за критерієм Стюдента:

$$t_\alpha = |r_{xy}| \sqrt{\frac{n-2}{1-r_{xy}^2}} \geq t_{\alpha,k}, \quad (2.23)$$

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

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

За відсутності лінійного зв'язку наявність нелінійної залежності між експериментальними величинами x та y перевірялась за допомогою вибіркового кореляційного співвідношення [152] з подальшим визначенням коефіцієнтів вибраної регресійної залежності методом найменших квадратів.

При випробуваннях на малоциклову втому, як і при статичних випробуваннях, мають місце деякі фактори які певним чином впливають на результати експерименту (мікронеоднорідність матеріалу, якість обробки зразків, вплив зовнішніх факторів оточення тощо). Таким чином, отримані експериментальні дані необхідно також розглядати з позиції статистичного аналізу.

При значній кількості випробуваних зразків крива малоціклової втоми для заданого рівня ймовірності може бути побудована за допомогою графічного методу [152]. Окрім цього рівняння кривої втоми може бути визначене за допомогою побудови рівняння лінійної регресії:

$$Y = d + g(x - \bar{X}), \quad (2.24)$$

де Y – оцінка умовного математичного сподівання випадкової величини $y = \lg N$ для заданої величини x , а коефіцієнти рівняння визначаються наступним чином [152]

$$d = \bar{Y} = \frac{\sum_{i=1}^m \omega_i n_i y_i}{\sum_{i=1}^m \omega_i n_i}, \quad (2.25)$$

$$g = \frac{\sum_{i=1}^m \omega_i n_i (x_i - \bar{X}) \cdot \bar{Y}_i}{\sum_{i=1}^m \omega_i n_i (x_i - \bar{X})^2}, \quad (2.26)$$

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 [152]:

$$S^2 = \frac{\sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^{n_i} \omega_j (y_{ij} - Y_i)^2}{\sum_{i=1}^m n_i - 2}, \quad (2.27)$$

де Y_i – величина розрахована згідно залежності (2.24).

Дисперсії параметрів рівняння (2.24) та величини Y визначаються згідно залежностей [152]:

$$S_a^2 = \frac{S^2}{\sum_{i=1}^m \omega_i n_i}, \quad (2.28)$$

$$S_b^2 = \frac{S^2}{\sum_{i=1}^m \omega_i n_i (x_i - \bar{X})^2}, \quad (2.29)$$

$$S_Y^2 = S_a^2 + S_b^2 (x_i - \bar{X})^2. \quad (2.30)$$

Довірчі інтервали для Y можуть бути вказані наступним чином:

$$Y - t_{\alpha,k} S_Y < \eta < Y + t_{\alpha,k} S_Y. \quad (2.31)$$

Якщо для кожного значення не випадкової величини, якою, в нашому випадку, є амплітуда циклу навантаження проводиться лише одне випробування по визначенню кількості циклів до руйнування, то $\omega_i \cdot n_i = 1$ та формули (2.28) та (2.29) спрощуються. Дисперсія буде оцінюватися згідно залежності [152]:

$$S^2 = \frac{1}{m-2} \sum_{i=1}^m (y_i - Y_i)^2. \quad (2.32)$$

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 параметр ω_i може бути прийнятий рівним одиниці.

При малій кількості випробувань за допомогою формули (2.24) визначається осереднена (медіанна) крива втоми, яка відповідає ймовірності руйнування 0.5.

Відповідно до наведених методик статистичної обробки результатів експериментів був проведений аналіз отриманих експериментальних значень характеристик міцності та пластичності досліджуваних конструкційних матеріалів. Розрахунки були проведені з використанням даних отриманих на основі умовної діаграми деформування. Результати обробки експериментальних даних наведено на рисунках 2.13 – 2.16.

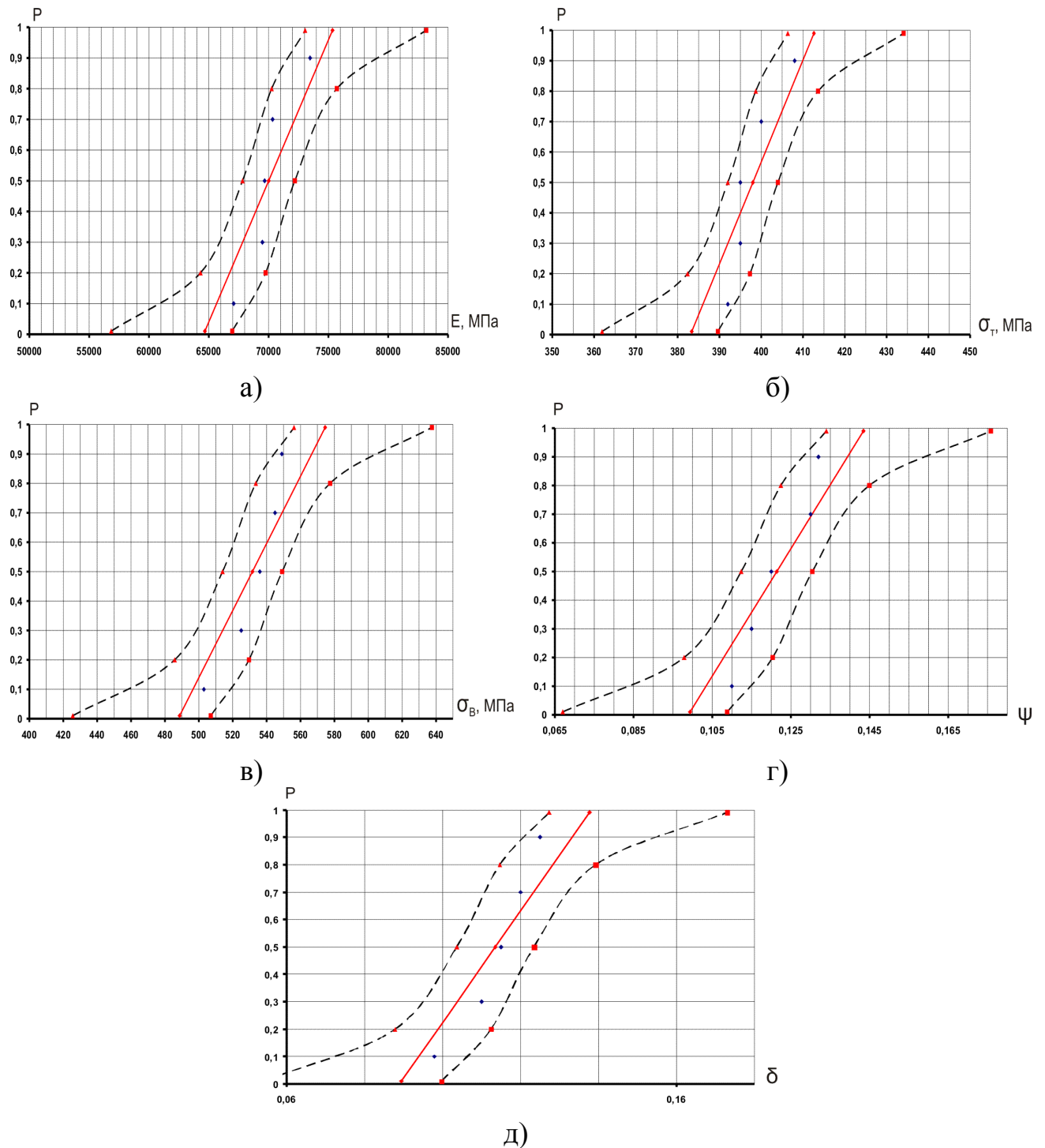


Рис. 2.13. Довірчі області розподілу механічних характеристик матеріалу Д16Т для рівня значущості 0,05 (а) для модуля Юнга, б) для границі текучості, в) для границі міцності, г) для відносного залишкового звуження, д) для відносного залишкового видовження

Результати статистичної обробки механічних характеристик матеріалу Д16Т показали відсутність різко виділяючихся експериментальних даних та підтвердили відповідність експериментальних даних нормальному закону розподілу. Коефіцієнт варіації для вказаних характеристик не перевищив 9,7%.

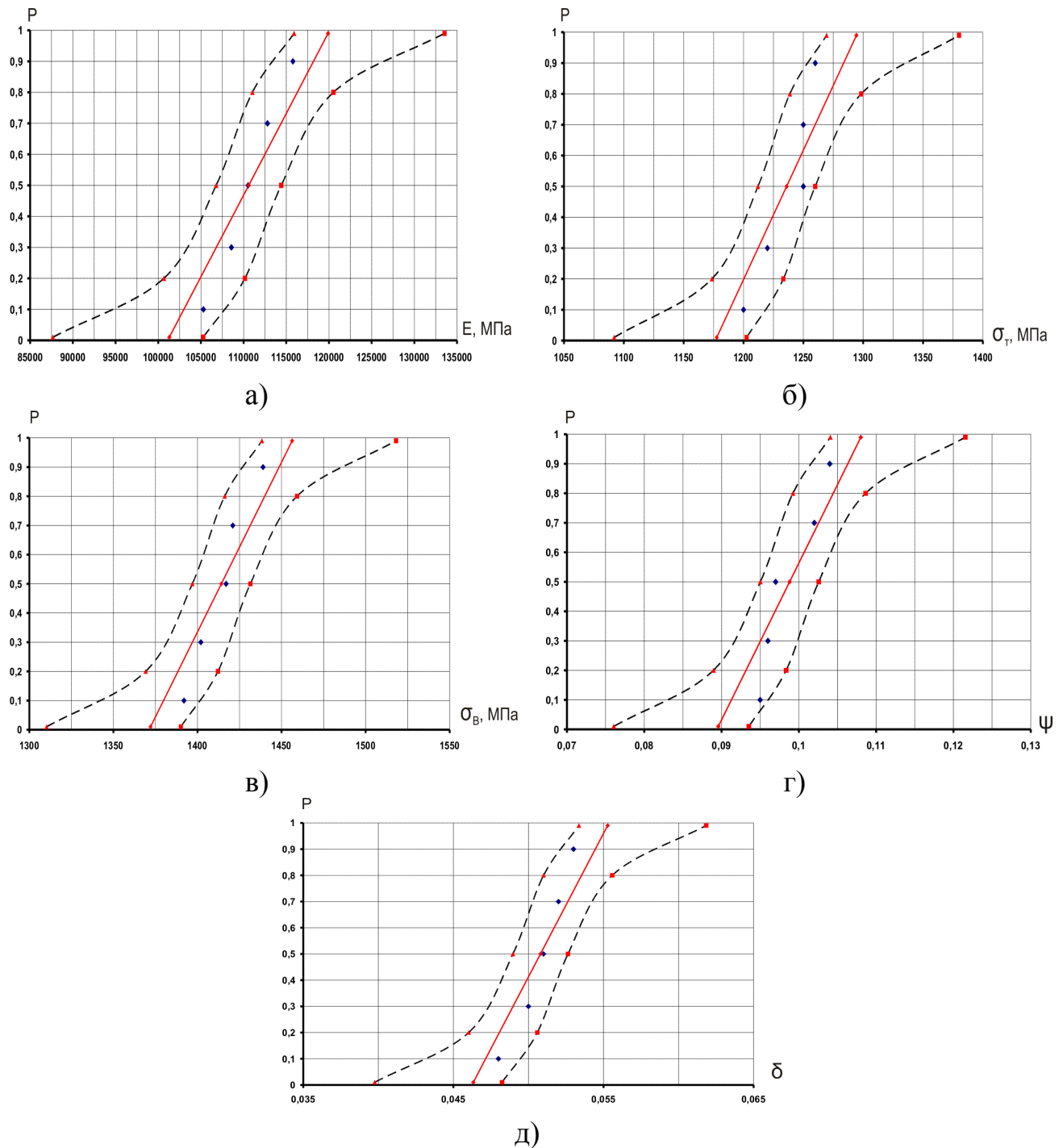


Рис. 2.14. Довірчі області розподілу механічних характеристик матеріалу BT22 для рівня значущості 0,05 (а) для модуля Юнга, б) для границі текучості, в) для границі міцності, г) для відносного залишкового звуження, д) для відносного залишкового видовження

Відповідно до статистичної обробки було встановлено, що розподіл механічних характеристик для матеріалу BT22 відповідає нормальному закону. Коефіцієнт варіації для всіх механічних характеристик, що представлені на рис. 2.14 не перевищує 4%.

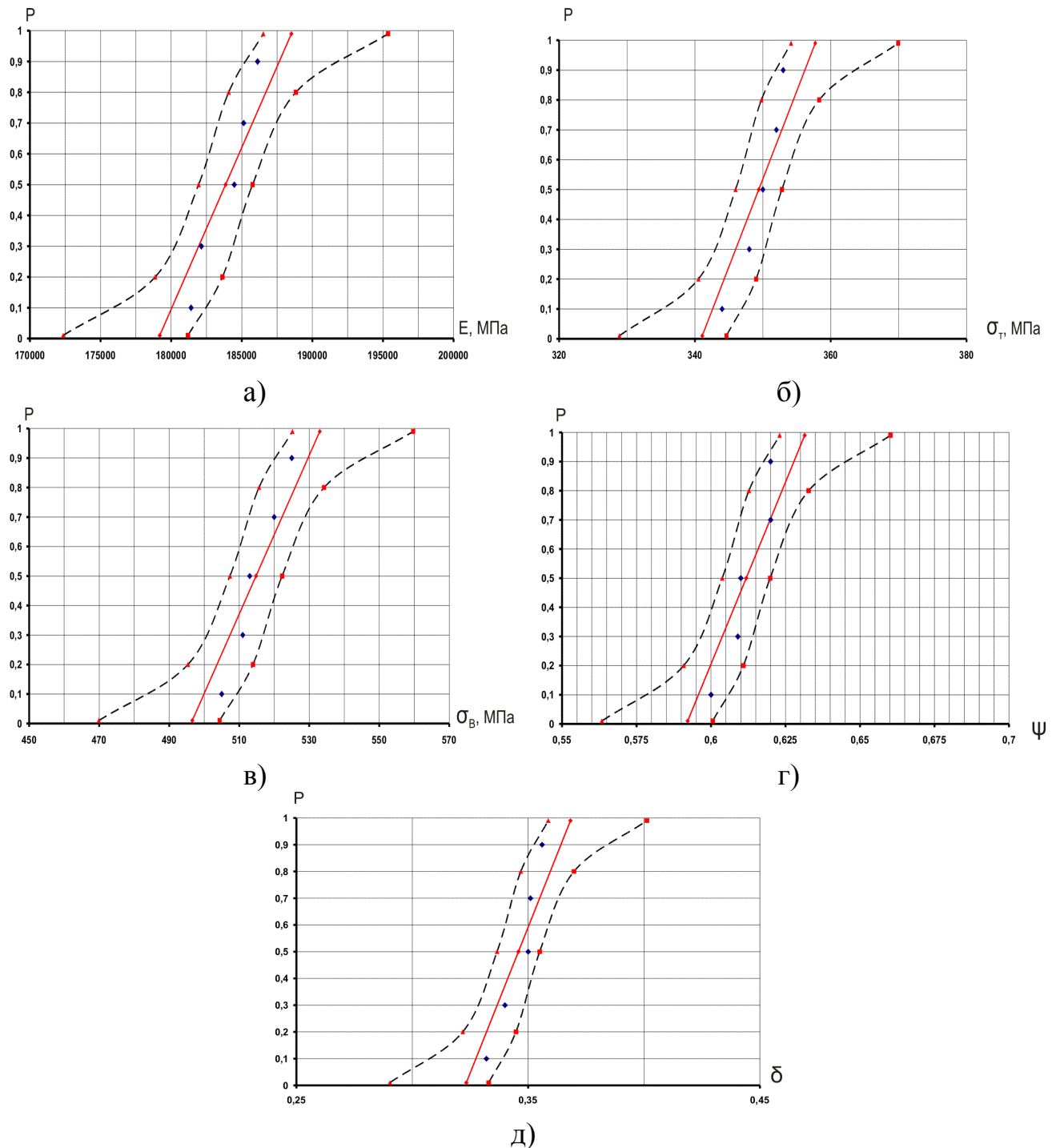


Рис. 2.15. Довірчі області розподілу механічних характеристик матеріалу 15ХСНД для рівня значущості 0,05 (а) для модуля Юнга, б) для границі текучості, в) для границі міцності, г) для відносного залишкового звуження, д) для відносного залишкового видовження

Згідно статистичних розрахунків була підтверджена відповідність розподілу механічних характеристик сталі 15ХСНД нормальному закону розподілу та відсутність різко виділяючихся величин. Коефіцієнт варіації, в результаті розрахунків, не перевищив 3%.

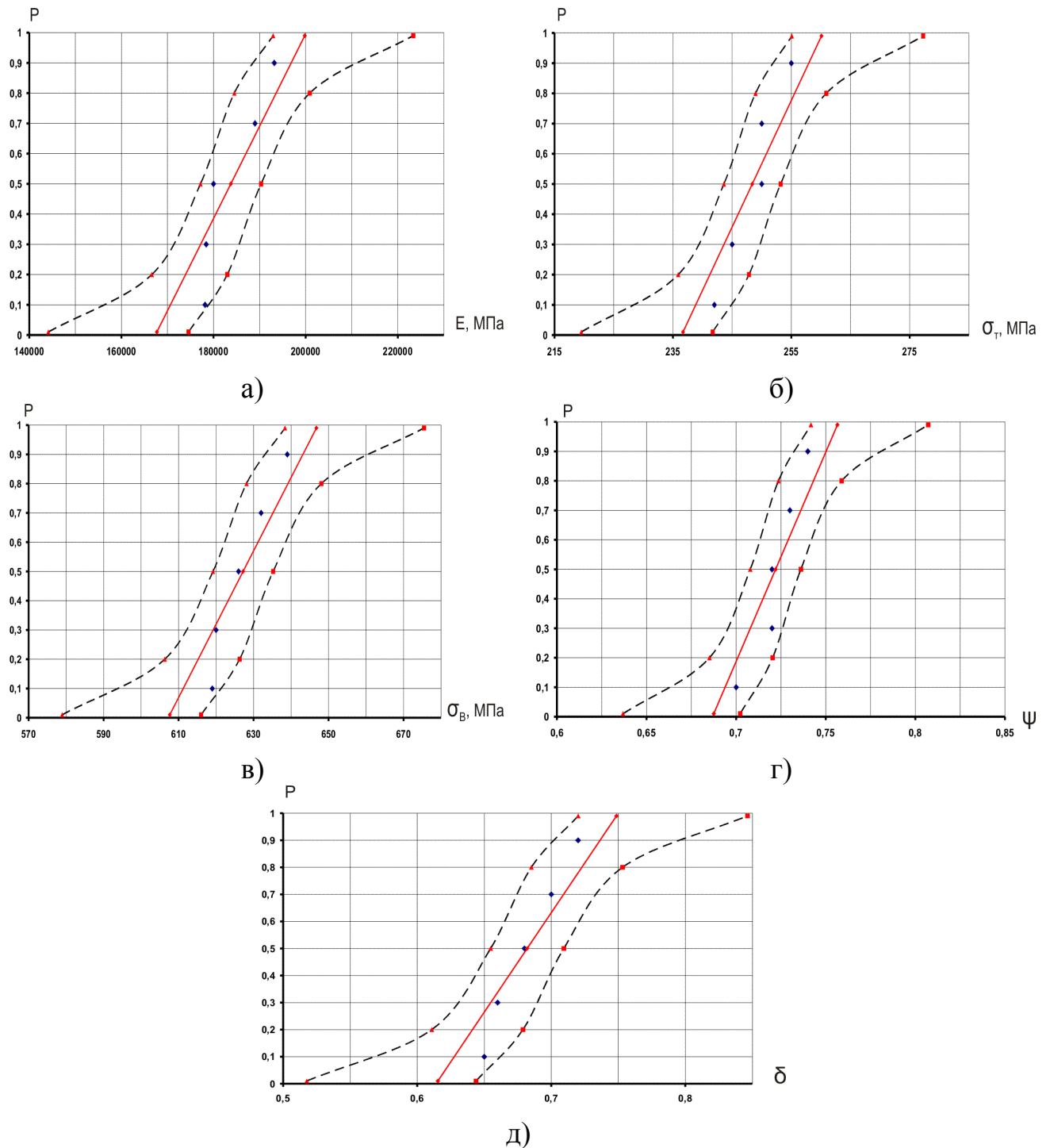


Рис. 2.16. Довірчі області розподілу механічних характеристик матеріалу 12X18H10T для рівня значущості 0,05 (а) для модуля Юнга, б) для границі текучості, в) для границі міцності, г) для відносного залишкового звуження, д) для відносного залишкового видовження

Аналогічно як і для попередніх матеріалів відхилення розподілу механічних характеристик сталі 12X18H10T від нормального закону виявлено не було. Коефіцієнт варіації для отриманих механічних характеристик не перевищив 4%.

Оскільки кількість випробувальних зразків для визначення механічних характеристик матеріалів 07X16H6 та 18X2H4BA становила лише 3 шт довірчої області розподілу для них графічно не будувалися, а лише були визначені середні значення та відповідні коефіцієнти варіації.

Середні значення механічних характеристик металевих матеріалів, які досліджувалися, за результатами статистичної обробки, згідно методик представлених вище, наведені у таблиці 2.1.

Таблиця 2.1

Механічні властивості конструкційних матеріалів

Назва матеріалу	σ_T , МПа	σ_B , МПа	δ , %	ψ , %	E, МПа
15XCHД	349	515	34,6	61,2	183857
18X2H4BA	960	1343	16,6	66,8	176069
12X18H10T	248	627	68,2	72,2	183749
07X16H6	710	951	45	45	174137
Д16Т	398	532	11,1	12,2	70006
BT22	1236	1414	5,1	9,9	110598

Коефіцієнти варіації для знайдених механічних характеристик матеріалів наведені у таблиці 2.2. Середнє квадратичне відхилення середніх величин механічних характеристик не наводиться, оскільки воно може бути легко визначене за допомогою залежності (2.12).

Таблиця 2.2

Коефіцієнти варіації механічних характеристик досліджуваних матеріалів

Назва матеріалу	Коефіцієнти варіації, %				
	σ_T	σ_B	δ	ψ	E
15XCHД	1,0	1,6	3,0	1,5	1,2
18X2H4BA	2,3	1,7	5,2	6,4	1,8
12X18H10T	2,2	1,4	4,0	2,0	4,0
07X16H6	2,1	1,4	10,0	8,7	1,8
Д16Т	1,7	3,7	9,7	7,8	3,4
BT22	2,2	1,4	4,0	4,0	3,8

Висновки до другого розділу

1) Проведено модернізацію випробувального стенду УМЕ-10ТМ за каналом визначення питомого електроопору та програми його керування. Це дозволило перейти на прямі виміри поточного значення електроопору зразка з точністю до $0,1 \mu\Omega$.

2) Розглянуто методики визначення механічних характеристик металевих матеріалів, статистичної обробки експериментальних величин та регресійного аналізу.

3) Відповідно до поставлених задач було проведено експериментальні дослідження по визначенню механічних характеристик конструкційних матеріалів Д16Т, ВТ22, 15ХСНД, 07Х16Н6, 18Х2Н4ВА, 12Х18Н10Т. Проведена статистична обробка отриманих даних, визначені коефіцієнти варіації. Встановлено, що розподіл характеристик міцності та пластичності для всіх матеріалів, що розглядалися відповідає нормальному закону, а їх величини повністю входять в довірчі області з рівнем значущості, що відповідає 0,05.

РОЗДІЛ 3

ВПЛИВ ПОШКОДЖУВАНOSTІ НА РОЗРАХУНОК ЕЛЕМЕНТІВ КОНСТРУКЦІЙ ЗА УМОВ СТАТИЧНОГО НАВАНТАЖЕННЯ

Пружно-пластичне деформування конструкційних матеріалів супроводжується безперервними процесами, які протікають на мікрорівні, характеризуються структурно незворотними змінами мікроструктури матеріалу та є причиною зародження макротріщини. Параметром, за допомогою якого можна описати ці явища є параметр пошкоджуваності, що повинен бути введений у розгляд при вивченні напружено-деформованого стану конструкцій та їх елементів в умовах технологічного та експлуатаційного навантажень.

В даному розділі, з точки зору підходу ефективних напружень Качанова-Работнова, розглянуто вплив пошкоджуваності на діаграму деформування, наведено експериментальні дослідження кінетики накопичення пошкоджень для умов простого розтягу та проведено аналіз отриманих результатів. Виконано чисельний розрахунок конструктивних елементів та отримано поля розподілу пошкоджень в умовах складного напруженого стану, запропоновано модифікований метод оцінки максимальних напружень та деформацій у зоні концентратора, в основі якого лежить підхід Махутова-Нейбера.

3.1 Розрахунок пошкоджуваності для випадку пружно-пластичного деформування

Розглянемо особливості пружно-пластичного деформування тіла під дією зовнішнього осьового статичного навантаження. Вплив пошкоджуваності на поведінку матеріалу у першому наближенні будемо оцінювати за допомогою скалярного параметру. Виходячи зі складності безпосереднього визначення пошкодження з точки зору оцінки ефективної площі перерізу зразка, як параметра, що залежить від кількості мікроефектів, задамося макроскопічною характеристикою матеріалу, за допомогою якої будемо оцінювати ступінь

пошкодження конструкційного матеріалу. На основі аналізу літературних джерел, наведених у розділі 1, пошкоджуваність буде визначатись за допомогою зміни питомого електроопору [89], оскільки цей метод, на відміну від багатьох інших, дає можливість здійснювати безперервну оцінку стану матеріалу по всьому досліджуваному об'єму зразка під час проведення експерименту. Зміна величини питомого електроопору фізично відображає ті процеси виникнення мікропустот, мікротріщин, які реально проходять в матеріалі за умов пружно-пластичного деформування. Це дає можливість отримати криві накопичення пошкоджень у вигляді результатів числових розрахунків поточних даних, а не за допомогою дискретних, періодичних вимірів, як, наприклад, при визначенні пошкоджуваності за допомогою залежності (1.5) або (1.6).

Поточне значення пошкоджуваності при випробуваннях на розтяг буде визначатися згідно наступної формули:

$$D_i = D_{i-1} + \Delta D, \quad (3.1)$$

де D_i – поточне значення пошкодження, D_{i-1} – значення пошкодження, що відповідає попередній точці виміру, яка обумовлена заданим інтервалом зчитування даних програмного комплексу, ΔD – приріст пошкодження за інтервал виміру, яке визначається згідно вибраного методу оцінки параметра пошкодження [89] згідно з виразом :

$$\Delta D = \frac{|\Delta \rho|}{\rho_0}, \quad (3.2)$$

де $\Delta \rho = \rho_i - \rho_{i-1}$ – зміна величини питомого електроопору зразка за заданий інтервал виміру, ρ_0 – початкове значення питомого електроопору зразка, ρ_{i-1} –

величина питомого електроопору на початку інтервалу виміру, $\rho_i = \frac{R_i \cdot F_i}{l_i}$ –

поточне значення питомого електроопору, $\rho_0 = \frac{R_0 \cdot F_0}{l_0}$ – початкове значення

питомого електроопору зразка, яке відповідає величині, що виміряна на

початку експерименту, R_i та R_0 – поточне та початкове значення електроопору зразка, F_i та F_0 – поточне та початкове значення поперечного перерізу зразка, l_i та l_0 – поточне та початкове значення вимірюваної довжини зразка відповідно.

Приклади експериментальних кривих, побудованих згідно залежності (3.1), які характеризують кінетику накопичення пошкоджень у досліджуваних матеріалах наведено на рисунках 3.1-3.4.

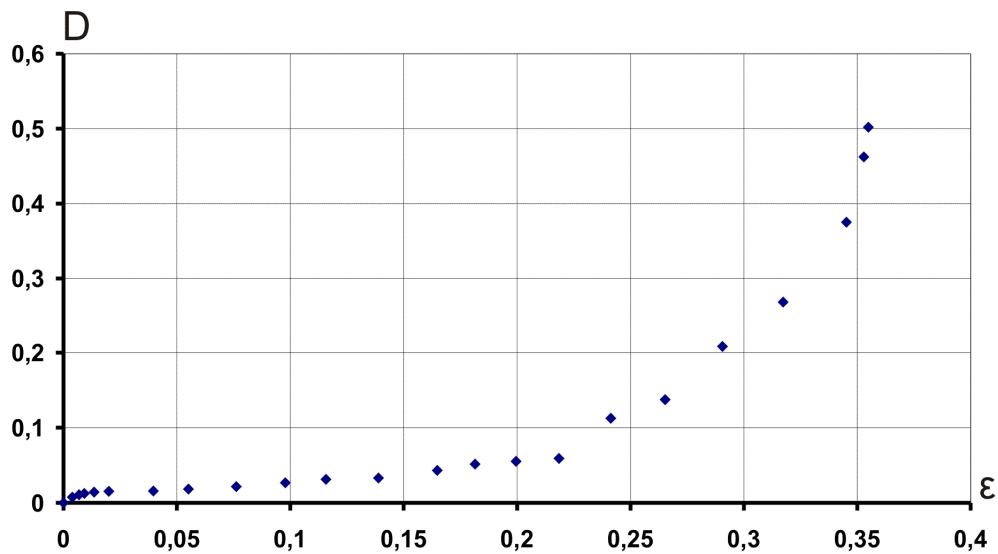


Рис. 3.1. Кінетика накопичення пошкоджень для сталі 15ХСНД за умов одновісного розтягу

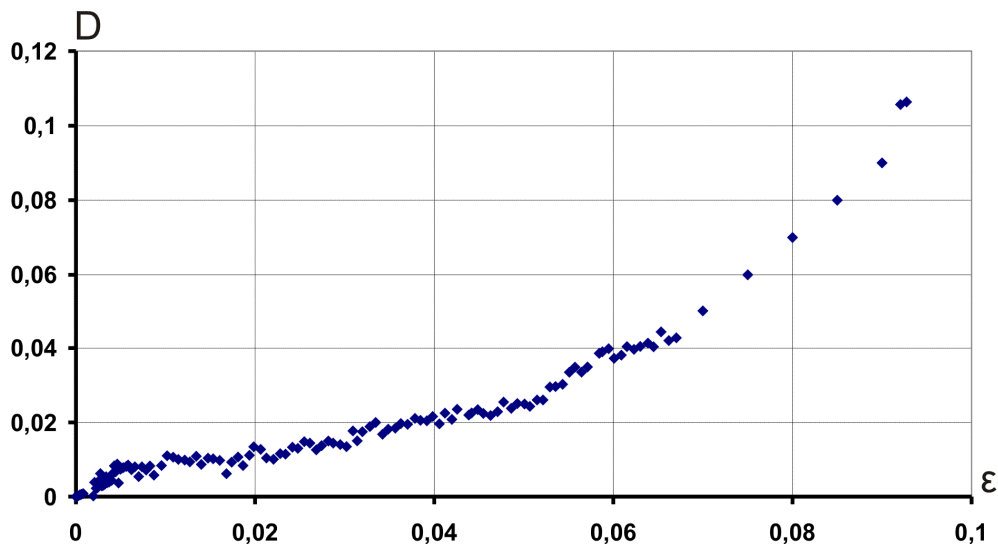


Рис. 3.2. Кінетика накопичення пошкоджень для алюмінієвого сплаву Д16Т за умов одновісного розтягу

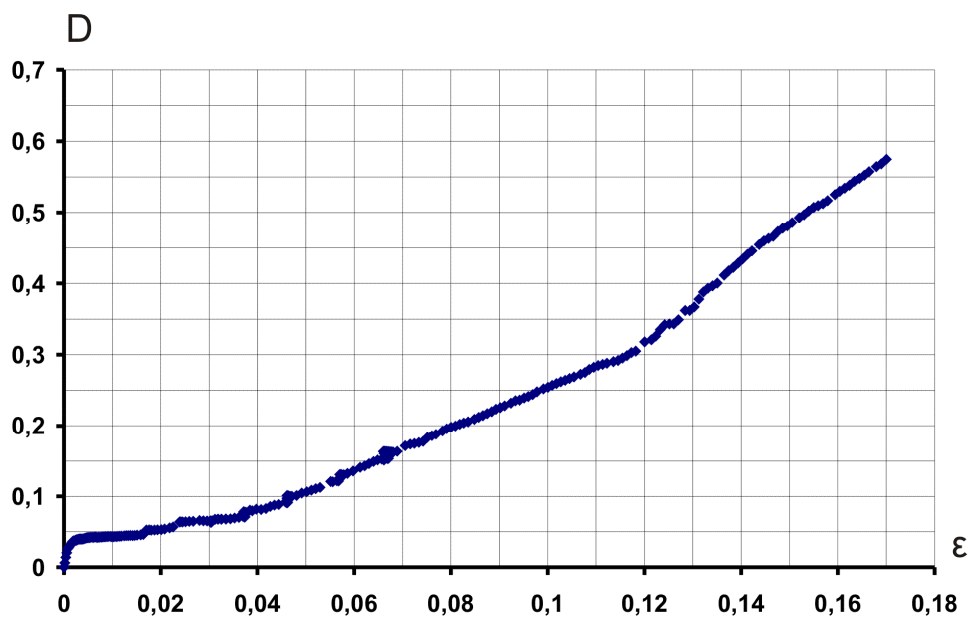


Рис. 3.3. Кінетика накопичення пошкоджень для сталі 18X2H4BA за умов одновісного розтягу

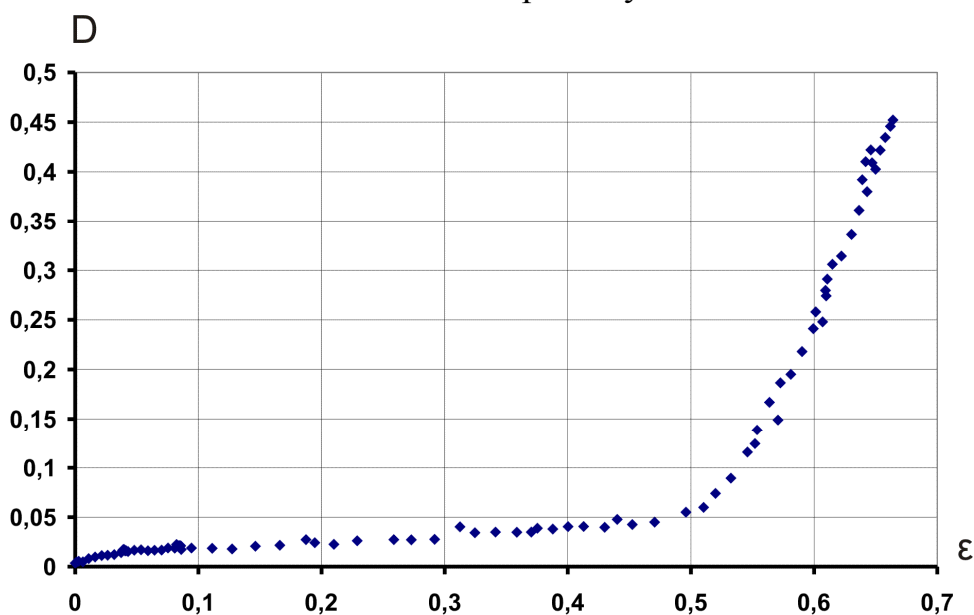


Рис. 3.4. Кінетика накопичення пошкоджень для сталі 12X18H10T за умов одновісного розтягу

Слід звернути увагу, що на представлених експериментальних графіках продемонстровано розвиток процесу накопичення пошкоджень у матеріалі по відношенню до сумарної деформації зразка. Можливість повністю оцінити цей процес відповідно до повної деформації є результатом вдосконалення вимірювального каналу по параметру пошкоджуваності (див. Розділ 2).

Загалом отримані криві накопичення пошкоджень характеризуються нелінійністю по всій своїй довжині, але відповідно до отриманих експериментальних даних повну криву пошкоджуваності можна умовно розділити на три ділянки (рис. 3.5):

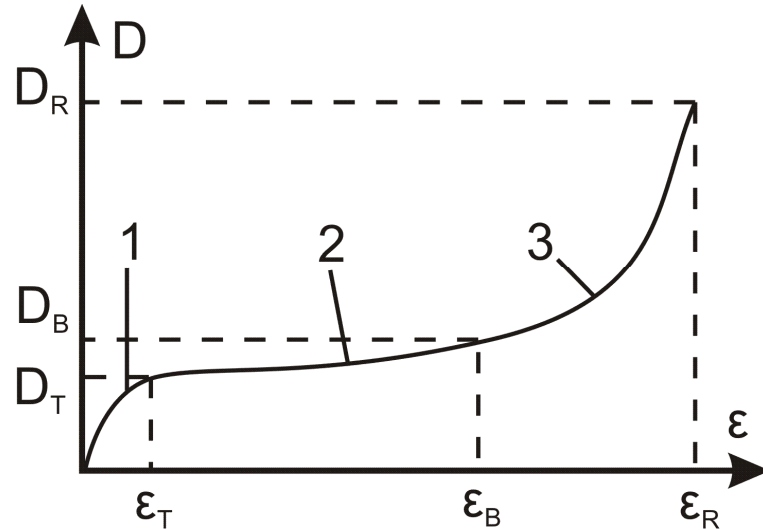


Рис. 3.5. Повна крива пошкоджуваності

На першій ділянці (ділянка, що характеризується діапазоном деформацій від 0 до деякої величини ϵ_T , що вибирається на рівні деформації границі текучості або границі пропорційності) пошкоджуваність характеризується різким зростанням до певної величини за досить невеликий відрізок часу. Деформація зразка на цьому відрізку переважно є пружною. Друга ділянка (займає діапазон деформацій від ϵ_T до ϵ_B – деформації, що відповідає границі міцності матеріалу), яка займає більшу частину повної кривої пошкоджуваності, характеризується деякою нелінійністю, та може, у першому наближенні апроксимуватися лінійною залежністю. Ця зона переважно відповідає пластичному деформуванню зразка до моменту локалізації пластичної деформації у його шийці. Остання, третя зона кривої (діапазон від ϵ_B до деформації, що відповідає моменту руйнування зразка ϵ_R) відповідає дуже швидкому наростанню величини накопиченої пошкоджуваності та співпадає з відрізком деформування зразка за межею міцності. Тобто ця зона

безпосередньо описує процеси, які виникають у зразку перед його руйнуванням.

На сьогоднішній час для представлення параметра пошкоджуваності у вигляді функції переважно використовуються лише дані отримані на другій ділянці, чого може бути достатньо для вирішення задач статичного навантаження або технологічних задач теорії пластичності. Але для випадку циклічного навантаження перша зона кривої може мати великий вплив з точки зору оцінки величини сумарної пошкоджуваності або визначення енергії деформування за цикл навантаження, особливо для діапазону мало- та багатоциклової втоми. Третя ділянка кривої пошкоджуваності має бути обов'язково врахована при використанні енергетичних підходів, щодо опису процесу руйнування та визначення граничної довговічності елемента конструкції.

Розглянемо більш детально перший відрізок кривої пошкоджуваності стосовно матеріалів, що досліджуються в рамках цієї роботи.

Нижче, на рисунках 3.6 – 3.11 представлено приклади ділянки експериментальної повної кривої пошкоджуваності, що відповідає частині діаграми деформування, яка обмежена умовною границею пропорційності.

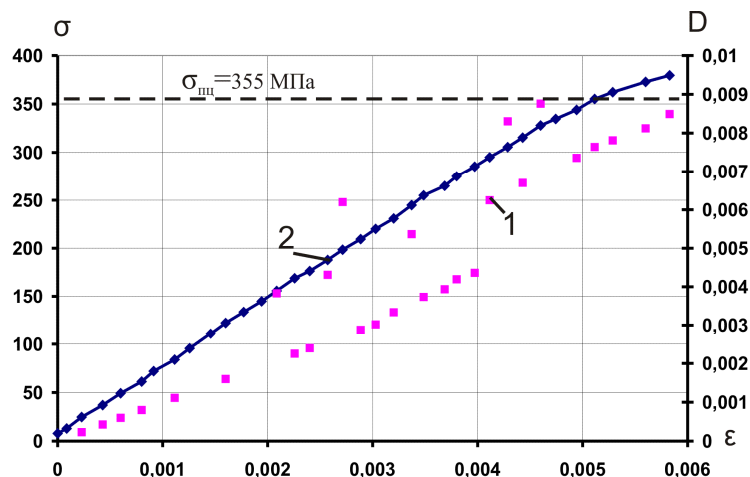


Рис. 3.6. Початкова ділянка кривої пошкоджуваності для сплаву Д16Т,

1 – пошкоджуваність, 2 – крива деформування

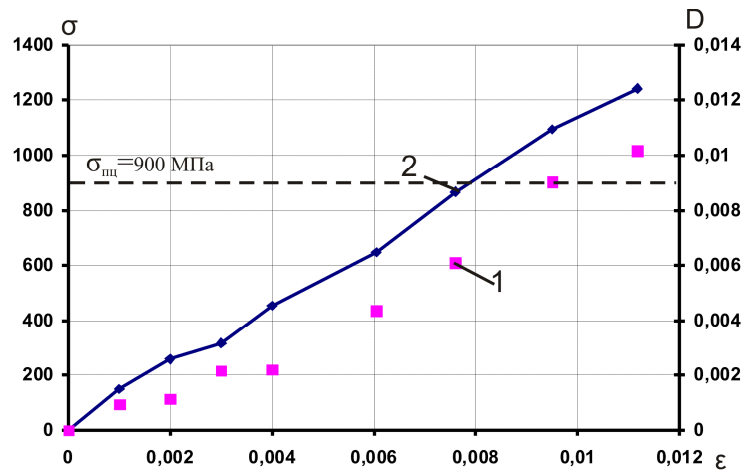


Рис. 3.7. Початкова ділянка кривої пошкоджуваності для сплаву ВТ22,
1 – пошкоджуваність, 2 – крива деформування

З рисунків 3.6 та 3.7 видно, що особливістю процесу накопичення пошкоджень для сплавів Д16Т та ВТ 22, які є крихкими матеріалами, на початковій ділянці діаграми деформування є майже рівномірне зростання величини пошкоджуваності, при цьому швидкість її накопичення залишається майже незмінною по всій довжині представленого діапазону деформацій.

На відміну від попередніх прикладів процес накопичення пошкоджень на початковій ділянці діаграми деформування, представлений на рисунках 3.8 – 3.11 характеризується змінною швидкістю та нелінійністю протягом всього часу деформування. Слід також відмітити, що матеріали представлені на цих рисунках є пластичними.

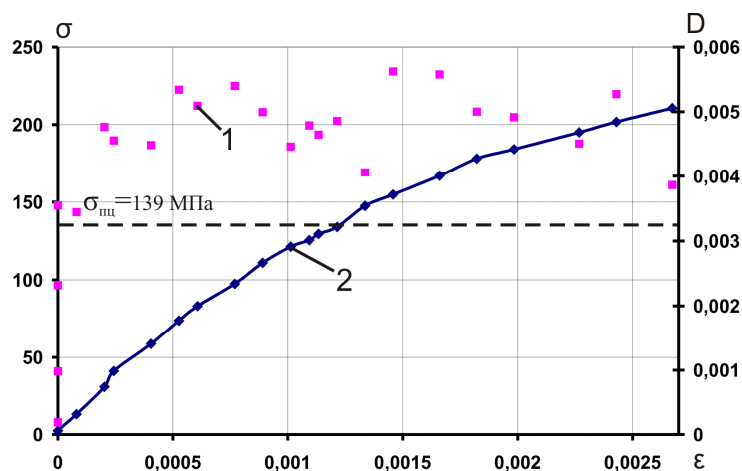


Рис. 3.8. Початкова ділянка кривої пошкоджуваності для сталі 12Х18Н10Т,
1 – пошкоджуваність, 2 – крива деформування

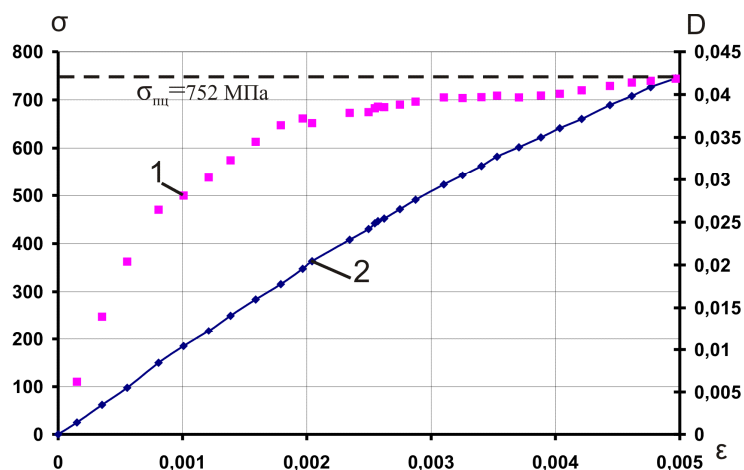


Рис. 3.9. Початкова ділянка кривої пошкоджуваності для сталі 18X2H4BA,
1 – пошкоджуваність, 2 – крива деформування

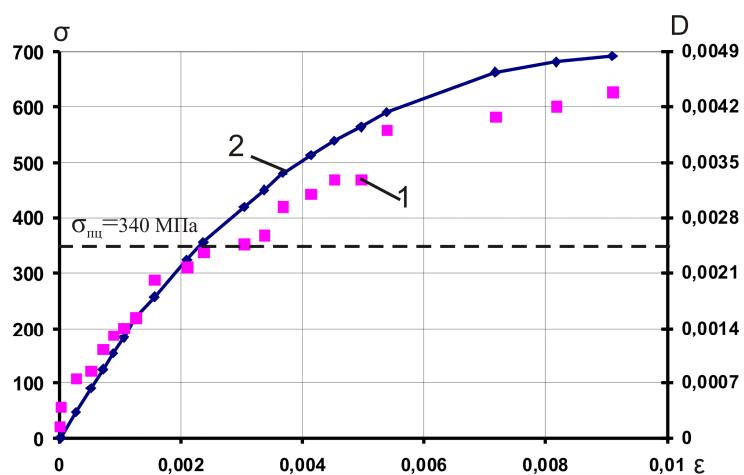


Рис. 3.10. Початкова ділянка кривої пошкоджуваності для сталі 07X16H6,
1 – пошкоджуваність, 2 – крива деформування

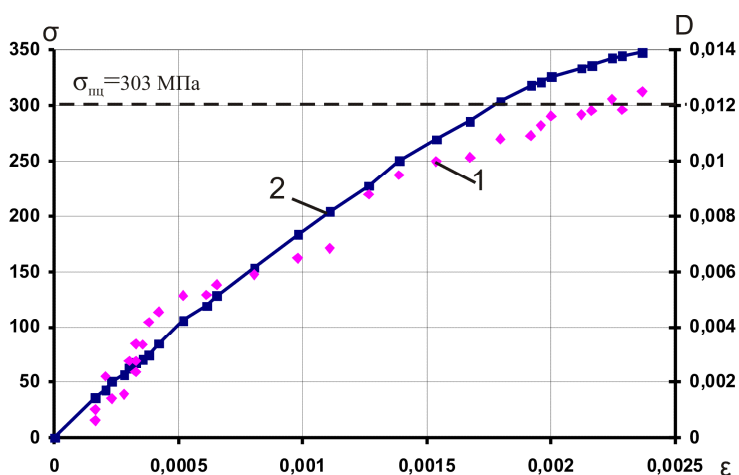


Рис. 3.11. Початкова ділянка кривої пошкоджуваності для сталі 15XCHД,
1 – пошкоджуваність, 2 – крива деформування

Таким чином можна зробити висновок, що явище накопичення пошкоджень на початковій стадії деформування зразка носить складний характер. В загальному випадку, він може бути представлений за допомогою деякої нелінійної функції (пластичні матеріали), яка залежить від величини деформації, але для деяких випадків (якщо матеріал можна вважати крихким), як це видно з рис. 3.6 – 3.7 може бути задовільною лінійна апроксимація.

На основі представлених результатів можна стверджувати, що розсіяні пошкодження виникають і розвиваються в матеріалі вже на стадії його пружого деформування та впливають не тільки на границю міцності, дійсний опір розриву, а і на інші механічні характеристики, зокрема на границю текучості та пропорційності. Виходячи з цього можна зробити припущення про наявність у матеріалі деяких локальних мікропластичних деформацій, що виникають і діють у тілі навіть при навантаженнях, що не перевищують границю пропорційності. Підтвердженням цього припущення можуть слугувати чисельні експериментальні дослідження та їх результати наведені у роботі [153] та представлені у таблиці 3.1.

Таблиця 3.1

Мікропластичні деформації конструкційних матеріалів на рівні границі
витривалості

№ п/п	Матеріал	σ_{-1} (МПа)	$(\epsilon)_{\sigma-1} \times 10^{-5}$ (мм/мм)	№ п/п	Матеріал	σ_{-1} (МПа)	$(\epsilon)_{\sigma-1} \times 10^{-5}$ (мм/мм)
1	Сталь 25	167	1,5	14	Сталь 30X10Г10	320	11,6
2	Сталь 30	340	0,83	15	Сталь 0X14АГ12М	310	14,3
3	Сталь 45 (I)	230	6,7	16	Сталь ЭИ612	300	0,45
4	Сталь 20X	157	1,3	17	Сплав ЭИ826	260	0,03
5	Сталь 40X (II)	300	3,3	18	Мідь	100	0,43
6	Сталь 1X13 (I)	283	0,23	19	Латунь Л62	150	0,78
7	Сталь 1X13 (I) (773 К)	140	2,3	20	Бронза БраЖ9	260	0,59
8	Сталь 1X13 (II)	270	2,0	21	Сплав Д16Т (II)	120	2,4
9	Сталь 12ХН3	270	0,38	22	Сплав Д20	60	2,5
10	Сталь ЭИ726	147	1,1	23	Сплав Д20 (77К)	80	1,2
11	Сталь 1X17Н2Ш	390	1,6	24	Чугун СЧ21-40	100	2,8
12	Сталь 15Г2АФ Дпс	260	14,0	25	Алюміній	16	3,0
13	Сталь 1X18Н10Т	190	16,8	26	Мідь	80	3,4

Згідно експериментально встановленому загальному характеру кривої накопичення пошкоджень у матеріалі при його пружно-пластичному деформуванні визначимося з аналітичною формою залежності, за допомогою якої вона може бути описана.

Для цього розглянемо модель, що базується на загальному термодинамічному підході, щодо опису внутрішніх незворотних процесів, що виникають у тілі та використовується у діапазоні напружень від σ_T до σ_B [90]:

$$\frac{dD}{dt} = \left[\frac{\sigma_i^2}{2E \cdot T_1} \left(\frac{2}{3}(1+\mu) \left(\chi + (1-\chi) \cdot \frac{\sigma_1}{\sigma_i} \right)^2 + 3(1-2\mu) \cdot K_\sigma^2 \right) \right]^{T_2} \cdot \frac{d\varepsilon_i^{(p)}}{dt}, \quad (3.3)$$

де T_1 , T_2 – параметри матеріалу, μ – коефіцієнт Пуассона, $K_\sigma = \frac{\sigma_0}{\sigma_i}$ – параметр, що характеризує жорсткість навантаження, σ_0 – середнє напруження. Згідно цієї моделі у якості еквівалентного напруження, що характеризує граничну поверхню пластичності, було вибрано напруження згідно критерію Писаренка-Лебедєва, який враховує руйнування відривом та руйнування зрізом [90]:

$$\sigma_{екв} = \chi \sigma_i + (1-\chi) \cdot \sigma_1, \quad (3.4)$$

де σ_i – інтенсивність напружень, σ_1 – перше головне напруження, χ – параметр Писаренка-Лебедєва, що характеризується величиною відношення механічної характеристики для розтягу $\sigma_T^{(+)}$ до відповідної механічної характеристики при стиску $\sigma_T^{(-)}$. Для нашого випадку $\chi = \frac{\sigma_T^{(-)}}{\sigma_T^{(+)}}$.

Відповідно до виразу (3.3) функцію, що враховує вид напруженого стану з урахуванням граничної поверхні у вигляді (3.4) можна представити у вигляді [90]:

$$R_\sigma = \frac{2}{3}(1+\mu) \left(\chi + (1-\chi) \cdot \frac{\sigma_1}{\sigma_i} \right)^2 + 3(1-2\mu) \cdot K_\sigma^2. \quad (3.5)$$

В залежності від виду навантаження вираз (3.5) може приймати наступні значення [90]:

- для випадку простого розтягу $R_\sigma = 1$;
- для випадку простого стиску $R_\sigma = \frac{2}{3}\chi^2(1+\mu) + \frac{1}{3}(1-2\mu)$;
- для випадку простого кручення $R_\sigma = \frac{2}{9}(1+\mu)(1+\sqrt{3}\chi-\chi)^2$

Рівняння (3.3) повинно бути проінтегроване для кожного окремого випадку в залежності від виду навантаження, що розглядається. Параметри матеріалу T_1 , T_2 можуть бути знайдені з простого експерименту на розтяг, для якого вираз (3.3) може бути представлений у вигляді функції від пластичної деформації. Для цього, рівняння кривої деформування у пластичній зоні має бути записане згідно закону Рамберга-Осгуда у вигляді [44, 90]

$$\sigma_i = b(\varepsilon_i^{(p)})^m, \quad (3.6)$$

де b , m – параметри апроксимації діаграми деформування. Тоді вираз (3.3) для випадку розтягу набуває вигляду [90]:

$$D = \left[\frac{b^2}{2E \cdot T_1} \right]^{T_2} \cdot \frac{1}{T_3} \left((\varepsilon^{(p)})^{T_3} - (\varepsilon_D^{(p)})^{T_3} \right), \quad (3.7)$$

де $\varepsilon^{(p)}$ – поточне значення пластичної деформації, $\varepsilon_D^{(p)}$ – граничне значення пластичної деформації, що вибирається, як правило, на рівні границі текучості, $T_3 = 2m \cdot T_2 + 1$. Як видно в цьому випадку параметр пошкоджуваності виступає функцією пластичної складової деформації.

Слід відмітити, що представлена модель не враховує наявності пошкоджуваності на рівні $\varepsilon_D^{(p)}$. Тобто, вважається, що при $\varepsilon < \varepsilon_D^{(p)}$ величина пошкоджуваності в конструкційному матеріалі дорівнює нулю. Отже, вона визначає кінетику накопичення пошкоджень на другій ділянці повної кривої пошкоджуваності.

Врахувати величину пошкоджуваності на початковій ділянці кривої деформування можна записавши сумарну величину пошкоджуваності у вигляді:

$$D_\Sigma = D_T + D, \quad (3.8)$$

де D_T – відповідає величині пошкодження на рівні $\varepsilon_T^{(p)}$, а D визначається згідно виразу (3.3).

Для визначення параметрів матеріалу T_2 , T_3 в даному випадку необхідно з експерименту на розтяг отримати параметри діаграми деформування (коефіцієнт зміцнення та константу b), величину параметра пошкоджуваності на рівні границі текучості D_T та величини параметру пошкоджуваності D_1 та D_2 що відповідають двом різним довільно вибраним рівням пластичної деформації $\varepsilon_1^{(p)}$ та $\varepsilon_2^{(p)}$, після чого розв'язати систему рівнянь:

$$\begin{cases} D_1 = D_T + \left[\frac{b^2}{2E \cdot T_1} \right]^{T_2} \cdot \frac{1}{T_3} \left((\varepsilon_1^{(p)})^{T_3} - (\varepsilon_T^{(p)})^{T_3} \right) \\ D_2 = D_T + \left[\frac{b^2}{2E \cdot T_1} \right]^{T_2} \cdot \frac{1}{T_3} \left((\varepsilon_2^{(p)})^{T_3} - (\varepsilon_T^{(p)})^{T_3} \right) \end{cases} \quad (3.9)$$

Якщо прийняти до уваги той факт, що пошкоджуваність на другій ділянці повної кривої пошкоджуваності визначається функцією яка залежить лише від рівня пластичної деформації у матеріалі, то більш правильним буде вибрати у якості величини граничного початкового пошкодження D_T експериментальне значення пошкоджуваності, що відповідає рівню границі пропорційності. Тоді залежність (3.7) може бути спрощена наступним чином:

$$D = \left[\frac{b^2}{2E \cdot T_1} \right]^{T_2} \cdot \frac{(\varepsilon^{(p)})^{T_3}}{T_3}. \quad (3.10)$$

Відповідно загальне рівняння (3.8) можна буде переписати у вигляді:

$$D_\Sigma = D_{mц} + \left[\frac{b^2}{2E \cdot T_1} \right]^{T_2} \cdot \frac{(\varepsilon^{(p)})^{T_3}}{T_3}, \quad (3.11)$$

де $D_{mц}$ – величина пошкоджуваності на рівні границі пропорційності. Очевидно, що у цьому випадку, зміниться і система рівнянь по визначенню параметрів матеріалу у вигляді (3.9) шляхом заміни у ній параметра $\varepsilon_T^{(p)}$ на нуль.

Експериментально отримані середні значення параметра пошкоджуваності на рівні границі текучості D_T , границі міцності D_B та його критичне значення, що відповідає руйнуванню зразка, визначені за допомогою методу оцінки зміни питомого електроопору, наведені у таблиці 3.2

Таблиця 3.2

Параметр пошкоджуваності на рівні границі текучості, границі міцності та дійсного опору розриву

Матеріал	D_T	D_B	D_R
Д16Т	0,0075	0,04	0,12
18Х2Н4ВА	0,043	0,08	0,575
15ХСНД	0,012	0,051	0,5
12Х18Н10Т	0,0059	0,045	0,52
ВТ22	0,011	0,048	0,065
07Х16Н6	0,004	0,19	0,295

Як видно з таблиці 3.2, величина пошкоджуваності на рівні границі текучості для більшості матеріалів, що розглядались в роботі, а саме для Д16Т, ВТ22, 15ХСНД, 12Х18Н10Т становить 14-24% від її величини що відповідає напруженню границі міцності. Для сталі 07Х16Н6 вона складає 2%, а для сталі 18Х2Н4ВА – 54%. Тобто, виходячи з результатів, наведених у таблиці 3.3 можна зробити висновок, що застосування залежностей (3.7) та (3.10) у діапазоні напружень від границі текучості (пропорційності) до границі міцності у яких, порівняно з (3.3) враховано параметр D_T призводить до уточнення результатів розрахунку параметра пошкоджуваності для більшості конструкційних матеріалів, розглянутих в даній роботі.

За результатами проведених експериментів по оцінці зміни величини питомого електроопору були визначені параметри моделі (3.11), що наведені у таблиці 3.3

Таблиця 3.3

Параметри феноменологічної моделі накопичення пошкоджень

Матеріал	T_1	T_2
Д16Т	2,0	4,0
18Х2Н4ВА	4,8	3,8
15ХСНД	2,1	1,6
12Х18Н10Т	27,0	1,1
ВТ22	10,6	13,5
07Х16Н6	5,0	2,2

Для параметра T_2 була експериментально встановлена його залежність від відносного поздовжнього видовження, що наведена на рис.3.12.

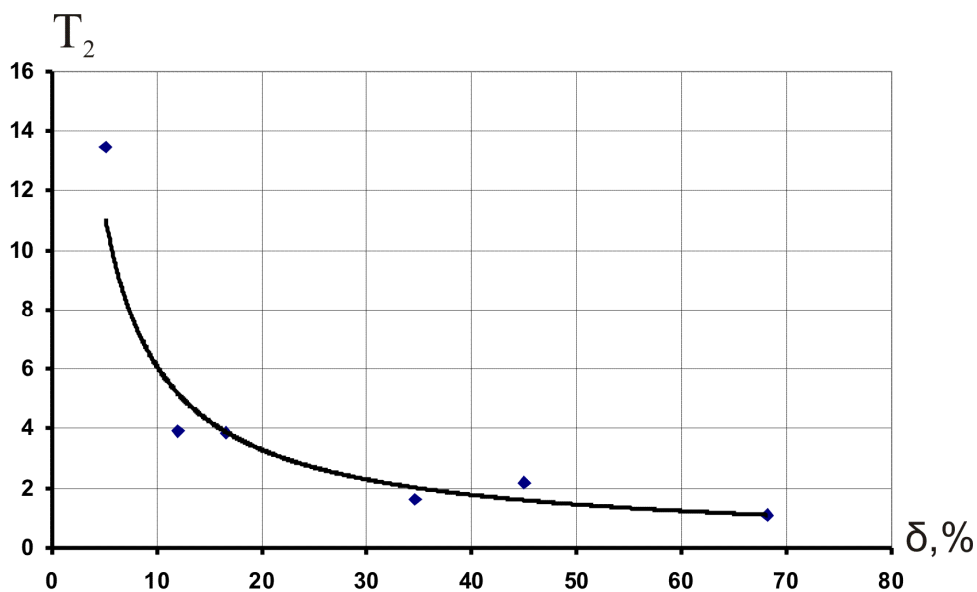


Рис. 3.12. Залежність параметру T_2 від δ

Отримана за допомогою регресійного аналізу функція, що може використовуватись для визначення коефіцієнта T_2 має наступний вигляд:

$$T_2 = t_1 \cdot \delta^{t_2}, \quad (3.12)$$

де t_1 та t_2 – константи, що були розраховані методом найменших квадратів.

Вони є рівними $t_1 = 47$, $t_2 = -0.9$.

Отже, для використання аналітичної моделі накопичення пошкоджень у вигляді (3.11) необхідно визначити одну константу T_1 та параметри степеневі апроксимації діаграми деформування у вигляді (3.6).

Визначення параметра пошкоджуваності за допомогою безпосереднього проведення експерименту, або з використанням залежності (3.3), дає можливість застосувати підхід ефективних напружень [25, 30, 60, 61]. Згідно цього підходу приймається гіпотеза про інваріантність деформацій, які виникають у пошкоджені та непошкоджені тілі та розглядається лише різниця напружень, яка визначається як характеристика пошкодженого стану. Ефективні напруження, що враховують вплив пошкоджуваності, розраховуються за формулою [25, 30, 60, 61]:

$$\sigma_{ef} = \frac{\sigma_\delta}{1 - D(\varepsilon)}, \quad (3.13)$$

де σ_δ – величина дійсного напруження, $D(\varepsilon)$ – пошкоджуваність на рівні напруження σ_δ , яка у загальному випадку є функцією деформації.

Розглянемо апроксимацію діаграми деформування у найбільш простому вигляді, що містить лише один параметр зміцнення:

$$\bar{\sigma} = \begin{cases} \bar{\varepsilon}^{\bar{m}} & \text{для } \sigma > \sigma_T \\ \bar{\varepsilon} & \text{для } \sigma < \sigma_T \end{cases}, \quad (3.14)$$

де $\bar{\sigma} = \frac{\sigma}{\sigma_T}$, $\bar{\varepsilon} = \frac{\varepsilon}{\varepsilon_T}$, а σ_T та ε_T – величини напружень та деформацій, які

вибираються на рівні границі текучості або границі пропорційності матеріалу [4]. На рисунках 3.13-3.18 наведено порівняння експериментальних діаграм деформування побудованих на основі умовних, дійсних та ефективних напружень за допомогою апроксимації у вигляді (3.14). У якості граничних параметрів σ_T та ε_T для матеріалів Д16Т, 18Х2Н4ВА, 15ХСНД, 12Х18Н10Т були вибрані напруження та деформація, що відповідають границі пропорційності, а для матеріалів ВТ22 та 07Х16Н6 – границі текучості матеріалу.

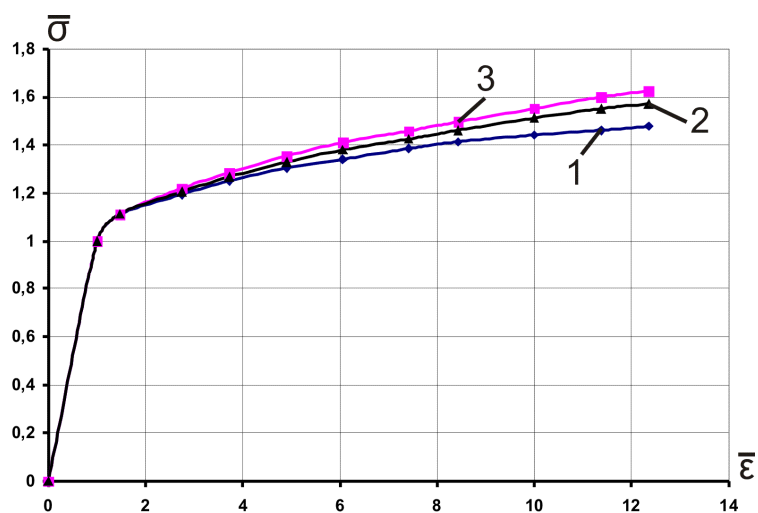


Рис. 3.13. Діаграми деформування сплаву Д16Т (1 – умовна, 2 – дійсна, 3 – ефективна)

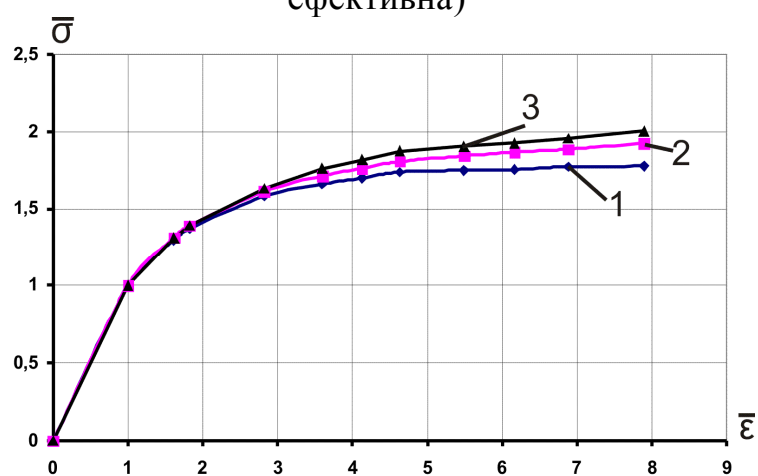


Рис. 3.14. Діаграми деформування сталі 18Х2Н4ВА (1 – умовна, 2 – дійсна, 3 – ефективна)

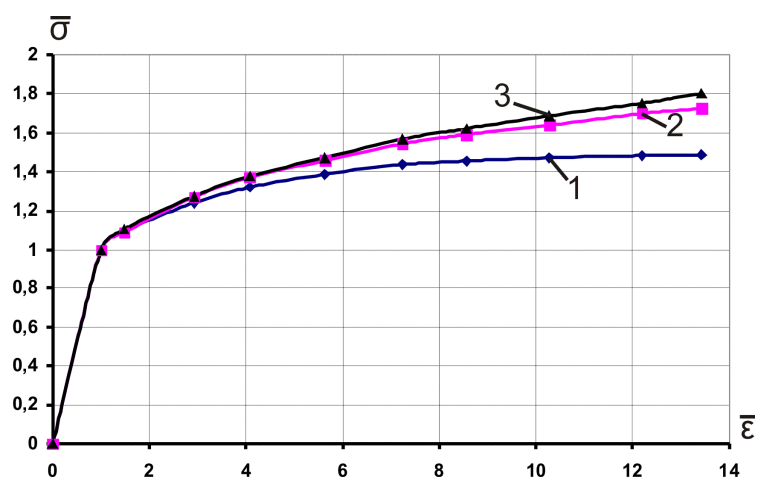


Рис. 3.15. Діаграми деформування сталі 15ХСНД (1 – умовна, 2 – дійсна, 3 – ефективна)

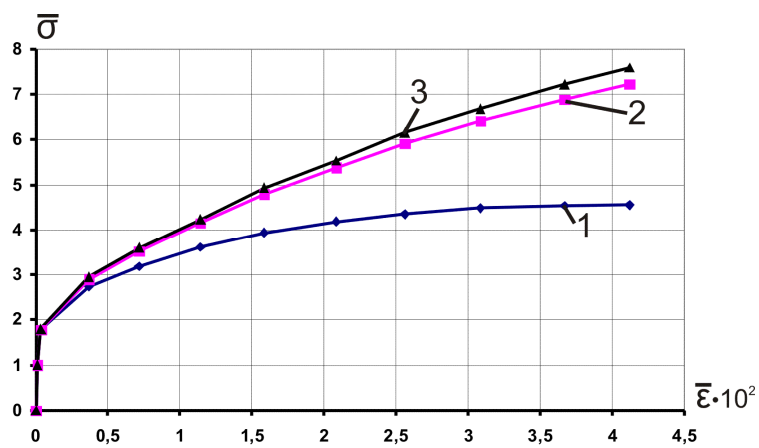


Рис. 3.16. Діаграми деформування сталі 12X18H10T (1 – умовна, 2 – дійсна, 3 – ефективна)

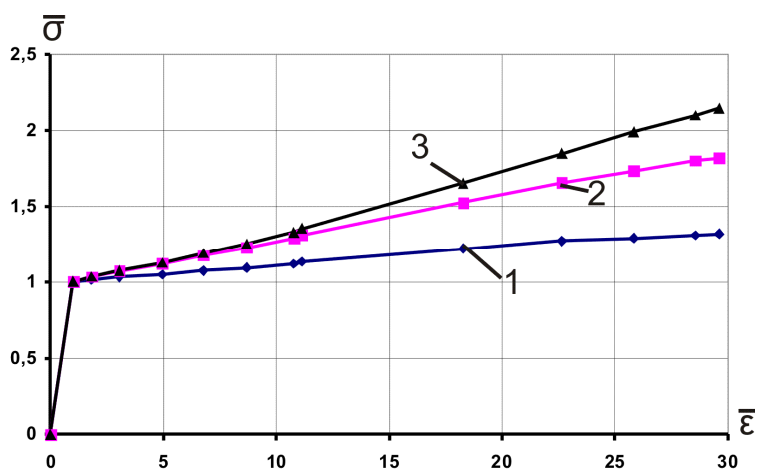


Рис. 3.17. Діаграми деформування сталі 07X16H6 (1 – умовна, 2 – дійсна, 3 – ефективна)

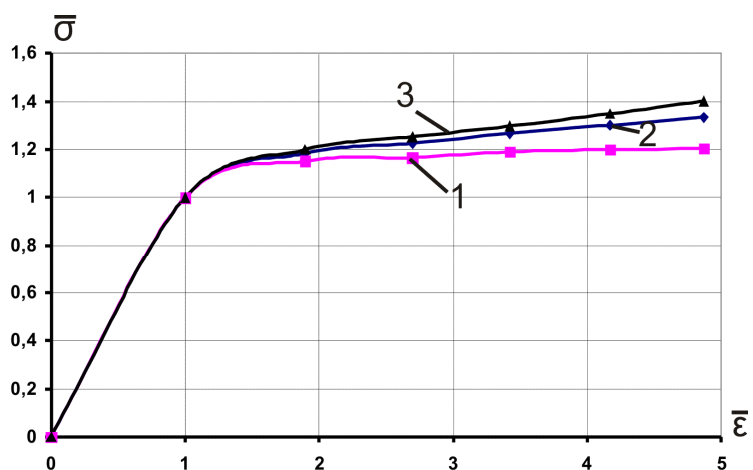


Рис. 3.18. Діаграми деформування сплаву BT22 (1 – умовна, 2 – дійсна, 3 – ефективна)

При побудові умовних діаграм деформування розглянутих у роботі матеріалів напруження визначалися без врахування зміни площі поперечного перерізу зразка відповідно до формули:

$$\sigma_y = \frac{P}{F_0}, \quad (3.15)$$

де P – осьове навантаження, F_0 – початкове значення площі поперечного перерізу зразка.

Дійсні діаграми деформування визначалися з прийняттям до уваги зміни площі поперечного перерізу зразка. Напруження в цьому випадку були отримані згідно виразу:

$$\sigma_\partial = \frac{P}{F_\partial}, \quad (3.16)$$

де F_∂ – поточне значення поперечної площі перерізу зразка.

З рисунків 3.13-3.18 видно, що врахування параметра пошкоджуваності дозволяє уточнити діаграму деформування матеріалу, причому зі зростанням величини деформації вплив цього параметра на величини напружень зростає. Також, наведені рисунки наглядно демонструють той факт, що використання у розрахунках на міцність умовної діаграми деформування призводить, в кінцевому результаті, до значних похибок, причому не в запас міцності. Використання ефективної діаграми деформування дозволить обґрунтовано (на базі підходу ефективних напружень Качанова-Работнова [25, 60, 61] та континуальної механіки пошкоджуваності [30]) збільшити допустимі навантаження при проектних розрахунках елементів конструкцій.

Розглянемо більш детально вплив параметра пошкоджуваності на границю текучості та границю міцності матеріалів, які були досліджені в цій роботі. Величини цих напружень, отримані для умовної, дійсної та ефективної діаграм деформування наведені у таблиці 3.4.

Порівняння механічних характеристик матеріалів

Матеріал	Границя текучості			Границя міцності		
	умовна	дійсна	ефективна	умовна	дійсна	ефективна
Д16Т	398	399	402	532	558	582
18Х2Н4ВА	960	1014	1056	1343	1516	1649
15ХСНД	349	352	359	515	600	633
12Х18Н10Т	248	249	252	627	1061	1171
ВТ22	1236	1253	1264	1414	1590	1672
07Х16Н6	710	736	740	951	1298	1534

Згідно проведеного аналізу можна відмітити наступне: вплив пошкоджуваності на величину границі текучості проявляється не дуже суттєво, що можна побачити з різниці між величинами границь текучості для умовного, дійсного та ефективного розрахунків. Відповідно до отриманих значень різниця між ефективним напруженням та умовним може досягати 10% від умовної величини. Зростання впливу пошкоджуваності на характеристики міцності відбувається по мірі накопичення пластичної деформації та відображається у відповідній зміні значень границі міцності. Так, для крихких матеріалів, до яких можна віднести сплав Д16Т та титановий сплав ВТ 22 різниця між ефективним значенням границі міцності та її умовною величиною складає 11% та 18% відповідно. Якщо розглядати пластичні матеріали, то тут вплив буде суттєвішим і може становити більше 20%.

Відповідно до проведених експериментальних досліджень була отримана залежність параметра пошкоджуваності на рівні границі текучості від параметру $\frac{\psi_R}{\delta}$, що характеризується пластичними властивостями конструкційних матеріалів. Ця залежність приведена на рис. 3.19.

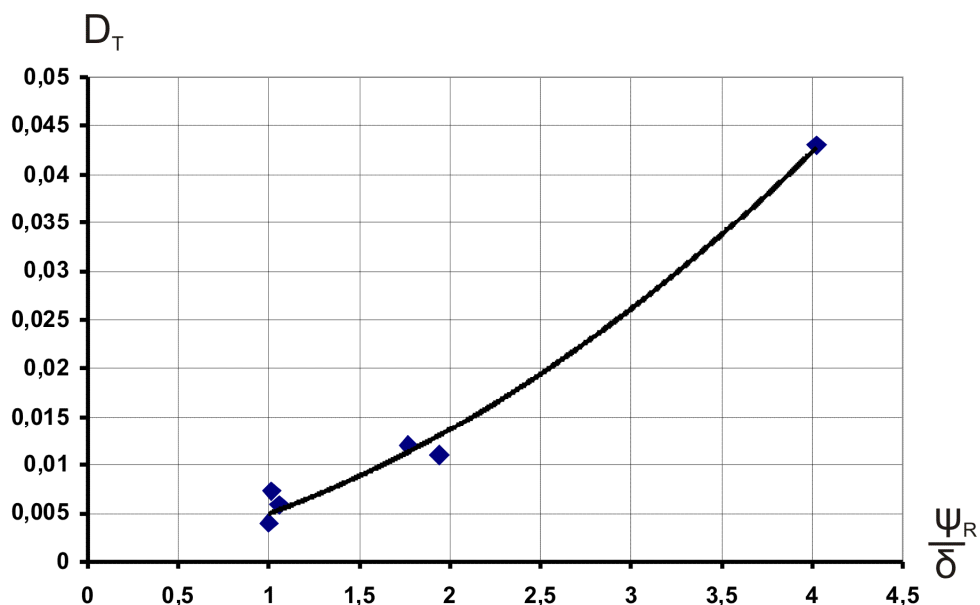


Рис. 3.19. Залежність параметру пошкоджуваності на рівні границі текучості від параметра ψ_R / δ

З рис. 3.19 видно, що отримані експериментальні дані можуть бути задовільно апроксимовані наступною залежністю, що була побудована з врахуванням граничної умови $D_T = 0$ при $\frac{\psi_R}{\delta} = 0$:

$$D_T = K_1 \cdot \left(\frac{\psi_R}{\delta} \right)^2 + K_2 \cdot \frac{\psi_R}{\delta}, \quad (3.17)$$

де ψ_R – відносне поперечне звуження, що відповідає моменту руйнування зразка, δ – відносне залишкове видовження, K_1 та K_2 – деякі константи. За результатами проведеного регресійного аналізу для отриманих експериментальних даних були визначені їх величини, що рівні $K_1 = 19 \cdot 10^{-4}$, $K_2 = 31 \cdot 10^{-4}$. Таким чином залежність (3.17) може бути використана для наближеного визначення величини пошкоджуваності на рівні границі текучості матеріалу.

Проведені експерименти показали, що величина пошкоджуваності на рівні границі пропорційності, для розглянутих матеріалів, становить біля 80-90% від величини пошкоджуваності на рівні границі текучості. Отже, у

першому наближенні, для запису рівняння накопичення пошкоджень у вигляді (3.11) величину D_{nc} можна прийняти рівною D_T або $0.9 \cdot D_T$.

Третя ділянка повної кривої пошкоджуваності пов'язана з процесом виникнення та росту шийки, що супроводжується виникненням локального складного напруженого стану. В цьому випадку параметр що враховує вид напруженого стану R_σ є відмінним від одиниці та застосування рівняння у вигляді (3.7), (3.10) або (3.11) є некоректним за виключенням випадків, коли шийка не виникає, що є характерним явищем лише для крихких матеріалів. Отже, рівняння (3.3) потребує безпосереднього інтегрування з урахуванням зміни R_σ для кожного конкретного випадку, що викликає деякі труднощі.

Розглянемо більш детально третю ділянку кривої накопичення пошкоджень на прикладі пластичних матеріалів, що були розглянуті у роботі, та для яких $\varepsilon_R \gg \varepsilon_B$. Побудуємо її у координатах $(D - D_B) - (\varepsilon - \varepsilon_B)$, де D – поточне значення величини пошкоджуваності, ε – поточне значення величини деформації, D_B – величина пошкоджуваності на рівні границі міцності, ε_B – величина деформації на рівні границі міцності (рис. 3.20).

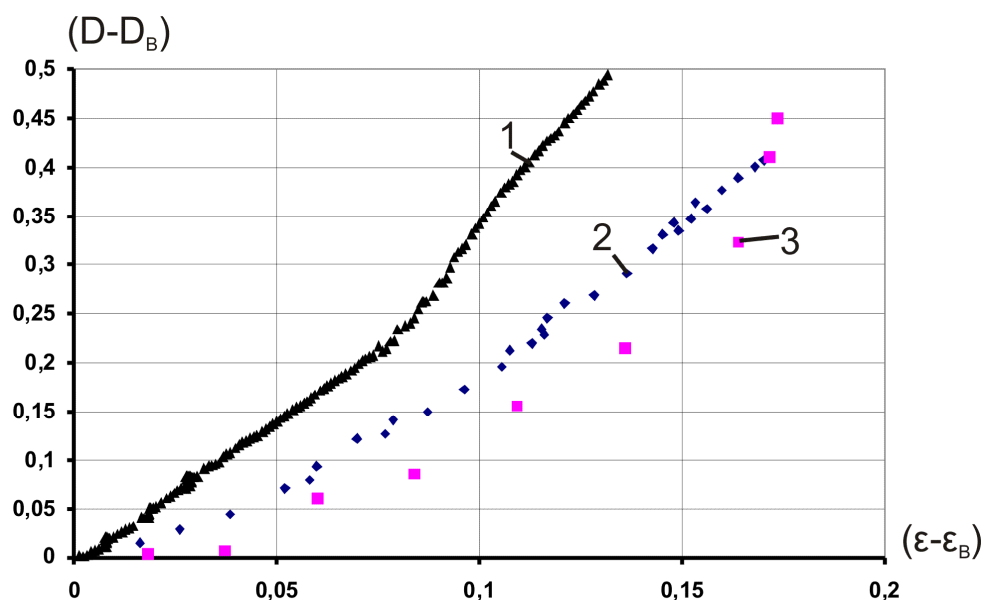


Рис. 3.20. Третя ділянка повної кривої пошкоджуваності для матеріалів: 1 – 18Х2Н4ВА, 2 – 12Х18Н10Т, 3 – 15ХСНД

Як видно з рис. 3.20 кінетика накопичення пошкоджень на ділянці за границею міцності має складний нелінійний характер. У першому наближенні,

вона може бути представлена у вигляді лінійної залежності, при цьому отримана похибка розрахункової величини пошкоджуваності буде гарантовано йти у запас міцності. Відповідно до проведених експериментів для пластичних матеріалів, що були розглянуті вище отримана наступна лінійна залежність, за допомогою якої може бути приблизно описана третя ділянка повної кривої пошкоджуваності:

$$(D - D_B) = \frac{c_1 \cdot (\varepsilon - \varepsilon_B)}{\delta^{c_2}}, \quad (3.18)$$

де c_1 та c_2 – параметри, що дорівнюють: $c_1 = 2$, $c_2 = 0.37$. Для опису кінетики накопичення пошкоджень за допомогою залежності (3.18) необхідно визначити лише пошкоджуваність на рівні границі міцності, що є можливим згідно рівняння (3.11).

Досить часто метою аналізу третьої ділянки повної кривої пошкоджуваності є не встановлення аналітичної залежності, що описує кінетику накопичення пошкоджуваності у матеріалі, а безпосереднє визначення величини її критичного значення D_R , що відповідає моменту руйнування зразка. Відповідно до проведених експериментів була отримана наступна залежність критичної величини пошкоджуваності від відносного поперечного звуження матеріалу після руйнування, яка представлена нижче на рис. 3.21.

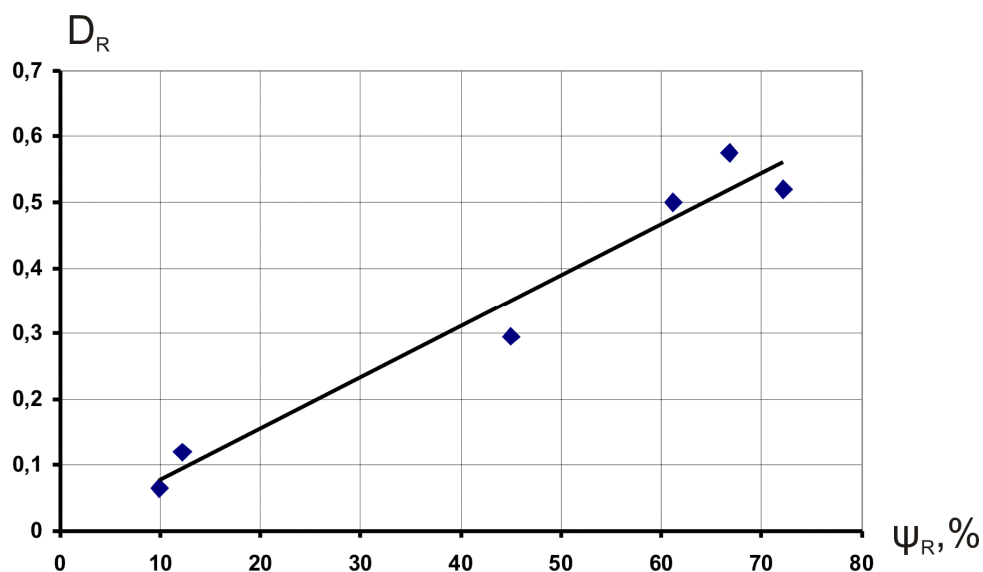


Рис. 3.21. Критичне значення параметру пошкоджуваності

Згідно отриманих результатів та оцінки величин за допомогою регресійного аналізу можна стверджувати, що лінійна апроксимація для визначення залежності критичного параметра пошкоджуваності від величини відносного поперечного звуження буде цілком задовільною. Цю залежність можна представити у наступному вигляді:

$$D_R = K_3 \cdot \psi_R, \quad (3.19)$$

де K_3 – деякий параметр, що за результатами регресійного аналізу був визначений як $K_3 = 8 \cdot 10^{-3}$. Отже, застосування рівнянь (3.8) або (3.11) та (3.18) дає можливість описати повну криву пошкоджуваності та, застосувавши підхід ефективних напружень Качанова-Работнова у вигляді (3.13) побудувати ефективну діаграму деформування.

Розглянемо апроксимацію діаграми деформування у вигляді (3.14). В такому випадку, для пластичної зони степенева апроксимація дійсної та ефективної діаграм буде мати вигляд:

$$\bar{\sigma}_\delta = \bar{\varepsilon}^{\bar{m}_\delta}, \quad (3.20)$$

$$\bar{\sigma}_{ef} = \bar{\varepsilon}^{\bar{m}_{ef}}. \quad (3.21)$$

Виразимо ефективні напруження, що входять до виразу (3.21) за допомогою залежності (3.13). В результаті чого отримаємо:

$$\frac{\sigma_\delta \cdot (1 - D_T)}{(\sigma_\delta)_T \cdot (1 - D)} = \bar{\varepsilon}^{\bar{m}_{ef}}. \quad (3.22)$$

Відношення дійсних напружень у лівій частині виразу (3.22) може бути замінено за допомогою (3.20):

$$\bar{\varepsilon}^{\bar{m}_\delta} \frac{(1 - D_T)}{(1 - D)} = \bar{\varepsilon}^{\bar{m}_{ef}}. \quad (3.23)$$

Прологарифмуємо отриманий вираз:

$$\bar{m}_\delta \lg \bar{\varepsilon} + \lg \frac{1 - D_T}{1 - D} = \bar{m}_{ef} \lg \bar{\varepsilon}. \quad (3.24)$$

Або, в кінцевому випадку:

$$\bar{m}_{ef} = \bar{m}_d + \frac{\lg\left(\frac{1-D_T}{1-D}\right)}{\lg \bar{\varepsilon}} = \bar{m}_d + \log_{\bar{\varepsilon}}\left(\frac{1-D_T}{1-D}\right). \quad (3.25)$$

Таким чином, для розрахунку ефективного коефіцієнта зміцнення необхідно мати дійсну діаграму деформування та величину пошкодження, що відповідає одному довільно вибраному рівню деформації. За умови відсутності даних щодо величини D_T її можна, в першому наближенні, прийняти рівною нулю.

Аналогічний підхід можна застосувати для випадку застосування умовної діаграми. Нехай задана умовна діаграма деформування у вигляді:

$$\bar{\sigma}_y = \bar{\varepsilon}^{\bar{m}_y}. \quad (3.26)$$

Умовне напруження може бути записане через дійсне наступним чином:

$$\bar{\sigma}_y = \bar{\sigma}_o(1 - \psi(\bar{\varepsilon})), \quad (3.27)$$

де $\psi(\bar{\varepsilon})$ – функція зміни поперечного перерізу (відносне поперечне звуження).

Виразимо дійсні напруження через умовні та результат підставимо у вираз (3.27):

$$\frac{\sigma_y \cdot (1 - \psi_T) \cdot (1 - D_T)}{(\sigma_y)_T \cdot (1 - \psi(\varepsilon)) \cdot (1 - D)} = \bar{\varepsilon}^{\bar{m}_{ef}}, \quad (3.28)$$

де ψ_T – відносне залишкове звуження, що відповідає границі текучості. Зробимо відповідну заміну у лівій частині (3.28) з урахуванням (3.26):

$$\bar{\varepsilon}^{\bar{m}_y} \cdot \frac{(1 - \psi_T) \cdot (1 - D_T)}{(1 - \psi(\varepsilon)) \cdot (1 - D)} = \bar{\varepsilon}^{\bar{m}_{ef}}. \quad (3.29)$$

Прологарифмуємо отриманий вираз та виконаємо математичні перетворення аналогічні виразу (3.24):

$$\bar{m}_{ef} = \bar{m}_y + \log_{\bar{\varepsilon}}\left(\frac{1-D_T}{1-D}\right) + \log_{\bar{\varepsilon}}\left(\frac{1-\psi_T}{1-\psi(\varepsilon)}\right). \quad (3.30)$$

Порівняно з (3.25) цей вираз вимагає врахування функції зміни поперечного перерізу зразка. Отже, для визначення ефективного коефіцієнта зміцнення згідно (3.30) необхідно задатися станом, для якого відомі значення

поточної деформації, відносного поперечного звуження та величини пошкодження, а також мати експериментальну умовну діаграму деформування. При наближених розрахунках, а також для крихких матеріалів, можна прийняти рівним нулю величину відносного поперечного звуження на рівні границі текучості.

Можна легко визначити ефективні коефіцієнти зміцнення згідно залежностей (3.25) та (3.30), якщо розглянути момент, що відповідає початку локалізації пластичної деформації у зразку, тобто необхідно визначити параметри, які входять у формули (3.24) та (3.29) на рівні границі міцності:

$$\begin{cases} \bar{m}_{ef} = \bar{m}_d - \log_{\bar{\varepsilon}_e} (1 - D_B) \\ \bar{m}_{ef} = \bar{m}_y - \log_{\bar{\varepsilon}_e} (1 - D_B) - \log_{\bar{\varepsilon}_e} (1 - \psi_e) \end{cases} \quad (3.31)$$

де $\bar{\varepsilon}_e$, D_B , ψ_e – величини відносної деформації, відносного поперечного звуження та пошкоджуваності, виміряні на рівні границі міцності. Пошкоджуваність в цьому випадку може бути визначена за допомогою залежності (1.5).

Нижче наведено графік порівняння результатів отриманих за допомогою залежностей (3.25) та (3.30) з експериментально отриманими величинами ефективних коефіцієнтів зміцнення для апроксимації діаграм деформування у вигляді (3.14).

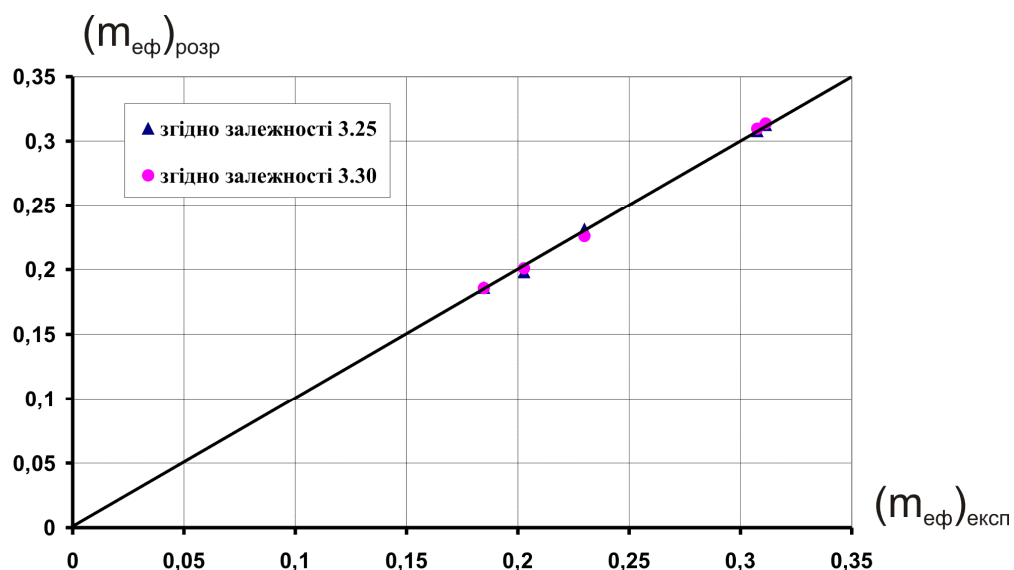


Рис. 3.22. Порівняння розрахункових та експериментальних значень ефективного коефіцієнта зміцнення

З рисунка 3.22 можна зробити висновок про задовільну кореляцію розрахункових та експериментальних даних. Похибка визначення ефективних коефіцієнтів зміцнення за умови відомого коефіцієнта зміцнення дійсної діаграми деформування розрахунковим методом згідно залежності (3.25) не перевищила 2%. У той же час похибка визначення ефективних коефіцієнтів зміцнення згідно залежності (3.30) не перевищила 1,7%.

Розглянемо наближений метод розрахунку ефективних коефіцієнтів зміцнення згідно залежностей (3.31) та порівняємо отримані за його допомогою дані з експериментальними (рис. 3.23).

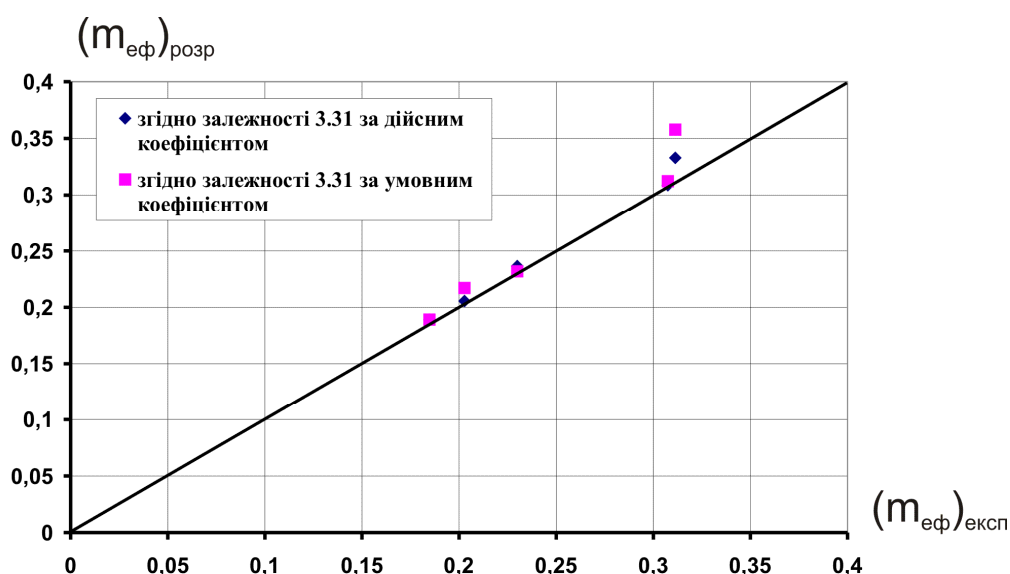


Рис. 3.23. Порівняння розрахункових та експериментальних значень ефективного коефіцієнта зміцнення згідно наближених методів розрахунку

Згідно проведених розрахунків було встановлено, що для випадку відомого дійсного коефіцієнту зміцнення максимальна похибка становить 7%, а для випадку розрахунків за допомогою умовного коефіцієнта зміцнення – 15%. Проте, як видно з рис. 3.23, похибка розрахунку відповідно до наближеного методу для всіх розглянутих матеріалів йде у запас міцності, тобто вона не призводить до помилкового завищення діючих у матеріалі напружень.

Таким чином можна зробити висновок, що розрахунок за допомогою виразів (3.25) та (3.30) є майже ідентичним з точки зору величини розрахункової похибки та набагато перевищує за точністю наближений метод,

але він потребує визначення додаткових параметрів, таких як відносне залишкове звуження та величина пошкоджуваності на рівні границі текучості або границі пропорційності матеріалу, що може бути у деяких випадках складною задачею, оскільки потребує наявності додаткового експериментального обладнання.

3.2 Вплив неоднорідності напружено-деформованого стану в зонах концентрації напружень на оцінку пошкоджуваності матеріалу

Найбільш простого виду кінетичне рівняння по визначенню параметра пошкоджуваності у вигляді (3.3) набуває для випадків одновісного розтягу, стиску або кручення, коли значення напружень σ_1 , σ_0 та σ_i а отже і функція R_σ , що враховує вид напруженого стану, відомі або можуть бути легко знайдені. Але при його застосуванні для складного напруженого стану виникають труднощі щодо визначення відповідних величин напружень та деформацій пов'язані з неоднорідністю їх розподілу.

Виходячи з того, що для випадку одновісного розтягу найбільш близькі результати до розрахункових величин пошкоджуваності отриманих згідно (3.3) дає розрахунок згідно (3.2), що було встановлено на основі проведених експериментів, проведемо порівняння цих двох підходів і для випадку складного напруженого стану. Для цього розглянемо експериментальні дослідження зразків з корсетною частиною виготовлених зі сталі 07X16H6 загальний вигляд яких наведено на рис. 2.9.

Умовно геометрію робочої зони представлених зразків, на якій проводиться вимірювання видовження та електроопору, можна розділити на три основні ділянки, які представлені на рис. 3.24.

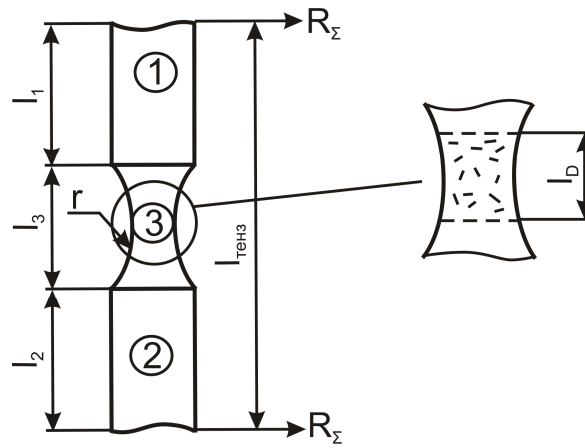


Рис. 3.24. Робоча зона зразка для випробувань

При проведенні експерименту вважається, що вся зона пружно-пластичного деформування розташована в околі проточки, тобто зосереджена на ділянці 3, при цьому ділянки 1 та 2 деформуються пружно. Відповідно до геометрії зразка, складний напружений стан має місце лише у зоні 3, для ділянок 1 та 2 справедливим буде твердження про лінійність напруженого стану. Таким чином їх деформація може бути описана за допомогою закону Гука для випадку розтягу-стиску. Врахуємо незначну зміну площі поперечного перерізу для цих ділянок та запишемо їх сумарне видовження у вигляді:

$$\Delta l_{1+2} = \frac{N(l_1 + l_2)}{EF}. \quad (3.32)$$

Тоді величина поздовжнього видовження, що має місце на ділянці 3, може бути знайдена виходячи з загальної бази тензومتра та рівняння (3.32):

$$\Delta l_3 = \Delta l_{тенз} - \Delta l_{1+2}. \quad (3.33)$$

Отже, загальна довжина третьої ділянки в процесі деформування l_3^Σ розраховується як $l_3^\Sigma = l_3 + \Delta l_3$.

Чисельне моделювання процесу навантаження зразка з кільцевою проточкою у програмі ANSYS показало, що розподіл пошкоджуваності в об'ємі робочої зони має неоднорідний характер. Зокрема на першій, другій та частині третьої ділянок її величина переважно не перевищує значення на рівні границі текучості, крім того на третій ділянці довжина зони найбільш інтенсивного

накопичення пошкоджуваності l_D згідно. рис. 3.24 є меншою за довжину ділянки і знаходиться у межах діапазону від 0 до величини, що в середньому становить $0.8 \cdot l_3^D$, де l_3^D – довжина третьої ділянки, яка відповідає моменту руйнування зразка, що може бути знайдена за допомогою виразів (3.32) та (3.33). Границя цієї зони визначалася шляхом оцінки параметра $\frac{dD}{dL}$ ($\frac{dD}{dY}$, де Y – вертикальна координата), де L – довжина контуру, а саме за точкою перегину функції $D = f(L)$ ($D = f(Y)$), отриманої за результатами чисельного моделювання на контурі поздовжнього перерізу зразка в зоні кільцевої проточки, тобто точкою, що фіксує початок зростання величини D .

Розіб'ємо зразок відповідно до його геометрії на наступні характерні ділянки згідно рис. 3.25.

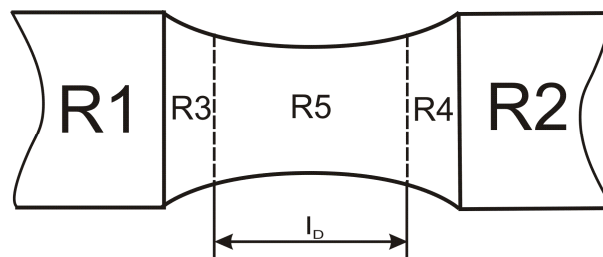


Рис. 3.25. Основні розрахункові ділянки електричного опору зразка

Загальний електричний опір зразка може бути розрахований як сума електричних опорів на відповідних ділянках (див. рис. 3.25):

$$R_{\Sigma} = R_1 + R_2 + R_3 + R_4 + R_5 = 2R_1 + 2R_3 + R_5. \quad (3.34)$$

Тоді, виходячи з результатів проведеного скінченно-елементного аналізу, можна припустити, що основний вклад у зміну електричного опору зразка вносять процеси, що мають місце на ділянці обмеженою величиною l_D і зміна електричного опору всього зразка переважно відбувається за рахунок зміни електричного опору R_5 , а саме:

$$\Delta R_{\Sigma} = R^{(i+1)} - R^{(i)} = \Delta R_5. \quad (3.35)$$

Будемо вважати, що до навантаження зразка його питомий електричний опір був незмінний для будь-якої його зони. Запишемо вирази для визначення

сумарного електричного опору зразка. Третя ділянка зразка, внаслідок складності свого геометричного профілю, може бути представлена у вигляді сукупності малих елементарних опорів dR_i , площа поперечного перерізу кожного з яких є функцією його довжини, як це представлено на рис. 3.26:

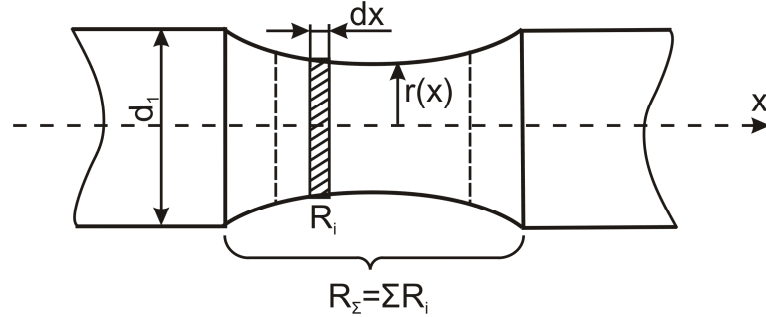


Рис. 3.26. Апроксимація кільцевої проточки зразка

Тоді можна записати наступне:

$$R_1 = R_2 = \rho_0 \frac{l_1}{S_1}, \quad (3.36)$$

$$R_3 + R_4 + R_5 = 2\rho_0 \int_0^{\frac{l_3}{2}} \frac{dx}{\pi \cdot [r(x)]^2}, \quad (3.37)$$

де ρ_0 – питомий електричний опір зразка до навантаження, l_1 та l_3 – довжина першої та третьої ділянки зразка до навантаження, S_1 – площа поперечного перерізу першої ділянки зразка до навантаження, $r(x)$ – функція, що описує профіль проточки.

Питомий електричний опір зразка до навантаження визначатиметься згідно:

$$\rho_0 = \frac{R_\Sigma}{2 \left[\frac{l_1}{S_1} + \int_0^{\frac{l_3}{2}} \frac{dx}{\pi \cdot [r(x)]^2} \right]}. \quad (3.38)$$

Виходячи з (3.35) при визначенні пошкоджуваності під час пружно-пластичного деформування згідно виразу (3.2) будемо розглядати лише зміни, що відбуваються у межах ділянки l_D . Електричний опір цієї ділянки під час навантаження визначатиметься наступним чином:

$$R_5' = 2\rho_i \int_0^{\frac{l_D}{2}} \frac{dx}{\pi \cdot [r'(x)]^2}, \quad (3.39)$$

де ρ_i – питомий електричний опір ділянки в певний момент навантаження, $r'(x)$ – функція, що описує поточний профіль проточки. При цьому зміною електричного опору інших частин зразка нехтуємо і питомий електричний опір в цьому випадку визначатиметься як:

$$\rho_i = \frac{R_\Sigma' - 2\rho_0 \left[\frac{l_1}{S_1} + \int_{\frac{l_D}{2}}^{\frac{l_3}{2}} \frac{dx}{\pi \cdot [r'(x)]^2} \right]}{2 \int_0^{\frac{l_D}{2}} \frac{dx}{\pi \cdot [r'(x)]^2}}, \quad (3.40)$$

де R_Σ' – сумарний поточний електричний опір зразка. Для моменту руйнування, виходячи з (3.39), можна записати наступне:

$$R_5' = 2\rho_D \int_0^{0.4l_3^D} \frac{dx}{\pi \cdot [r_D(x)]^2}, \quad (3.41)$$

де ρ_D – питомий електричний опір ділянки в момент руйнування, $r_D(x)$ – функція, що описує профіль проточки після руйнування. Отже, використовуючи вирази (3.38), (3.40) та (3.41) може бути знайдена критична величина пошкоджуваності в момент руйнування зразка.

При визначенні функції, що описує профіль кільцевої проточки, у першому наближенні, може бути застосована лінійна апроксимація, приклад якої наведено на рис. 3.27:

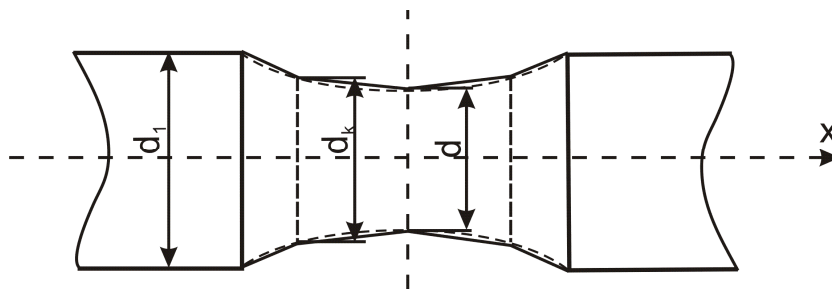


Рис. 3.27. Лінійна апроксимація профілю кільцевої проточки

Для реалізації цього спрощення необхідно знати величину діаметра d_1 , що відповідає діаметру першої та третьої ділянки зразка, величину мінімального діаметра проточки d та величину діаметра d_k , що відповідає границі ділянки інтенсивного накопичення пошкоджень. Тоді вирази (3.38) та (3.40) можна переписати наступним чином:

$$\rho_0 = \frac{R_\Sigma}{2 \left[\frac{l_1}{S_1} + \int_0^{\frac{l_3}{2}} \frac{dx}{\pi \cdot \left[\frac{d}{2} + \frac{(d_1 - d)(x - 0.5 \cdot l_3)}{l_3} \right]^2} \right]}, \quad (3.42)$$

$$\rho_i = \frac{R_\Sigma - 2\rho_0 \left[\frac{l_1}{S_1} + \int_{\frac{l_D}{2}}^{\frac{l_3^\Sigma}{2}} \frac{dx}{\pi \cdot \left[\frac{d_k}{2} + \frac{(d_1 - d_k)(x - 0.5 \cdot l_D)}{(l_3^\Sigma - l_D)} \right]^2} \right]}{2 \int_0^{\frac{l_D}{2}} \frac{dx}{\pi \cdot \left[\frac{d}{2} + \frac{(d_k - d)x}{l_D} \right]^2}}. \quad (3.43)$$

За результатами проведених експериментальних досліджень та чисельних розрахунків у пакеті ANSYS було проведено порівняння розрахункових величин параметра пошкоджуваності, отриманих за допомогою (3.2) та (3.3). Граничний стан при чисельному моделюванні визначався при досягненні величиною інтенсивності напружень за Мізесом у найбільш небезпечній точці зразка значення границі міцності. Апроксимація деформованого профілю концентратора напружень виконувалась шляхом створення відповідної координатної сітки, після чого методом найменших квадратів підбиралася функція, яка найбільш вдало опише отримані точки профілю. Фіксація форми профілю відбувалася за допомогою відеокамери з високою розподільчою здатністю. Кількість точок за якими визначався профіль кільцевої проточки у кожному випадку була не меншою ніж 10 на половину профілю. При чисельних розрахунках інтегрування рівняння у вигляді (3.3) здійснювалося беручи до

уваги вираз (3.8). Враховувалася осьова симетрія зразка та необхідність деталізації сітки у околі концентратора напружень. При моделюванні були використані скінченні елементи другого порядку. В усіх тестових випадках, величина параметра пошкоджуваності розрахована за зміною питомого електроопору була менша, ніж згідно (3.3). Зміна середньої величини відхилення, яка була розрахована за результатами чисельного розрахунку двох проміжних та граничного стану графічно представлена на рис. 3.28



Рис. 3.28. Залежність похибки від величини теоретичного коефіцієнта концентрації напружень

Аналіз порівнянь результатів, отриманих внаслідок проведення експерименту та чисельного моделювання дає можливість отримати наступну залежність:

$$\frac{D_p}{D} = 0.9 \cdot (\alpha_\sigma)^{-1.5}, \quad (3.44)$$

де D_p – величина пошкоджуваності, отримана з урахуванням залежностей (3.2), (3.38), (3.40) та (3.41), D – величина пошкоджуваності згідно (3.3), α_σ – теоретичний коефіцієнт концентрації напружень.

Проаналізувавши рисунок 3.28 можна зробити висновок, що при зменшенні теоретичного коефіцієнта концентрації напружень для зразка з

кільцевою проточною розбіжність між значеннями параметра пошкоджуваності, отриманими за результатами проведення експерименту та з застосуванням залежності (3.3) падає і досягає свого мінімального значення для випадку простого циліндричного зразка. У той же час, при зростанні теоретичного коефіцієнта концентрації напружень різниця між цими значеннями зростає. Це можна пояснити появою значного локального градієнта параметра пошкоджуваності внаслідок збільшення коефіцієнта концентрації напружень (деформацій). Таким чином за результатами виміру питомого електроопору з використанням залежності (3.44) стає можливим визначити величину пошкоджуваності у найбільш небезпечній точці зразка для умов наявності неоднорідного напруженого стану.

Розглянемо вплив явища концентрацій напружень на пошкоджуваність матеріалу. Для цього проведемо чисельний аналіз конструктивних елементів, що характеризуються різним значенням теоретичного коефіцієнта концентрації напружень α_σ , який може бути використаний для якісної оцінки локальної концентрації напружень

Експериментальна діаграма деформування конструкційного матеріалу у чисельних розрахунках була задана за допомогою функції Multilinear Isotropic Hardening. Розрахункова схема задавалась виходячи з геометричної та силової симетрії тестових прикладів. Таким чином розглядалась лише чверть конструкції з відповідними граничними умовами. Скінченно-елемента сітка, виходячи з вимог щодо отримання адекватної картини розподілу напружень та деформацій, для всіх випадків моделювалася шляхом розподілу об'єкту дослідження на окремі зони з наступним визначенням кількості вузлів та розміру елементів вручну. В зоні концентратора напружень сітка відповідним чином згущувалася для отримання найбільш детального опису напружено-деформованого стану. Процедура згущення сітки виконувалась до тих пір поки різниця розв'язків, отриманих на двох різних сітках не переставала перевищувати граничного значення, яке було прийнято рівним 1,5%. Після чого подальше згущення сітки переставало виконуватись і результати приймалися за

достовірні. Теоретичний коефіцієнт концентрації було визначено за результатами чисельного розв'язку пружної задачі.

Величина пошкоджуваності при моделюванні пружнопластичного деформування зразка з концентратором напружень розраховувалась за допомогою залежності (3.3) з урахуванням (3.8), параметри якої були визначені за результатами простого експерименту на розтяг. При розрахунках модель була введена у якості підпрограми користувача та автоматично запускала після розрахунку напружено-деформованого стану отриманого за допомогою пакета ANSYS. Це дозволяє отримати поля розподілу параметра пошкоджуваності в зоні концентрації напружень, а також його критичне значення, що відповідає моменту при якому максимальне значення інтенсивності напружень досягне величини границі міцності. Еквівалентне напруження при чисельних розрахунках оцінювалося згідно критерію Мізеса.

У якості об'єктів дослідження було вибрано пластинка з центральним отвором та циліндричний зразок з кільцевою проточкою.

Модель пластинки, використана для чисельного розрахунку представлена на рисунку 3.29.

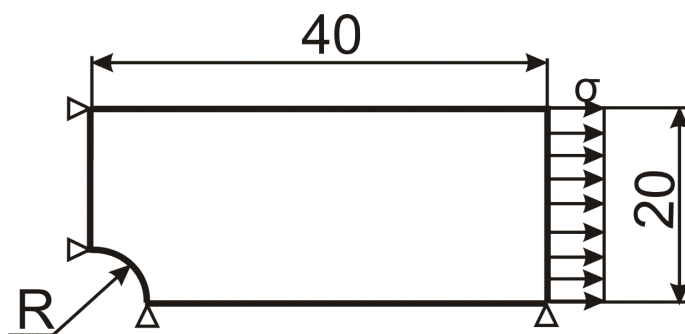


Рис. 3.29. Розрахункова модель пластинки для чисельного розрахунку

Були розглянуті наступні діаметри отворів пластинки: 3 мм, 5 мм, 10 мм та 15 мм. При розрахунках величина навантаження, яке діє на пластинку приймалося постійною величиною в рамках одного матеріалу та змінювалися лише діаметри отворів, що, відповідно, призводило до зміни поточного значення теоретичного коефіцієнта концентрації. Для проведення порівняльного аналізу величин та градієнту пошкоджуваності в околі отворів

при виборі навантажень перевага надавалася тим значенням, що призводили до виникнення пластичних деформацій у елементах з різних матеріалів при незмінній своїй величині. При моделюванні пластинки з отворами були використані скінченні елементи типу PLANE 82, оскільки вони забезпечують більш точну апроксимацію геометричних контурів концентратора та зменшують вірогідність виникнення похибки форми скінченно-елемента при розрахунках.

Результати розрахунків пошкоджуваності у зоні отвору для різних матеріалів наведені на рис 3.30-3.33.

Визначені поля розподілу пошкоджень для сплаву Д16Т при зовнішньому навантаженні 280 МПа наведено на рис. 3.30.

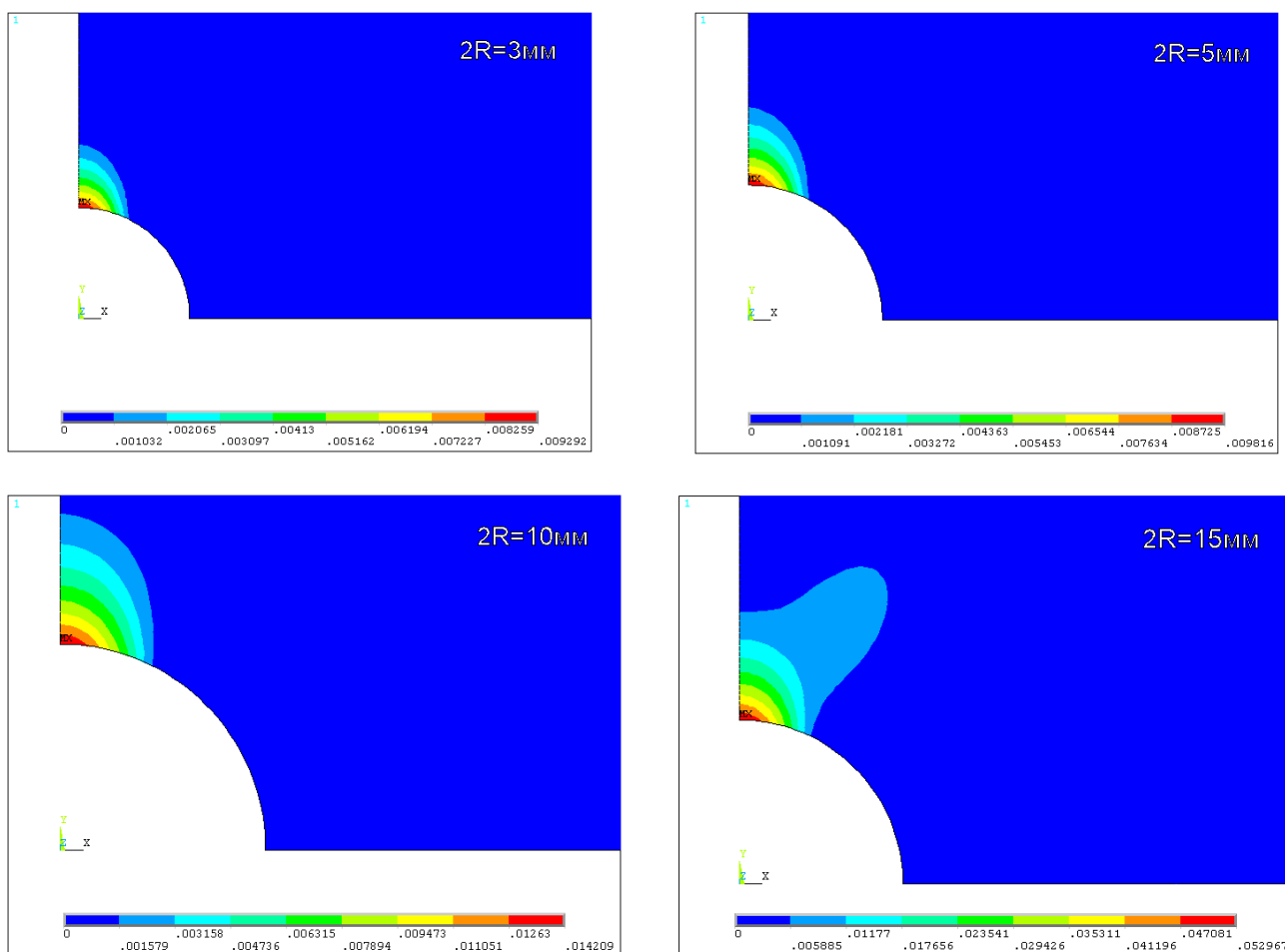


Рис. 3.30. Результати чисельного розрахунку пластинки з отвором різного діаметру для сплаву Д16Т

Як видно з рисунку 3.30 зі збільшенням діаметру отвору у пластині відбувається збільшення максимального значення величини пошкоджуваності та зони його розподілу.

Для аналогічної величини зовнішнього навантаження, що дорівнює 280МПа, отримані поля розподілу пошкоджуваності для сталі 15ХСНД (рис. 3.31).

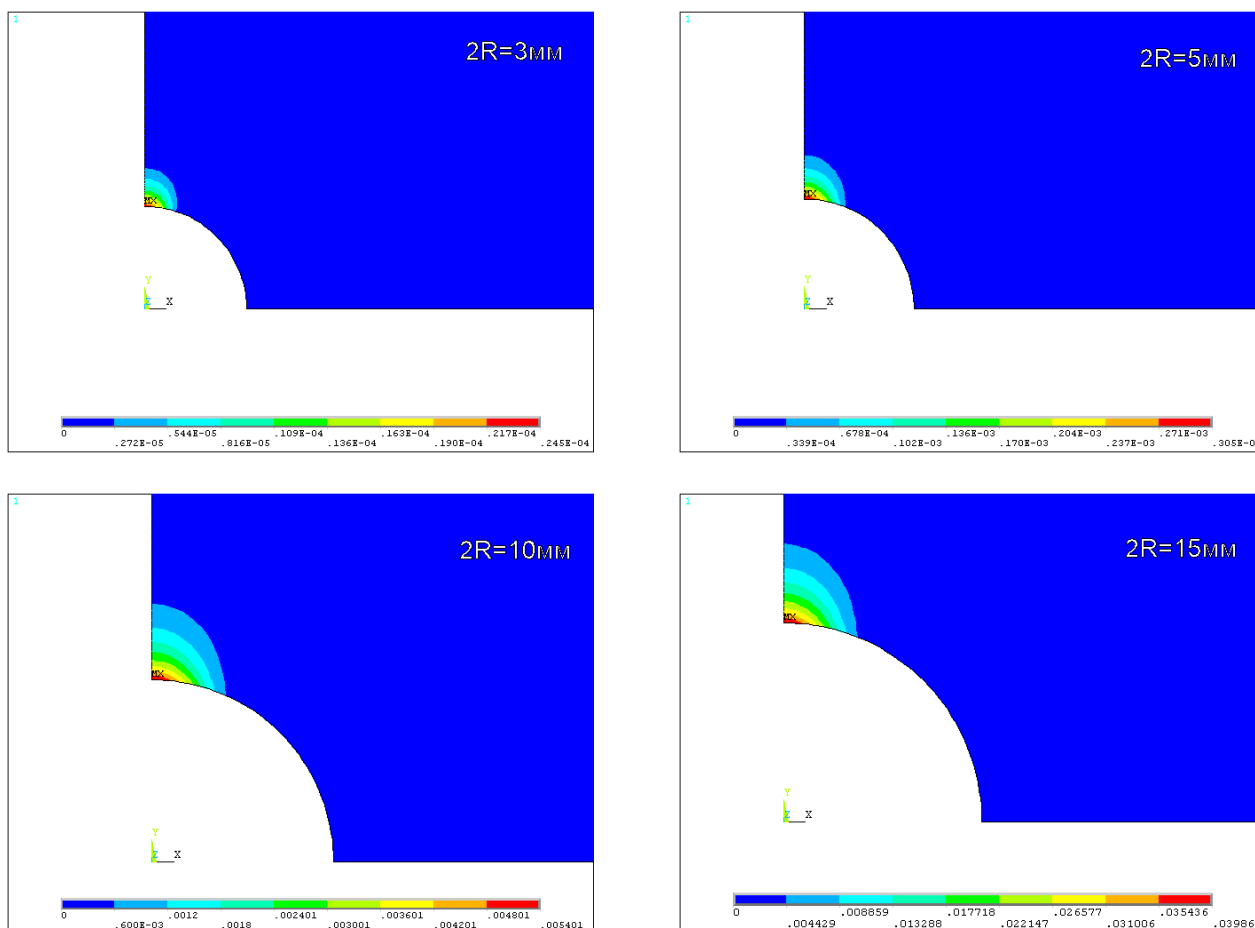


Рис. 3.31. Результати чисельного розрахунку пластинки з отвором різного діаметру для сталі 15ХСНД

Зростання внутрішнього діаметра отвору в цьому випадку також призводить до зростання максимального значення пошкоджуваності та збільшення її зони. Але, якщо порівняти числові результати, отримані для кожного розрахункового випадку, можна побачити, що максимальні величини пошкоджуваності при однакових значеннях зовнішнього навантаження для сплаву Д16Т є більшими ніж для сталі 15ХСНД, незважаючи на те, що сталь є

більш пластичним матеріалом. Це явище пов'язано з відмінністю у відповідних процесах накопичення пошкоджень для матеріалів Д16Т та 15ХСНД, які відображені на рис. 3.1 та 3.2. Відповідно до цих рисунків у діапазоні деформацій, що відповідає навантаженню зразка зі сплаву Д16Т до руйнування величина поточної пошкоджуваності для нього буде завжди більшою, ніж для сталі 15ХСНД.

Оскільки сплав ВТ22 та сталь 18Х2Н4ВА мають більші значення границі текучості, порівняно з уже розглянутими сплавом Д16Т та сталлю 15ХСНД, то при навантаженні 280 МПа у відповідних конструктивних елементах виготовлених з них пластичні деформації не виникають. Тому, для проведення порівняльного аналізу між цими матеріалами величина зовнішнього навантаження на пластини була прийнята рівною 600 МПа.

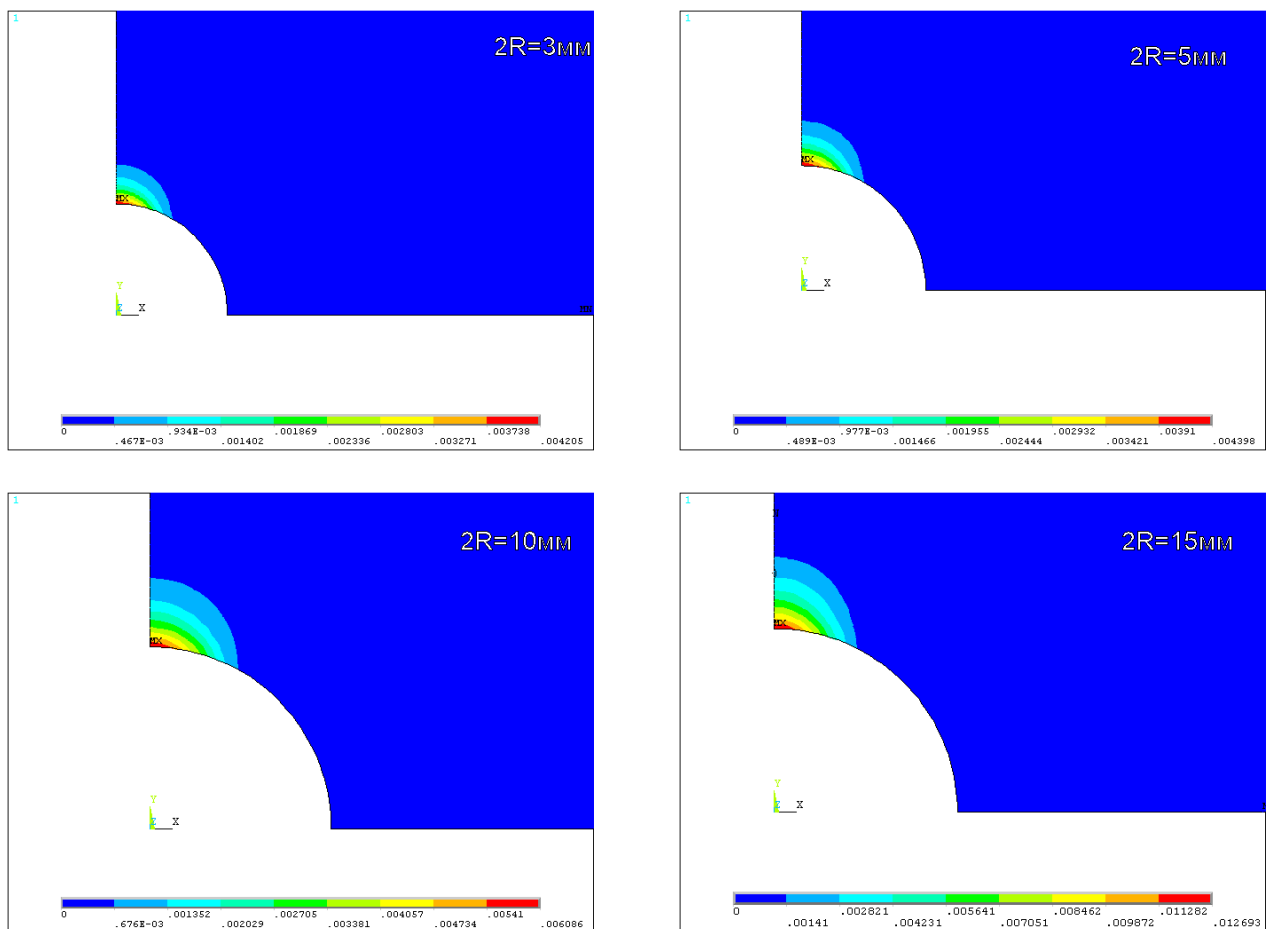


Рис. 3.32. Результати чисельного розрахунку пластинки з отвором різного діаметру для сталі 18Х2Н4ВА

Виходячи з отриманих результатів розрахунку (рис. 3.32) для сталі 18Х2Н4ВА ми маємо зростання максимальної величини параметра пошкоджуваності та поступового збільшення зони її розповсюдження зі зростанням діаметра отвору. Такий самий результат спостерігається і при розрахунках пластин з отвором, виготовлених зі сплаву ВТ22, що наведені на рис. 3.33. Порівняно зі сталлю 18Х2Н4ВА максимальні величини пошкоджуваності для титанового сплаву ВТ22 є меншими, так само як і зони її розповсюдження у околі отворів.

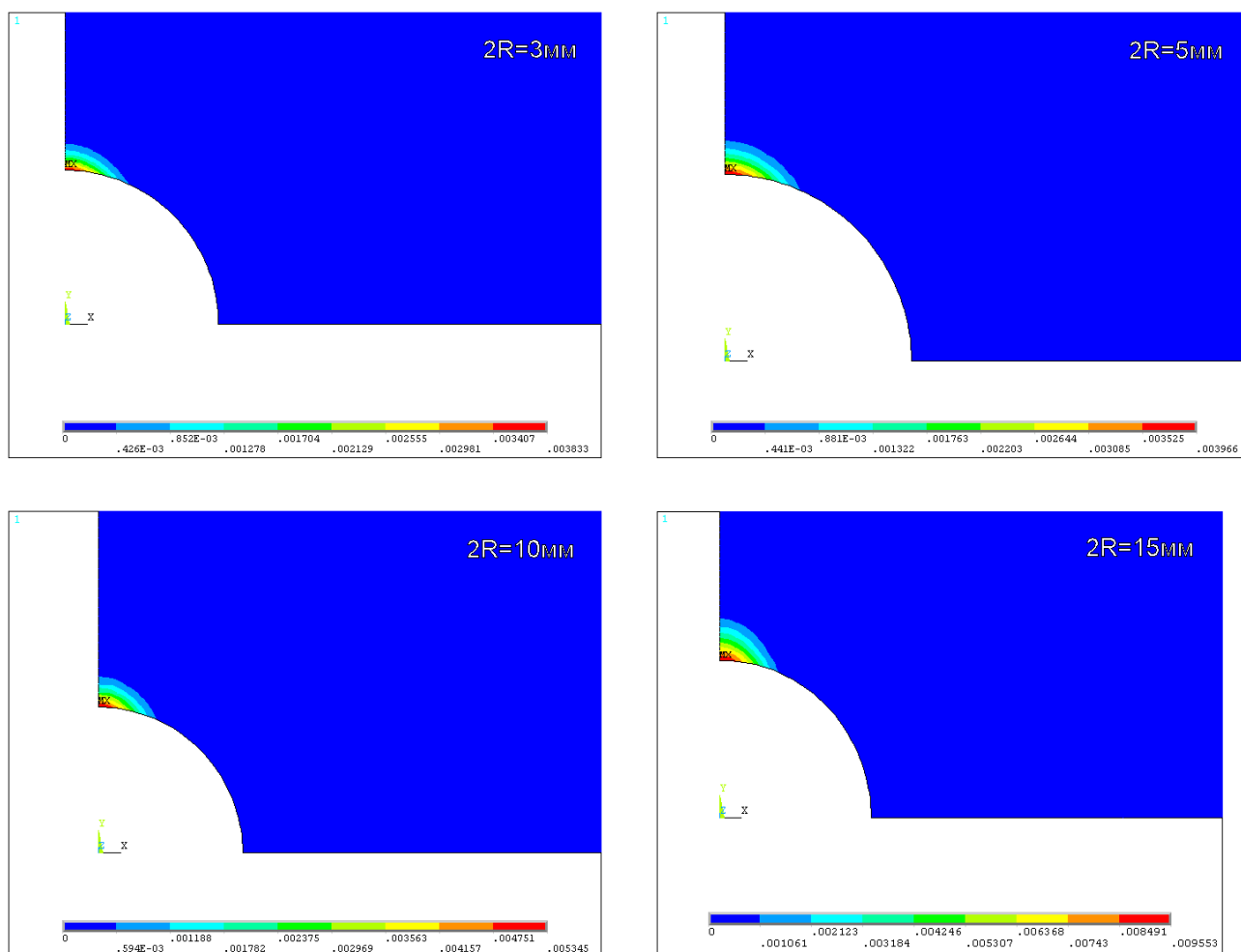


Рис. 3.33. Результати чисельного розрахунку пластинки з отвором різного діаметру для сплаву ВТ22

Таким чином, незалежно від розглянутих матеріалів, виходячи з результатів, наведених на рис. 3.30-3.33, можна зробити наступний загальний висновок: зі збільшенням діаметру отвору відбувається зростання зони

пошкоджуваності у околі концентратору та збільшення її максимального значення, яке відповідає найбільш небезпечній точці на контурі отвору. Слід також зауважити, що ця тенденція зберігається для будь-якого значення зовнішнього прикладеного навантаження.

Розглянемо результати чисельного розрахунку для циліндра з кільцевою проточкою, що знаходиться під дією одновісного розтягуючого зусилля, розрахункова схема для якого представлена на рис 3.34:

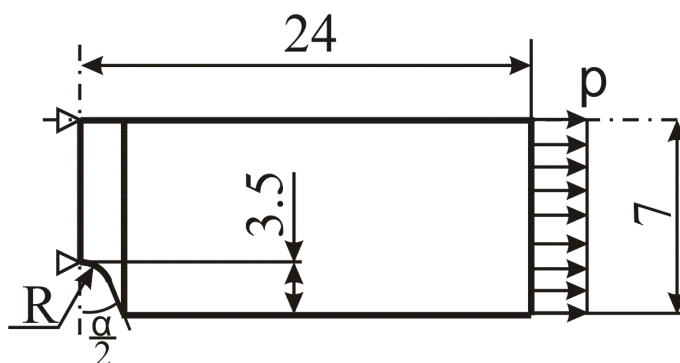


Рис. 3.34. Розрахункова модель зразка з кільцевою проточкою для чисельного розрахунку

Величина коефіцієнту концентрації напружень в цьому випадку варіювалася за допомогою зміни кута та радіуса проточки, які були вибрані відповідно таблиці 3.5:

Таблиця 3.5

Параметри кільцевої проточки

радіус, мм	2,5	1,3	0,6
кут, °	60	50	40

Оскільки представлена задача є вісесиметричною, то при створенні скінченно-елементної моделі підключалася відповідна опція скінченного елемента, у якості якого були вибрані 8-ми вузлові елементи другого порядку PLANE82. Параметри, критерії побудови сітки та порядок розрахунку в цьому випадку був аналогічний попередній чисельній задачі про пластину з отвором. Вибрані розміри концентраторів напружень дозволили прикласти до стрижня однакове зовнішнє навантаження 250 МПа у кожному розрахунковому випадку,

що дає можливість порівняти результати розрахунків для всіх чотирьох матеріалів одночасно.

Поля розподілу пошкоджень для конструктивного елементу у вигляді стержня з проточкою наведені на рис 3.35-3.38.

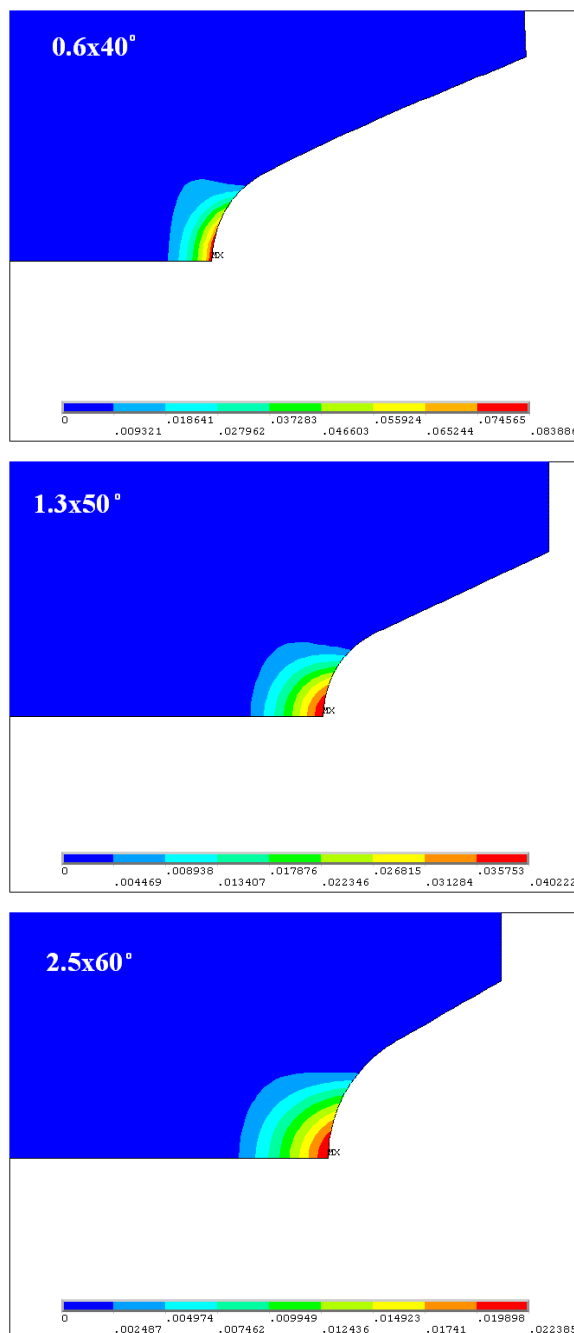


Рис. 3.35. Результати чисельного розрахунку циліндра з кільцевою проточкою для сплаву Д16Т

Виходячи з результатів, наведених на рис. 3.35 можна зробити висновок, що зі збільшенням величини коефіцієнта концентрації напружень відбувається збільшення максимальної величини пошкоджуваності в околі концентратора.

Крім цього спостерігається зростання зони розподілу параметра пошкоджуваності в конструктивному елементі як у поздовжньому так і в поперечному напрямках.

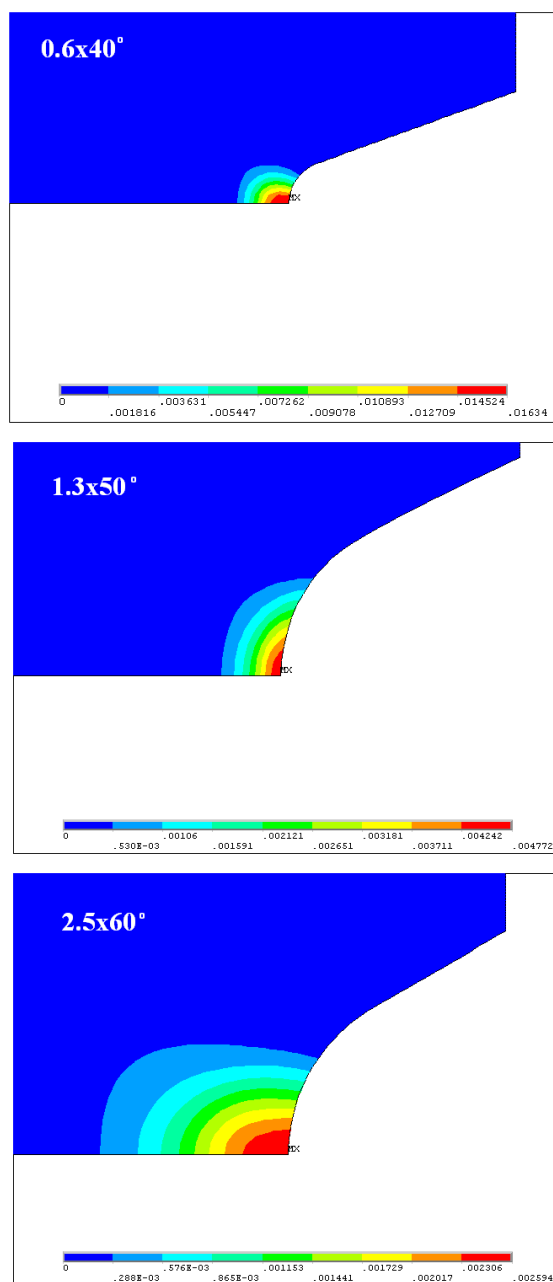


Рис. 3.36. Результати чисельного розрахунку циліндра з кільцевою проточною для сталі 15XCHD

Аналіз результатів розрахунку для сталі 15XCHD, наведених на рис 3.36, призводить до тих самих висновків, що і у попередньому випадку: зі зростанням теоретичного коефіцієнта концентрації напружень відбувається зростання максимального значення параметра пошкоджуваності та ріст зони

його розподілу. Але порівняно з попереднім розрахунком максимальні величини пошкоджуваності є меншими. Так для проточки 0,6 мм х 40°, що відповідає найбільшому значенню коефіцієнта концентрації напружень для розглянутих розрахункових випадків, максимальне значення становить 0,016, порівняно з 0,084 для сплаву Д16Т, аналогічна ситуація має місце і у всіх інших випадках (0,005 порівняно з 0,04 для розмірів концентратора 1,3 мм х 50° та 0,0026 порівняно з 0,022 для 2,5 мм х 60°).

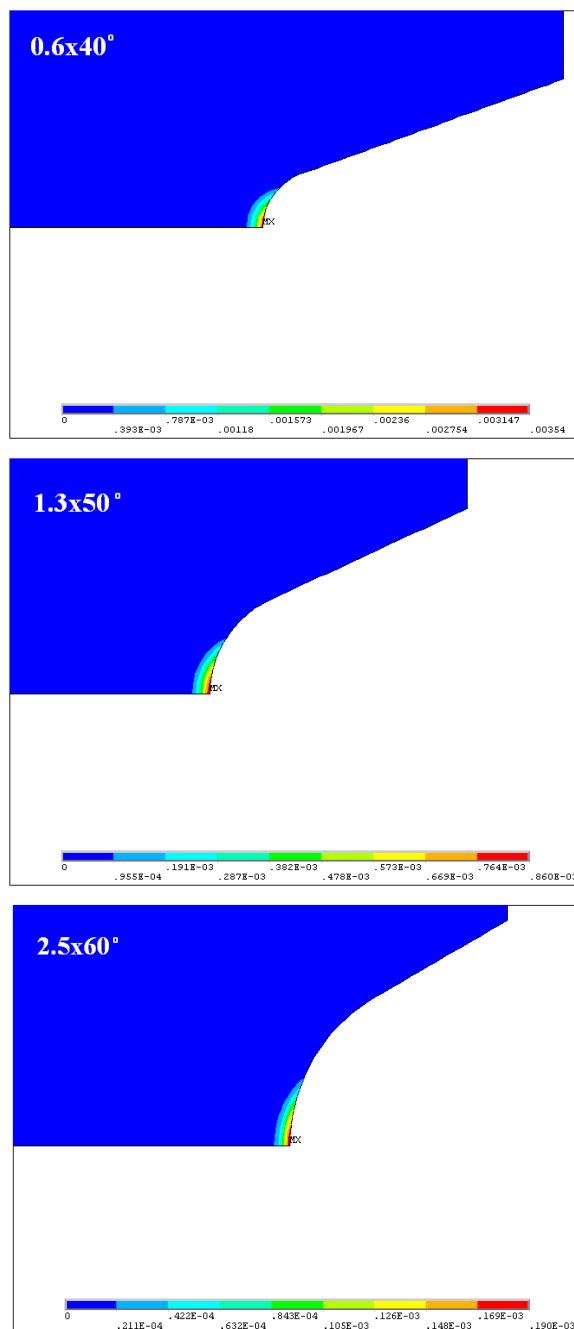


Рис. 3.37. Результати чисельного розрахунку циліндра з кільцевою проточною для сталі 18X2H4BA

Така сама тенденція спостерігається і у випадку розрахунку конструктивного елемента зі сталі 18Х2Н4ВА. Проте діапазон зміни максимальних значень параметра пошкоджуваності, як і величина зони його розподілу для кожного концентратора, тут менші, ніж у двох попередніх випадках. Так, результати чисельного розрахунку (рис. 3.37) дають наступний інтервал максимальних величин цього параметру: від $1,9 \cdot 10^{-4}$ до $35 \cdot 10^{-4}$.

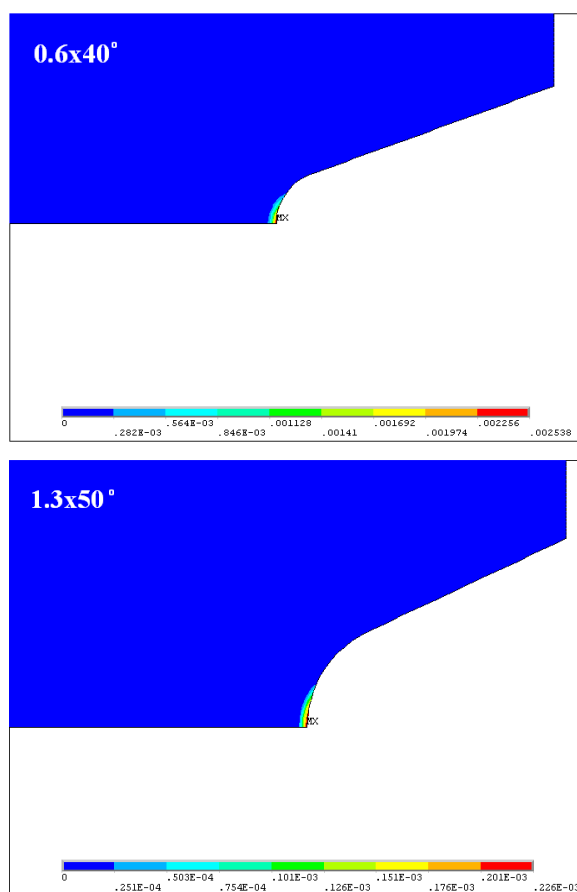


Рис. 3.38. Результати чисельного розрахунку циліндра з кільцевою проточкою для сплаву VT22

При розрахунках конструктивного елемента для сплаву VT22 у випадку найменшого з розглянутих коефіцієнтів концентрації напружень $2,5 \text{ мм} \times 60^\circ$ було отримано розв'язок при якому пластичні деформації не виникають і величина пошкоджуваності у елементі не перевищує D_T , тому цей випадок на рис. 3.38 не відображений. Два інші випадки демонструють ті ж самі результати, що і для інших розглянутих матеріалів: збільшення максимальної величини параметра пошкоджуваності разом зі зменшенням зони його

розподілу при зростанні коефіцієнта концентрації напружень. Отримані максимальні величини параметра пошкоджуваності ($2,3 \cdot 10^{-4}$ та $2,6 \cdot 10^{-3}$) та розміри зон його розподілу для VT22 є найменшими поміж усіх чотирьох матеріалів.

Аналізуючи отримані результати чисельних розрахунків (рис 3.35-3.38) можна стверджувати, що для всіх розглянутих матеріалів зі збільшенням теоретичного коефіцієнта концентрації напружень відбувається збільшення максимального значення величини пошкоджуваності у найбільш небезпечній точці та зменшення зони його розподілу в околі концентратора напружень. Крім цього, збільшення величини границі текучості матеріалу, що в свою чергу впливає на момент початку виникнення в конструкції пластичних деформацій, призводить до зменшення максимальної величини пошкоджуваності при однакових величинах зовнішнього навантаження та теоретичного коефіцієнта концентрації напружень.

Таким чином, виходячи з результатів отриманих чисельних розрахунків можна зробити загальний висновок про те, що розрахунок напружено-деформованого стану в зоні концентратора напружень з використанням підходу умовних діаграм деформування, вносить похибку, особливо при визначенні напруження у найбільш небезпечній точці концентратора, оскільки саме там спостерігається найбільше у конструктивному елементі значення величини пошкоджуваності, яке впливає на гранично допустимі напруження при розрахунках на міцність.

3.3 Врахування параметру пошкоджуваності при визначенні максимальних напружень та деформацій в зонах їх концентрації

Виходячи з огляду літературних джерел наведеного у розділі 1 можна стверджувати, що розподіл напружень та деформацій у зоні концентрації напружень має складний характер, а його оцінка з точки зору визначення їх максимальних значень є складною задачею, вирішення якої на сьогоднішній

день існує лише для пружної зони. Для вирішення задачі оцінки несівної здатності з урахуванням пружно-пластичного деформування в наш час широко застосовуються наближені методи розрахунку. Серед них найбільш простим методом, що враховує наявність пластичної складової деформації, є підхід М.А. Махутова [1, 4], згідно якого розрахунок ведеться на основі залежності (1.44). Корируюча функція правої частини цього виразу будується на основі експериментальної діаграми деформування, що дозволяє розглядати задачу концентрації напружень у пружно-пластичній постановці. У існуючому вигляді параметри цієї функції задаються, виходячи з використання при розрахунках умовних напружень, що призводить до похибки, яка полягає у нехтуванні впливом пошкоджуваності при виникненні пружно-пластичних деформацій у елементах конструкції. Але, як показали проведені чисельні розрахунки у параграфі 3.2, максимальний вплив параметра пошкоджуваності на величину напружень спостерігається саме у найбільш навантаженій точці концентратора, оскільки саме там він досягає своєї максимальної величини. Таким чином величина пошкоджуваності обов'язково повинна бути врахована при розрахунках на міцність та довговічність.

Корируюча функція правої частини (1.44) з урахуванням ефективної діаграми деформування та [4] може бути представлена у вигляді:

$$F[\alpha_\sigma, \bar{\sigma}_n, f(\bar{\sigma}_n, \bar{\varepsilon}_n)] = \frac{1}{(\alpha_\sigma (\bar{\sigma}_{ef})_n)^{n(1-\bar{m}_{ef})} \left[1 - ((\bar{\sigma}_{ef})_n)^{-\frac{1}{\alpha_\sigma}} \right]}, \quad (3.45)$$

де \bar{m}_{ef} – коефіцієнт зміцнення ефективної діаграми деформування згідно (3.14),

n – параметр, що підбирається з діапазону $0 \leq n \leq 1$, $(\bar{\sigma}_{ef})_n = \frac{\sigma_n}{(\sigma_{ef})_T}$, $(\sigma_{ef})_T$ –

ефективне напруження на рівні границі текучості або границі пропорційності в залежності від методу апроксимації діаграми деформування.

Ефективні коефіцієнти концентрації напружень та деформацій, що використовуються для оцінки максимальних напружень та деформацій у зоні концентратора напружень з урахуванням ефективної діаграми деформування та

[4] визначатимуться наступним чином (у випадку застосування дійсної або умовної діаграм необхідно замість величин $(\bar{\sigma}_{ef})_n$ та \bar{m}_{ef} у наведені нижче формули підставити $(\bar{\sigma}_\sigma)_n$ та \bar{m}_σ або $(\bar{\sigma}_y)_n$ та \bar{m}_y відповідно):

Для $(\bar{\sigma}_{ef})_n \leq 1$:

$$(K_{ef})_\varepsilon = \frac{\alpha_\sigma^{\frac{2}{1+\bar{m}_{ef}}} (\bar{\sigma}_{ef})_n^{\frac{1-\bar{m}_{ef}}{1+\bar{m}_{ef}}}}{(\alpha_\sigma \cdot (\bar{\sigma}_{ef})_n)^{n(1-\bar{m}_{ef})} \left[1 - ((\bar{\sigma}_{ef})_n - \frac{1}{\alpha_\sigma}) \right] / (1+\bar{m}_{ef})}, \quad (3.46)$$

$$(K_{ef})_\sigma = \frac{\alpha_\sigma^{\frac{2\bar{m}_{ef}}{1+\bar{m}_{ef}}}}{(\bar{\sigma}_{ef})_n^{\frac{1-\bar{m}_{ef}}{1+\bar{m}_{ef}}} (\alpha_\sigma \cdot (\bar{\sigma}_{ef})_n)^{\bar{m}_{ef}n(1-\bar{m}_{ef})} \left[1 - ((\bar{\sigma}_{ef})_n - \frac{1}{\alpha_\sigma}) \right] / (1+\bar{m}_{ef})}, \quad (3.47)$$

для $(\bar{\sigma}_{ef})_n \geq 1$

$$(K_{ef})_\varepsilon = \frac{\alpha_\sigma^{\frac{2\bar{m}_{ef}}{1+\bar{m}_{ef}}}}{(\alpha_\sigma \cdot (\bar{\sigma}_{ef})_n)^{n(1-\bar{m}_{ef})} \left[1 - ((\bar{\sigma}_{ef})_n - \frac{1}{\alpha_\sigma}) \right] / (1+\bar{m}_{ef})}, \quad (3.48)$$

$$(K_{ef})_\sigma = \frac{\alpha_\sigma^{\frac{2\bar{m}_{ef}}{1+\bar{m}_{ef}}}}{(\alpha_\sigma \cdot (\bar{\sigma}_{ef})_n)^{\bar{m}_{ef}n(1-\bar{m}_{ef})} \left[1 - ((\bar{\sigma}_{ef})_n - \frac{1}{\alpha_\sigma}) \right] / (1+\bar{m}_{ef})}, \quad (3.49)$$

Розглянемо вплив параметра пошкоджуваності на величини ефективних коефіцієнтів концентрації напружень та деформацій. На рис. 3.39-3.46 наведено порівняльні графіки на яких величини коефіцієнтів концентрації для різних матеріалів були визначені за допомогою параметрів, отриманих з умовної, дійсної та ефективної діаграм деформування для сталої величини теоретичного коефіцієнта концентрації напружень.

Результати розрахунків згідно залежностей (3.46-3.49) для сплаву Д16Т та їх порівняння з умовним та дійсним розрахунками наведено на рис. 3.39 та рис. 3.40. У результаті введення у розрахунок параметра пошкоджуваності призводить до збільшення величин коефіцієнта концентрації напружень та зменшення значень коефіцієнта концентрації деформацій. Так, при величині

відносного номінального напруження на рівні границі текучості (пропорційності), що відповідає значенню $\bar{\sigma}_n = 1$ значення ефективного коефіцієнта концентрації напружень на 4,5% є більшим, ніж величина, розрахована з використанням умовної діаграми деформування. Ефективний коефіцієнт концентрації деформацій навпаки є на 3,8% меншим за його умовну величину. При зростанні величини відносного номінального напруження зростає і різниця між цими коефіцієнтами. На рівні $\bar{\sigma}_n = 1.5$ величина ефективного коефіцієнта концентрації напружень є на 5,1% більшою за його умовну величину, а величина ефективного коефіцієнта концентрації деформацій – на 5,0% меншою.

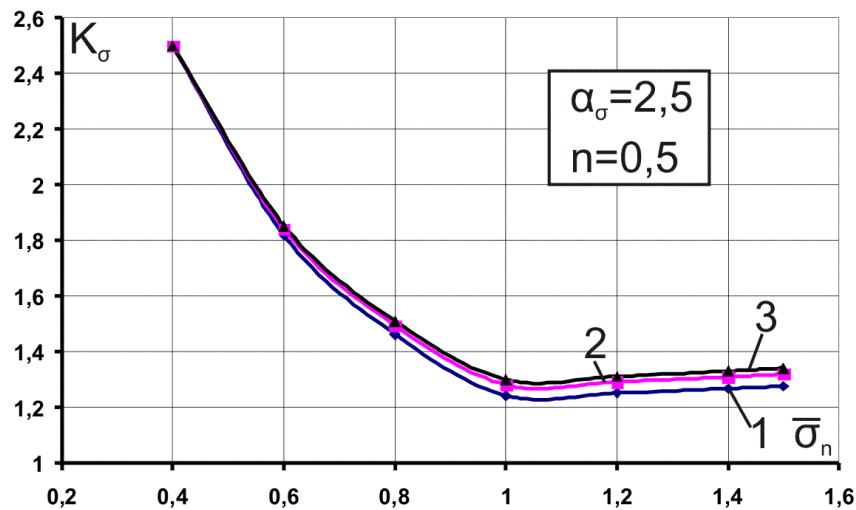


Рис. 3.39. Залежність коефіцієнта концентрації напружень для сплава Д16Т від величини номінального напруження. 1- умовний, 2 – дійсний, 3 – ефективний

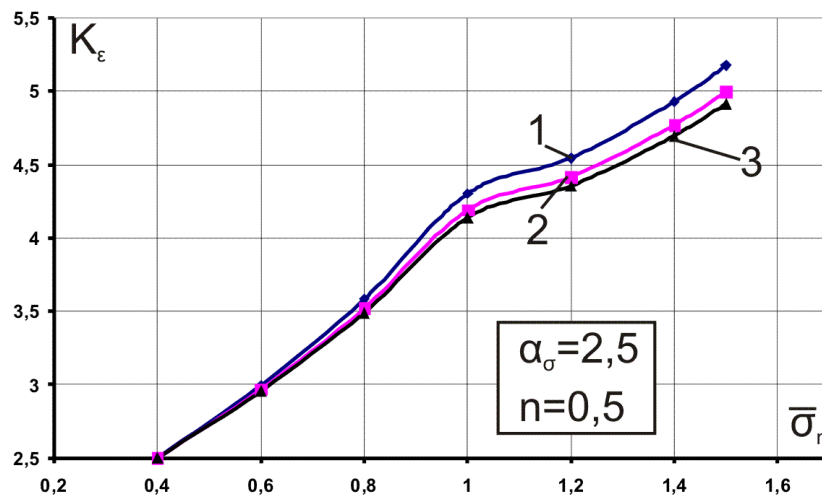


Рис. 3.40. Залежність коефіцієнта концентрації деформацій для сплава Д16Т від величини номінального напруження. 1- умовний, 2 – дійсний, 3 – ефективний

Визначення ефективних значень коефіцієнтів концентрації для сталі 18Х2Н4ВА та порівняння їх з умовними та дійсними величинами зображено на рис. 3.41 та 3.42.

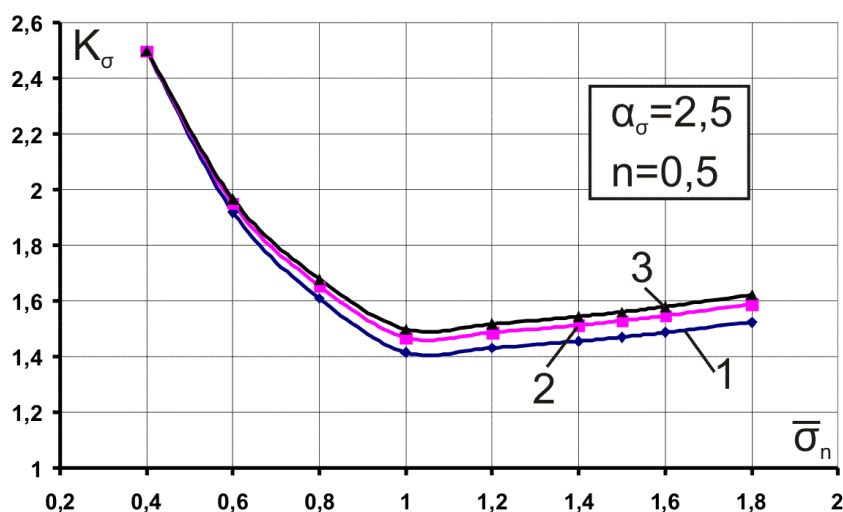


Рис. 3.41. Залежність коефіцієнта концентрації напружень для сталі 18Х2Н4ВА від величини номінального напруження. 1- умовний, 2 – дійсний, 3 – ефективний

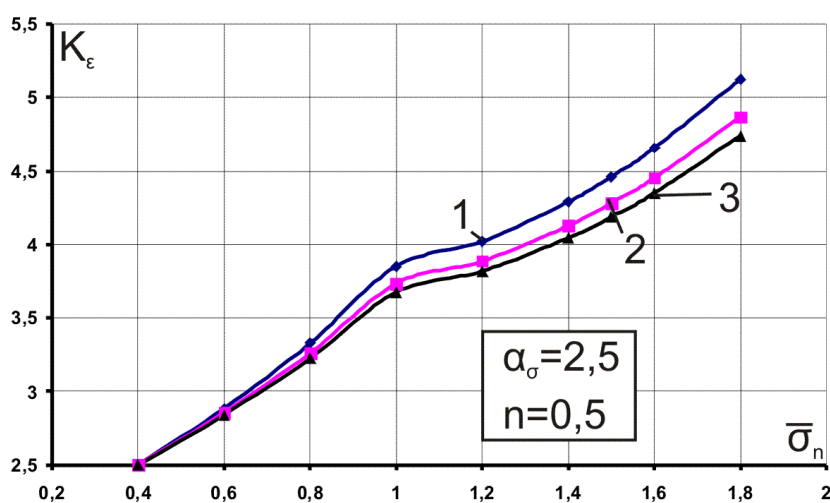


Рис. 3.42. Залежність коефіцієнта концентрації напружень для сталі 18Х2Н4ВА від величини номінального напруження. 1- умовний, 2 – дійсний, 3 – ефективний

При величині номінальних напружень $\bar{\sigma}_n = 1$ ефективний коефіцієнт концентрації напружень на 6% є більшим за умовний в той час, як ефективний коефіцієнт концентрації деформацій є на 5% меншим за свою умовну величину.

При збільшенні величини відносного номінального напруження на 80% до значення $\bar{\sigma}_n = 1.8$ ефективний коефіцієнт концентрації напружень зростає на 0,4% порівняно з умовним, а ефективний коефіцієнт концентрації деформацій зменшиться ще на 2,5% і різниця між ним та його умовним значенням становитиме 7,5%.

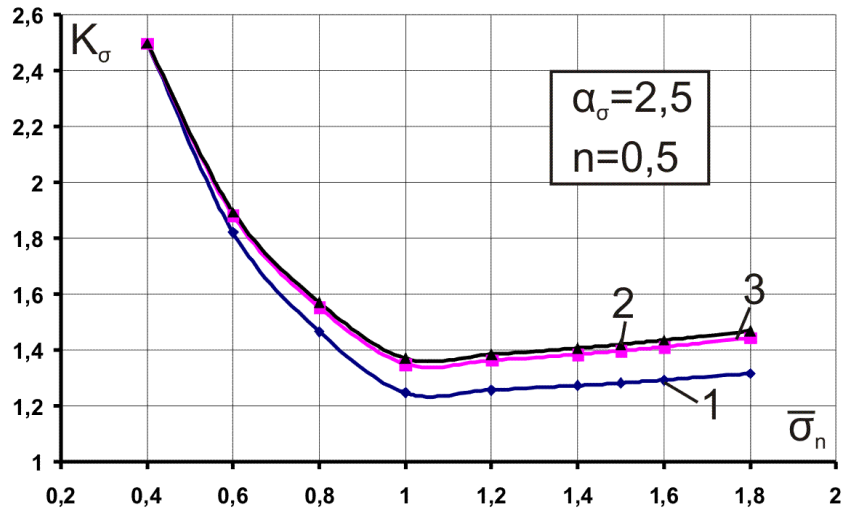


Рис. 3.43. Залежність коефіцієнта концентрації напружень для сталі 15ХСНД від величини номінального напруження. 1 – умовний, 2 – дійсний, 3 – ефективний

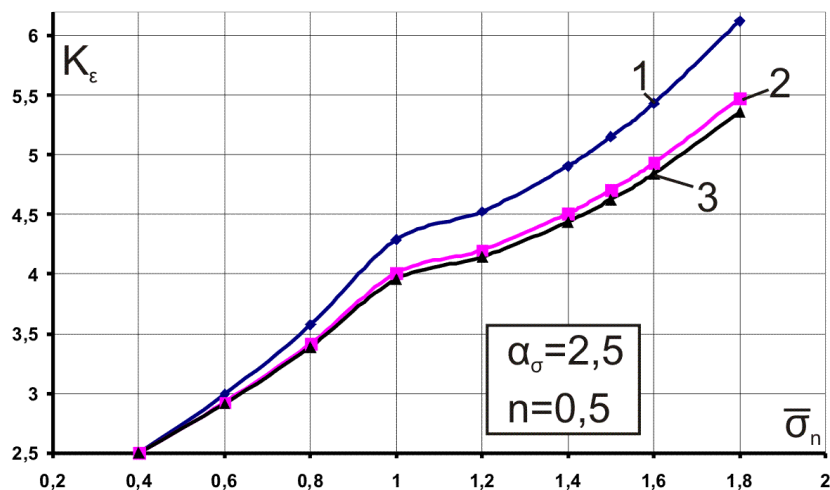


Рис. 3.44. Залежність коефіцієнта концентрації напружень для сталі 15ХСНД від величини номінального напруження. 1 – умовний, 2 – дійсний, 3 – ефективний

Для сталі 15ХСНД маємо аналогічну ситуацію з величинами коефіцієнтів концентрації напружень та деформацій. На рівні $\bar{\sigma}_n = 1$ ефективний коефіцієнт

концентрацій напружень ϵ на 10% більшим за умовну величину. Ефективний коефіцієнт концентрації деформацій – на 8% менший. При збільшенні величини $\bar{\sigma}_n$ до 1,8 ефективний коефіцієнт концентрації напружень зростає і стає на 12% більшим за умовний, а ефективний коефіцієнт концентрації деформацій зменшується на 12% від своєї умовної величини.

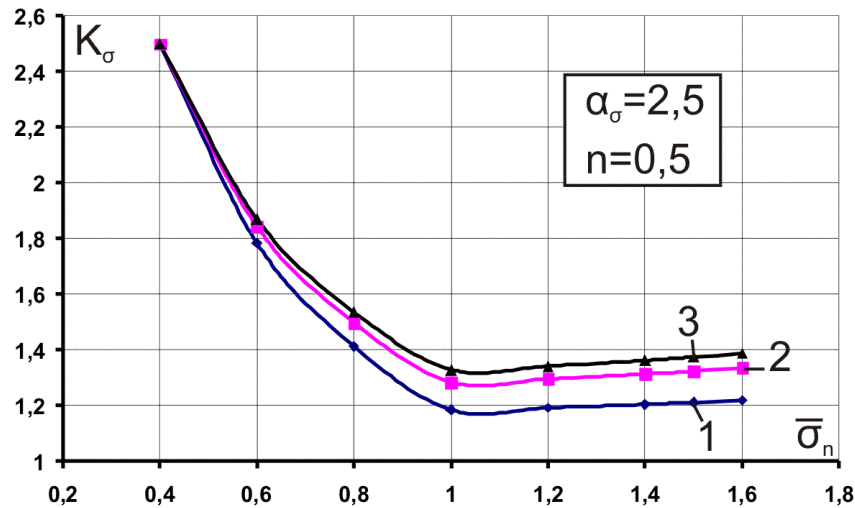


Рис. 3.45. Залежність коефіцієнта концентрації напружень для сплаву ВТ22 від величини номінального напруження. 1 – умовний, 2 – дійсний, 3 – ефективний

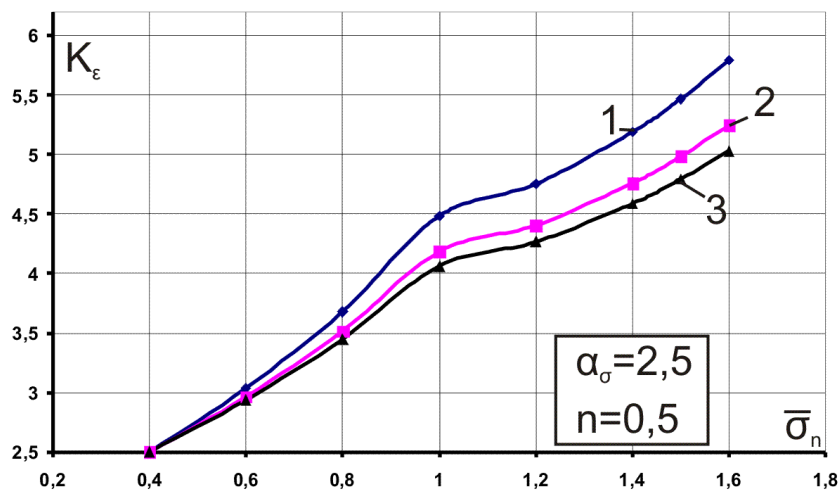


Рис. 3.46. Залежність коефіцієнта концентрації напружень для сплаву ВТ22 від величини номінального напруження. 1 – умовний, 2 – дійсний, 3 – ефективний

Максимальна різниця між ефективними і умовними значеннями коефіцієнтів концентрації напружень та деформацій була отримана для сплаву ВТ22. При $\bar{\sigma}_n = 1$ ефективне значення коефіцієнта концентрації напружень ϵ на

12% більшим за умовне, а величина ефективного коефіцієнту концентрації деформацій – на 9% меншою. При $\bar{\sigma}_n = 1.6$ для коефіцієнта концентрації напружень його ефективне значення більше за умовне на 14%, а для коефіцієнта концентрації деформацій ефективна величина є меншою на 15% ніж умовна.

Таким чином, згідно представлених результатів розрахунків для всіх матеріалів можна відмітити наступне: порівняно з умовним розрахунком величини коефіцієнтів концентрації напружень отримані з використанням ефективної діаграми деформування демонструють більш високі значення при цьому найбільші відхилення спостерігаються у діапазоні розглянутих напружень після границі текучості (пропорційності). Коефіцієнти концентрації деформацій, визначені на основі ефективної діаграми деформування, демонструють нижчі значення, порівняно з умовним розрахунком, їх найбільша різниця між ефективним та умовним значенням аналогічно спостерігається у діапазоні після границі текучості (пропорційності).

Розглянемо вплив теоретичного коефіцієнта концентрації напружень на величини ефективних коефіцієнтів концентрації напружень та деформацій розрахованих за різними методиками за умови незмінної величини відносного номінального напруження на рівні 1,1. Порівняльна характеристика цих розрахунків для досліджуваних матеріалів наведена на рис. 3.47-3.54.

Для сплаву Д16Т (див. рис. 3.47) при величині теоретичного коефіцієнта концентрації напружень, що дорівнює 3 значення ефективного коефіцієнта концентрації напружень на 6% перевищує величину умовного коефіцієнта концентрації. Ефективний коефіцієнт концентрації деформацій є на 5% меншим за умовний. При подальшому збільшенні величини α_σ різниця між ефективним та умовним значенням як для коефіцієнта концентрації напружень так і для коефіцієнта концентрації деформацій зростає до 10% на рівні $\alpha_\sigma = 6$.

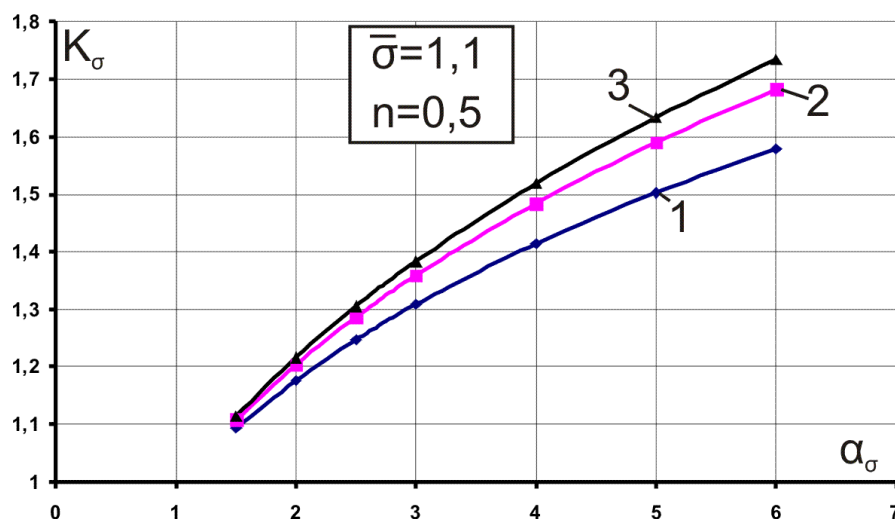


Рис. 3.47. Залежність коефіцієнта концентрації напружень для сплава Д16Т від величини α_σ . 1- умовний, 2 – дійсний, 3 – ефективний

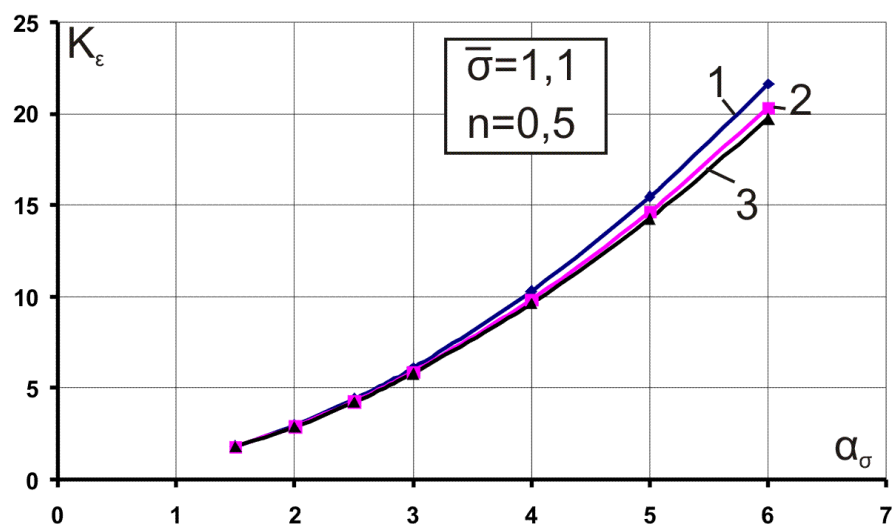


Рис. 3.48. Залежність коефіцієнта концентрації деформацій для сплава Д16Т від величини α_σ . 1- умовний, 2 – дійсний, 3 – ефективний

Результати аналітичних розрахунків коефіцієнтів концентрації напружень та деформацій для сталі 18Х2Н4ВА наведено на рис. 3.49 та 3.50. Для $\alpha_\sigma=3$ величина ефективного коефіцієнта концентрації напружень на 7,2% більша за умовну, а ефективний коефіцієнт концентрації деформацій на 6% є меншим за умовне значення. Інша контрольна точка на рівні $\alpha_\sigma=6$ дає вищі на 12% значення для ефективного коефіцієнта концентрації напружень та менші на

11% значення ефективного коефіцієнта концентрації деформацій порівняно з умовним розрахунком.

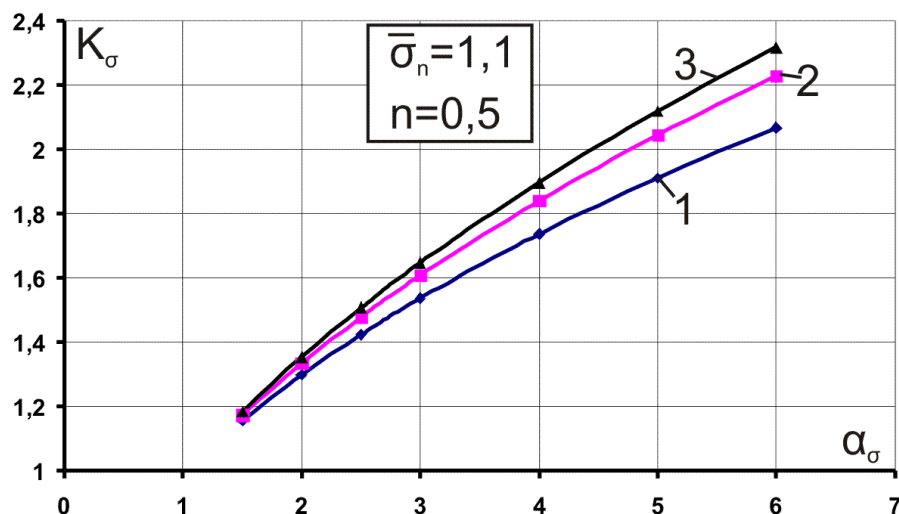


Рис. 3.49. Залежність коефіцієнта концентрації напружень для сталі 18X2H4BA від величини α_σ . 1- умовний, 2 – дійсний, 3 – ефективний

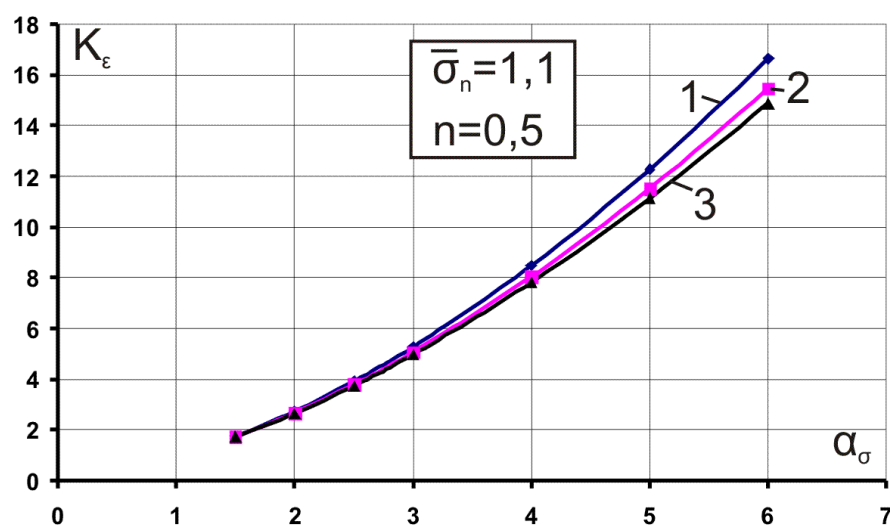


Рис. 3.50. Залежність коефіцієнта концентрації деформацій для сталі 18X2H4BA від величини α_σ . 1- умовний, 2 – дійсний, 3 – ефективний

У випадку сталі 15XCHД на рівні $\alpha_\sigma=3$ ефективний коефіцієнт концентрації напружень є на 12% більшим за умовний, а ефективний коефіцієнт концентрації деформацій – на 10% меншим. При подальшому зростанні α_σ до 6 тенденція щодо збільшення різниці між ефективною та умовною величиною коефіцієнтів концентрації напружень та деформацій

зберігається та у кінцевому випадку ця різниця демонструє зростання до 21% та 17% відповідно.

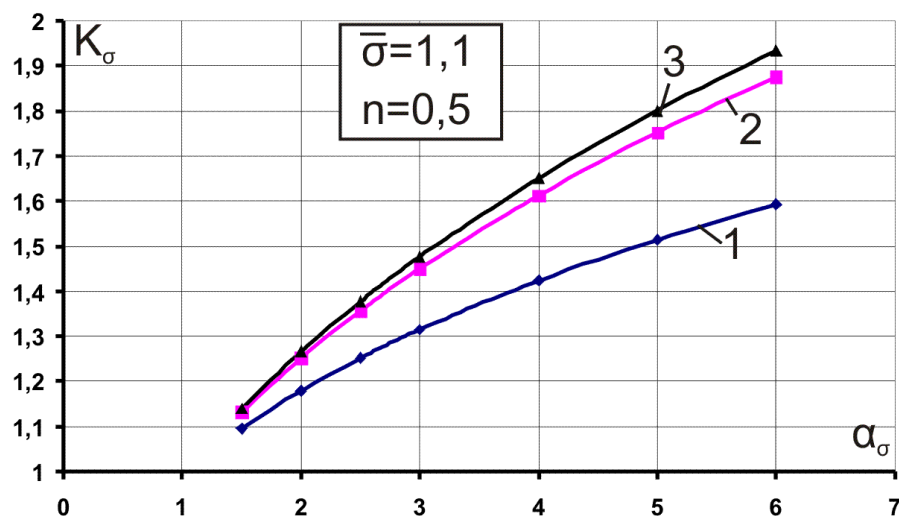


Рис. 3.51. Залежність коефіцієнта концентрації напружень для сталі 15XCHD від величини α_σ . 1 – умовний, 2 – дійсний, 3 – ефективний

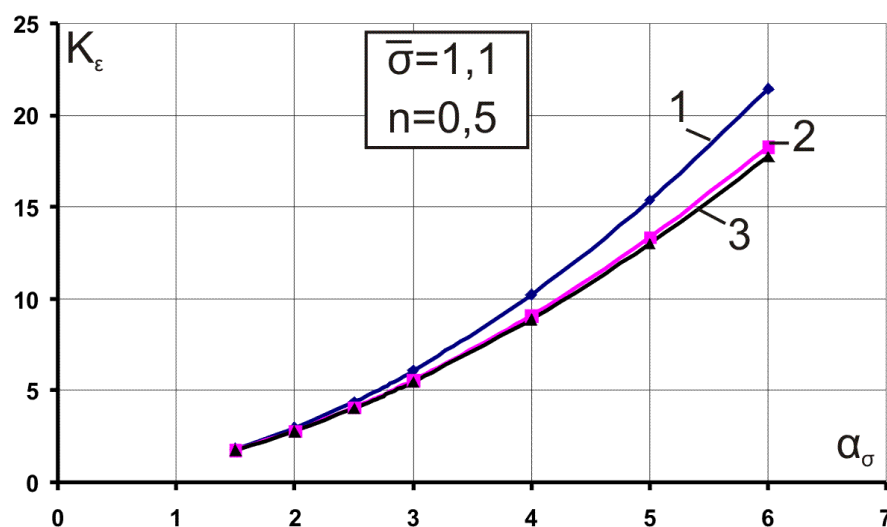


Рис. 3.52. Залежність коефіцієнта концентрації деформацій для сталі 15XCHD від величини α_σ . 1 – умовний, 2 – дійсний, 3 – ефективний

Як і у попередніх розрахунках найбільше відхилення ефективних значень коефіцієнтів концентрації від умовних спостерігається для сплаву ВТ22. Для $\alpha_\sigma=3$ ефективний коефіцієнт концентрації напружень перевищує свою умовну величину на 15%, а ефективний коефіцієнт концентрації деформацій є меншим на 12%. Для $\alpha_\sigma=6$ ці різниці дорівнюють 27% та 21% відповідно.

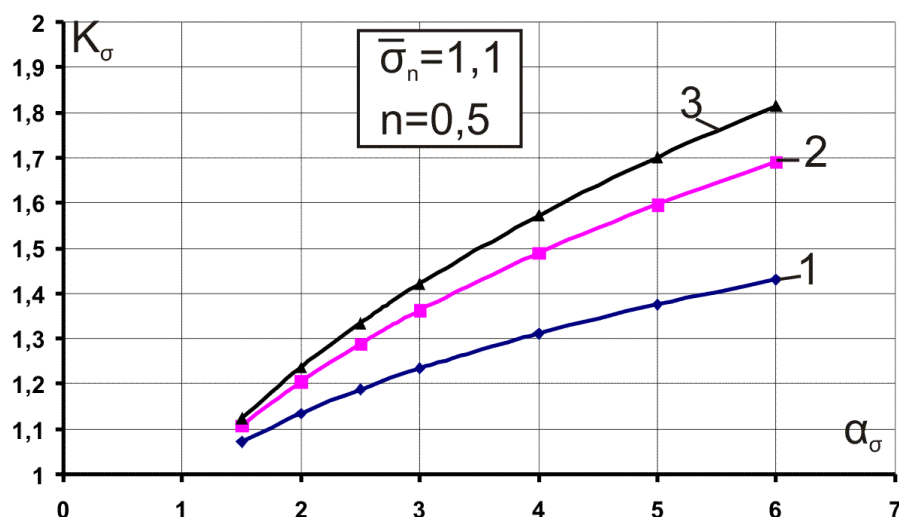


Рис. 3.53. Залежність коефіцієнта концентрації напружень для сплаву ВТ22 від величини α_σ . 1 – умовний, 2 – дійсний, 3 – ефективний

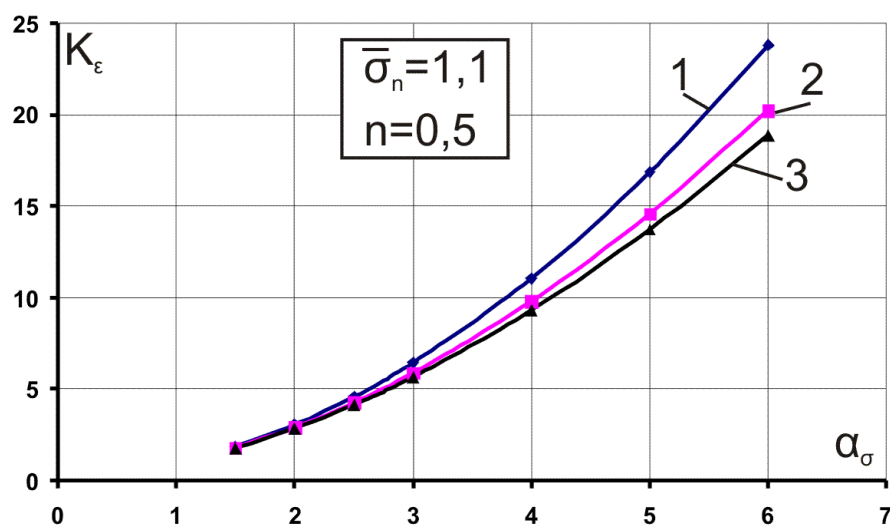


Рис. 3.54. Залежність коефіцієнта концентрації деформацій для сплаву ВТ22 від величини α_σ . 1 – умовний, 2 – дійсний, 3 – ефективний

На основі аналізу проведених розрахунків можна зробити висновок що зі збільшенням теоретичного коефіцієнта концентрації напружень вплив пошкоджуваності на значення коефіцієнтів концентрації напружень та деформацій зростає, причому, аналогічно з попередніми результатами врахування параметру пошкоджуваності через ефективну діаграму деформування призводить до зростання коефіцієнта концентрації напружень та зменшення коефіцієнта концентрації деформацій.

Висновки до третього розділу

- 1) На основі проведених експериментальних досліджень було встановлено, що експериментально отримані методом виміру питомого електроопору зразка криві накопичення пошкоджень для матеріалів Д16Т, ВТ22, 15ХСНД, 07Х16Н6, 18Х2Н4ВА, 12Х18Н10Т мають схожий характер та, в загальному вигляді, можуть бути представлені за допомогою трьох характерних ділянок, кожна з яких характеризується різною швидкістю накопичення пошкоджень.
- 2) Експериментально підтверджено, що початок процесу накопичення пошкоджень в матеріалі співпадає з початком його навантаження, таким чином гіпотеза про наявність порогового значення пластичної деформації за якого пошкоджуваність дорівнює нулю не підтверджується.
- 3) Отримані аналітичні залежності, що пов'язують параметр пошкоджуваності на рівні границі текучості та дійсного опору розриву з характеристиками пластичності матеріалів.
- 4) Для випадку неоднорідного напружено-деформованого стану проведено порівняння експериментального та аналітичного підходу щодо визначення параметра пошкоджуваності. Встановлена залежність відносної похибки цих методів від теоретичного коефіцієнта концентрації напружень.
- 5) Проведений чисельний аналіз типових конструктивних елементів продемонстрував необхідність врахування параметру пошкоджуваності на рівні максимальних значень напружень та деформацій, якими характеризуються їх градієнти у зонах концентрації.
- 6) Визначені аналітичні залежності для наближеного розрахунку коефіцієнта зміцнення ефективної діаграми деформування.
- 7) Введення у розгляд параметру пошкоджуваності за умов статичного навантаження дозволяє уточнити розрахункові величини коефіцієнтів концентрації напружень та деформацій. При цьому різниця між їх ефективними та умовними, отриманими в результаті класичного розрахунку, величинами може досягати 27%.

РОЗДІЛ 4

МЕТОД РОЗРАХУНКУ ЕЛЕМЕНТІВ КОНСТРУКЦІЙ В УМОВАХ МАЛОЦИКЛОВОЇ ВТОМИ З УРАХУВАННЯМ ПОШКОДЖУВАНOSTI

Малоциклова втома елементів конструкцій характеризується нестационарністю розподілу напружень та деформацій, що виникають у матеріалі під дією циклічних навантажень. Також на нього має безпосередній вплив циклічний стан матеріалів (циклічне зміцнення, циклічне знеміцнення, або циклічно стабільний стан). Це повинно бути відображено при здійсненні розрахунків на довговічність, які повинні давати можливість визначати максимальні значення напружень та деформацій з урахуванням всіх можливих факторів, що впливають на ресурс.

В даному розділі розглянуто вплив процесу циклічного навантаження на кінетику накопичення пошкоджень у матеріалі з урахуванням параметру заліковування. Розглянута поведінка матеріалів, що знаходяться в стані циклічного зміцнення, циклічної стабілізації та циклічного знеміцнення, визначені відповідні параметри, необхідні для опису цієї поведінки. Запропоновано метод розрахунку елементів конструкцій, що знаходяться в умовах малоциклової втоми.

4.1 Деформування конструкційних матеріалів при малоцикловому навантаженні за умов однорідного напруженого стану

Як відомо, зміну ширини петлі пружно-пластичного гістерезису в залежності від кількості циклів навантаження можна представити у вигляді залежності [4]:

$$\delta^{(k)} = \delta^{(1)} \cdot \Phi(k), \quad (4.1)$$

де – $\delta^{(1)}$ ширина першого напівциклу навантаження, $\delta^{(k)}$ – ширина петлі k -го напівциклу навантаження, $\Phi(k)$ – деяка функція, що залежить від циклічного стану матеріалу. При цьому враховується, що стійка зміна ширини петлі

циклічного гістерезису починається лише через деякий час після початку навантаження, тобто при визначенні функції $\Phi(k)$ звичайно нехтують першими 10-20 початковими напівциклами [4]. Величина $\delta^{(1)}$ пов'язана з відносною деформацією нульового напівциклу $\bar{\varepsilon}^{(0)} = \frac{\varepsilon^{(0)}}{\varepsilon_T}$ ($\varepsilon^{(0)}$ – деформація нульового напівциклу) залежністю[4]:

$$\delta^{(1)} = A(\bar{\varepsilon}^{(0)} - 1), \quad (4.2)$$

де A – константа матеріалу. Циклічна анізотропія матеріалу може бути врахована за допомогою параметру $(A - A_*)$, який визначається наступним чином [4]:

$$\bar{\Delta}^{(k)} = (A - A_*)(\bar{\varepsilon}^{(0)} - 1)\Phi(k), \quad (4.3)$$

де $\Delta^{(k)}$ – накопичена за цикл пластична деформація.

Для визначення функції $\Phi(k)$ побудуємо відповідну зміну відносної ширини петлі гістерезису $\frac{\delta^{(k)}}{\delta^{(1)}}$ від кількості напівциклів навантаження для кожного з матеріалів, що розглядалися у цій роботі.

Для сплаву Д16Т ця залежність представлена на рис 4.1

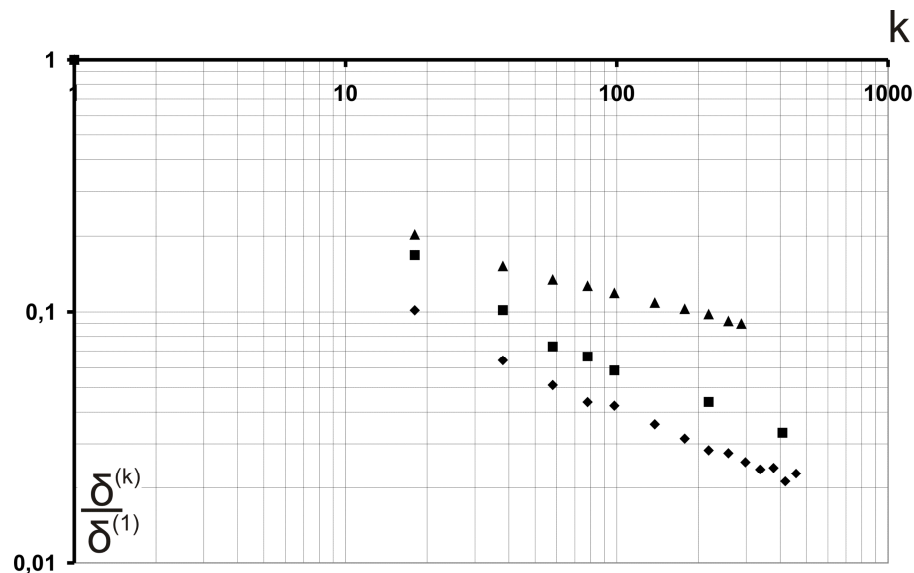


Рис.4.1. Залежність величини функції $\Phi(k)$ від кількості напівциклів навантаження k для сплаву Д16Т

Як видно ширина петлі пружно-пластичного гістерезису для матеріалу Д16Т з часом зменшується, що дає змогу зробити висновок про те що він знаходиться у стані циклічного зміцнення. В цьому випадку функція $\Phi(k)$ може бути представлена у вигляді [4]:

$$\Phi(k) = \frac{1}{k^\alpha}, \quad (4.4)$$

де α – деяка постійна матеріалу, що лінійно залежить від величини відносного напруження нульового напівциклу навантаження $\bar{\sigma}^{(0)} = \frac{\sigma^{(0)}}{\sigma_T}$, k – кількість напівциклів навантаження. Як показано в [4] постійна α може бути визначена згідно наступної залежності:

$$\alpha = B_1(\bar{\sigma}^{(0)} - 1), \quad (4.5)$$

де B_1 – постійна матеріалу.

На відміну від сплаву Д16Т ширина петлі для сталі 18Х2Н4ВА, як можна побачити з рисунка 4.2, навпаки збільшується з часом (за винятком декількох десятків перших циклів, де матеріал веде себе як циклічно-зміцнюючийся). Отже, очевидним є висновок про те, що матеріал знаходиться в стані циклічного знеміцнення.

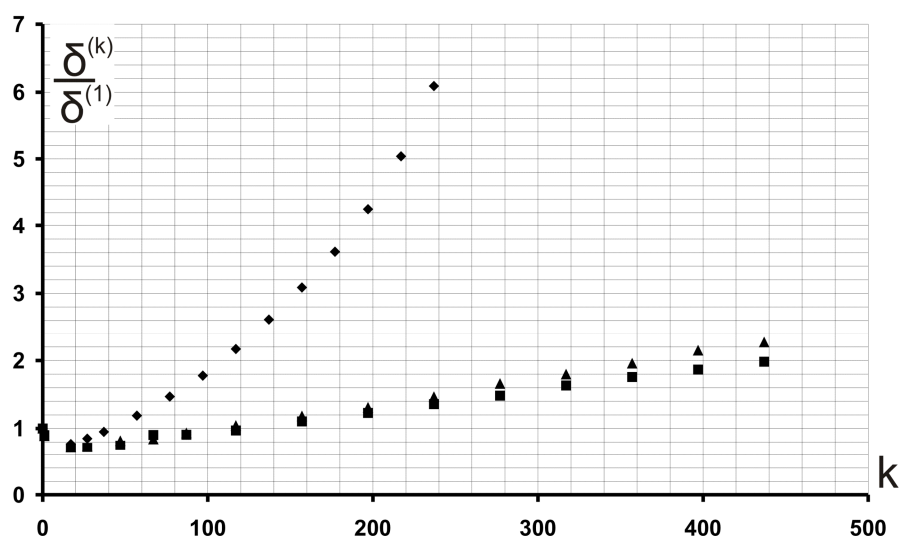


Рис.4.2. Залежність величини функції $\Phi(k)$ від кількості напівциклів навантаження k для сталі 18Х2Н4ВА

В цьому випадку функція $\Phi(k)$ може бути визначена за допомогою наступної залежності [4]:

$$\Phi(k) = e^{\beta(k-1)}, \quad (4.6)$$

де β – параметр матеріалу, що лінійно залежить від відносної величини деформації $\bar{\varepsilon}^{(0)}$, яка виникла у нульовому напівциклі навантаження та може бути записаний у вигляді [4]:

$$\beta = B_2(\bar{\varepsilon}^{(0)} - 1), \quad (4.7)$$

де B_2 – константа матеріалу.

Експериментальне дослідження циклічної поведінки сталі 15ХСНД продемонструвало наступні результати (рисунок 4.3)

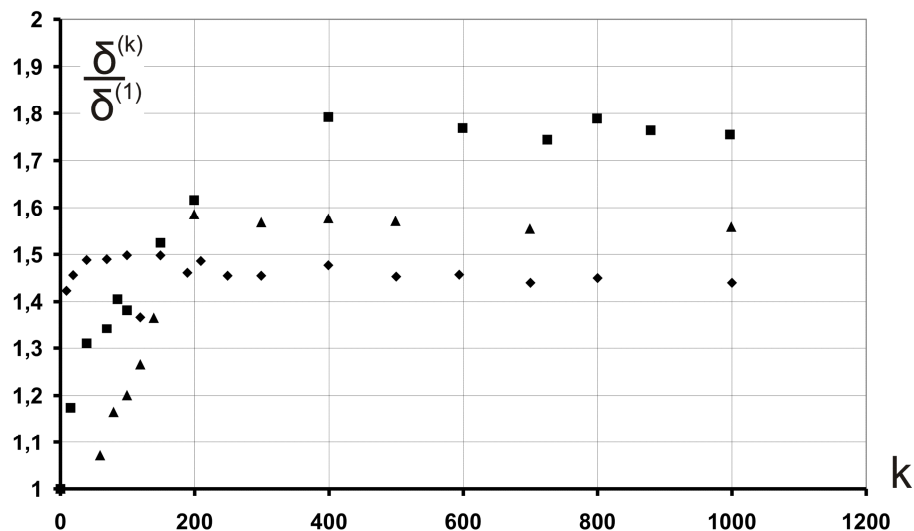


Рис.4.3. Залежність величини функції $\Phi(k)$ від кількості напівциклів навантаження k для сталі 15ХСНД

При навантаженні зразків зі сталі 15ХСНД протягом деякої невеликої кількості циклів, що залежала від амплітуди навантаження, відбувалося циклічне знеміцнення матеріалу, після чого впродовж всього часу навантаження до самого руйнування зразка відбувалося дуже незначне зменшення ширини петлі пружно-пластичного гістерезису. Приймаючи до уваги малість величини зменшення ширини петлі, у подальшому цей матеріал розглядався як циклічно-стабілізуючийся, що характеризується постійною величиною функції $\Phi(k)$ відмінною від одиниці. Кількість циклів, після якої

наступала „стабілізація” може бути визначена за наступною залежністю, що була отримана в результаті обробки експериментальних даних:

$$\sigma_a = 480(N_{cm})^{-0,057}. \quad (4.8)$$

Таким чином, частина процесу навантаження, що відповідає ділянці циклічного знеміцнення сталі 15ХСНД може бути наближено описана залежністю (4.6). Тоді, визначивши число циклів після яких настає „стабілізація” за (4.8) можна отримати ширину напівциклів, що відповідають циклу „стабілізації”.

Значення функції $\Phi(k)$ для сталі 15ХСНД, що відповідає першому циклу „стабілізації” може бути безпосередньо знайдене за допомогою наступної залежності, що була отримана в результаті експериментальних досліджень:

$$\Phi(k) = \frac{5 - \ln(\varepsilon^{(0)})}{6}. \quad (4.9)$$

Причому ширина петлі додатного „стабілізованого” напівциклу навантаження пов’язана з шириною від’ємного „стабілізованого” напівциклу наступним чином:

$$\delta_{cm}^+ \approx 1,01 \cdot \delta_{cm}^-. \quad (4.10)$$

Кінетика зміни ширини петлі пружно-пластичного гістерезису для титанового сплаву ВТ 22 наведена на рис. 4.4

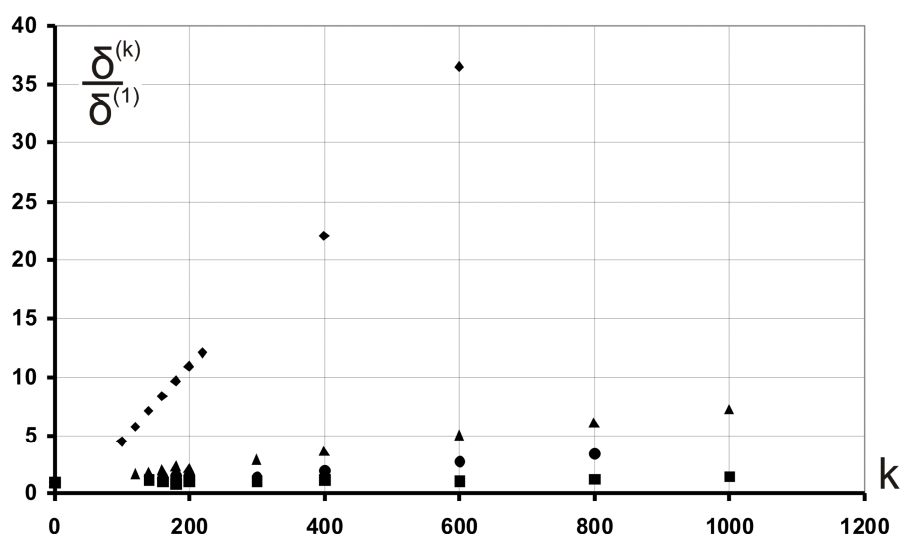


Рис.4.4. Залежність величини функції $\Phi(k)$ від кількості напівциклів навантаження k для титанового сплаву ВТ 22

Відповідно до отриманих експериментальних можна відмітити, що титановий сплав ВТ 22 знаходиться у стані циклічного знеміцнення. Як видно з рисунка 4.4, залежність ширини напівциклів навантаження від їх кількості є лінійною, та може бути описана за допомогою функції:

$$\Phi(k) = \theta \cdot k - 1. \quad (4.11)$$

Експериментально встановлено, що в цьому випадку параметр θ залежить від деформації нульового напівциклу наступним чином:

$$\theta = 14 \cdot (\varepsilon^{(0)})^{21}. \quad (4.12)$$

Значення циклічних констант для матеріалів, що розглядалися наведено у таблиці 4.1

Таблиця 4.1

Параметри матеріалів

Матеріал	A	B ₁	B ₂
Д16Т	0,77	3,21	—
15ХСНД	1,04	—	—
18Х2Н4ВА	0,44	—	0,0047

4.2 Накопичення пошкоджень у металевих конструкційних матеріалах при малоциклового навантаженні

Розглянемо пружно-пластичне деформування матеріалу під дією змінних у часі навантажень в межах діапазону малоциклової втоми. Як було визначено у розділі 1, він характеризується зниженням механічних властивостей матеріалу що знаходяться під впливом постійно змінюючихся процесів перерозподілу мікродефектів по всьому об'єму зразка. Це явище, по аналогії зі статичним випадком, може бути розглянуто з позицій введення параметра пошкоджуваності та подальшої оцінки поведінки матеріалу за його допомогою. Задамо параметр пошкоджуваності у вигляді скалярної величини, що може бути розрахована згідно залежності (1.5). Такий вибір є обґрунтованим з точки зору простоти визначення параметра пошкоджуваності при циклічному

навантаженні, що є важливим моментом при проведенні інженерних розрахунків. Окрім цього, у роботі [154] показано, що величина пошкоджуваності, розрахована за параметром зміни модуля пружності є більшою за експериментально визначену шляхом оцінки зміни питомого електроопору. Тобто, в цьому випадку розрахункова похибка буде йти у запас міцності.

Проаналізуємо кінетику накопичення пошкоджень для випадку м'якого малоциклового навантаження за умов симетричного циклу зображеного на рисунку 4.5. Такий вид навантаження зокрема характеризується зменшенням з часом величини модуля пружності E , причому його зміна для додатного та від'ємного напівциклу є різною.

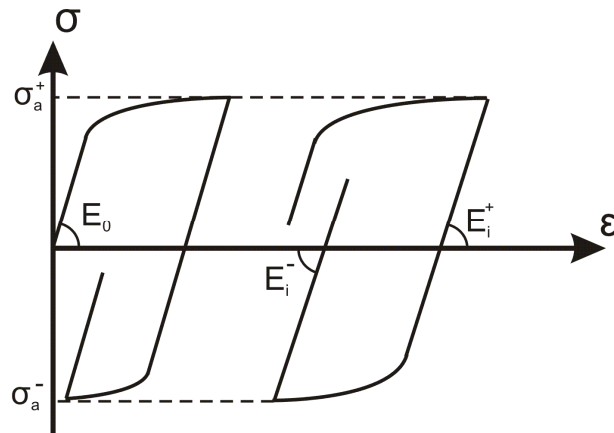


Рис. 4.5. Симетричний цикл навантаження

Позначимо величину параметра пошкоджуваності, що виникає при додатному напівциклі навантаження через D^+ . Тоді його величина згідно залежності (1.5) може бути знайдена як [30]:

$$D^+ = 1 - \frac{E_i^+}{E_0}, \quad (4.13)$$

де E_i^+ – модуль пружності при розвантаженні у додатному i -му напівциклі навантаження, E_0 – початковий модуль пружності, який визначено у нульовому напівциклі навантаження. Аналогічно (4.13), для від'ємного напівциклу навантаження може бути введений параметр пошкоджуваності D^- , що

характеризується зміною модуля пружності при розвантаженні E_i^- у від'ємному напівциклі [30]:

$$D^- = 1 - \frac{E_i^-}{E_0}. \quad (4.14)$$

Як було показано у роботах [30, 155, 156] при зміні знака навантаження в матеріалі виникає процес «заліковування» мікродефектів, що впливає на величину пошкоджуваності, яка виникає у від'ємному напівциклі D^- . В результаті, ця величина може бути визначена за допомогою параметра заліковування, який є постійним для вибраного матеріалу і режиму навантаження. Відповідно до вибраного методу оцінки параметра пошкоджуваності параметр заліковування буде розраховуватися згідно формули [30, 155, 156]:

$$h = \frac{E_0 - E^+}{E_0 - E^-}. \quad (4.15)$$

Тоді величина пошкоджуваності у від'ємному напівциклі запишеться наступним чином [30, 155, 156]:

$$D^- = h \cdot D^+. \quad (4.16)$$

Отже, сумарна величина пошкоджуваності за весь цикл навантаження може бути визначена як [30]:

$$D_\Sigma = D^+ + D^- = D^+ + h \cdot D^+ = (1 + h) \cdot D^+. \quad (4.17)$$

Для оцінки пошкоджуваності у рамках повного циклу достатньо розглянути навантаження у додатному напівциклі та врахувати параметр заліковування (4.15). Величини параметра заліковування для розглянутих у цій роботі металевих матеріалів при симетричному циклі та м'якому режимі навантаження наведені у таблиці 4.2.

Таблиця 4.2

Параметр заліковування

Матеріал	Д16Т	18Х2Н4ВА	15ХСНД	ВТ22
h	0,32	0,51	0,70	0,46

Згідно (4.13) для сплаву Д16Т, ВТ22 та сталі 15ХСНД отримані залежності параметра пошкоджуваності D^+ від кількості циклів навантаження за різних величин амплітуд напружень (рисунки 4.6 – 4.8). Модулі пружності для додатного та від'ємного напівциклів навантаження розраховувались згідно методики, наведеної у розділі 2. Частота навантаження складала 3 Гц.

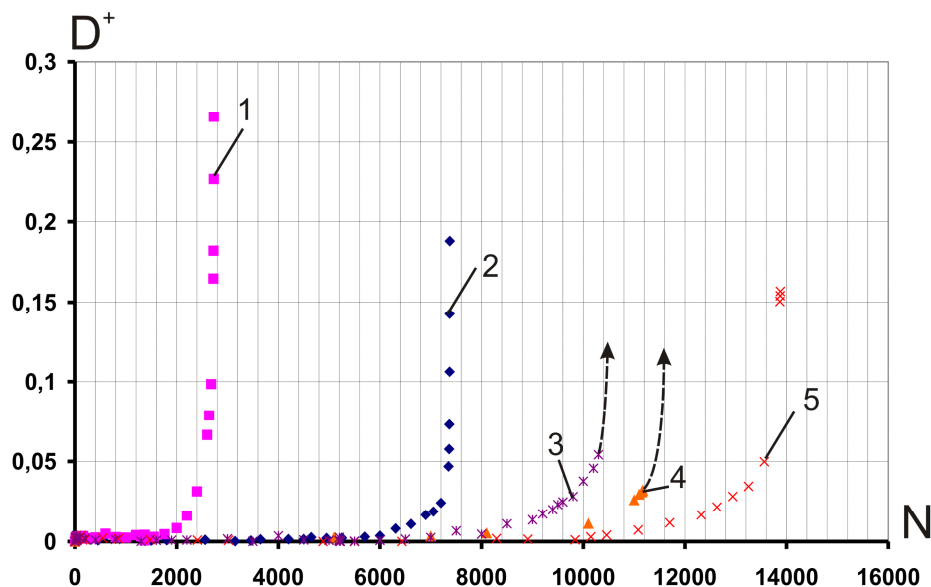


Рис. 4.6. Залежність величини D^+ від кількості циклів навантаження для сплаву Д16Т, $r_\sigma = -1$ (1 – $\sigma_a = 395$ МПа, 2 – $\sigma_a = 380$ МПа, 3 – $\sigma_a = 360$ МПа, 4 – $\sigma_a = 340$ МПа, 5 – $\sigma_a = 303$ МПа)

З рисунка 4.6 видно, що зі зменшенням амплітудного значення напруження відбувається зменшення максимальної величини пошкоджуваності D^+ . Також на кривих, що описують кінетику параметра D^+ чітко виділяється остання ділянка для якої характерним є значне зростання цього параметра. При проведенні випробувань для амплітудних величин рівних 359 МПа та 340 МПа завершальні цикли не потрапили в діапазон запису даних, тому ці ділянки на рисунку 4.6 показані пунктиром.

Явище зменшення поточного значення D^+ одночасно зі зменшенням σ_a в циклі навантаження простежується і для сталі 15ХСНД, стан якої умовно розглядається як циклічно стабільний (рисунок 4.7). Стрімке зростання параметру D^+ під час останніх циклів навантаження є характерним і для цього матеріалу.

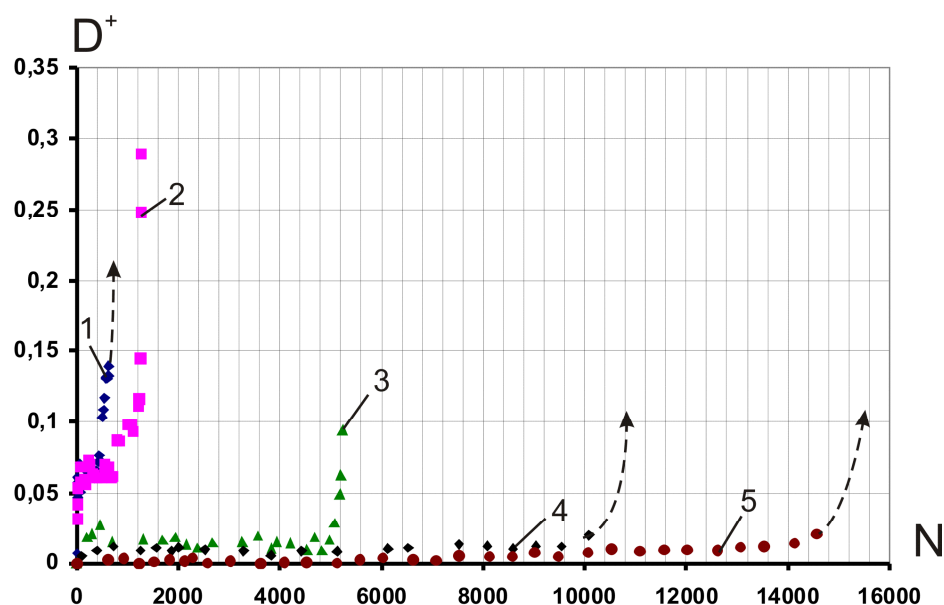


Рис. 4.7. Залежність величини D^+ від кількості циклів навантаження для сталі 15XCHD, $r_\sigma = -1$ (1 – $\sigma_a = 388$ МПа, 2 – $\sigma_a = 360$ МПа, 3 – $\sigma_a = 343$ МПа, 4 – $\sigma_a = 323$ МПа, 5 – $\sigma_a = 300$ МПа)

Аналогічні процеси зміни величини D^+ в залежності від кількості циклів до руйнування простежуються і для титанового сплаву BT22 (рисунок 4.8).

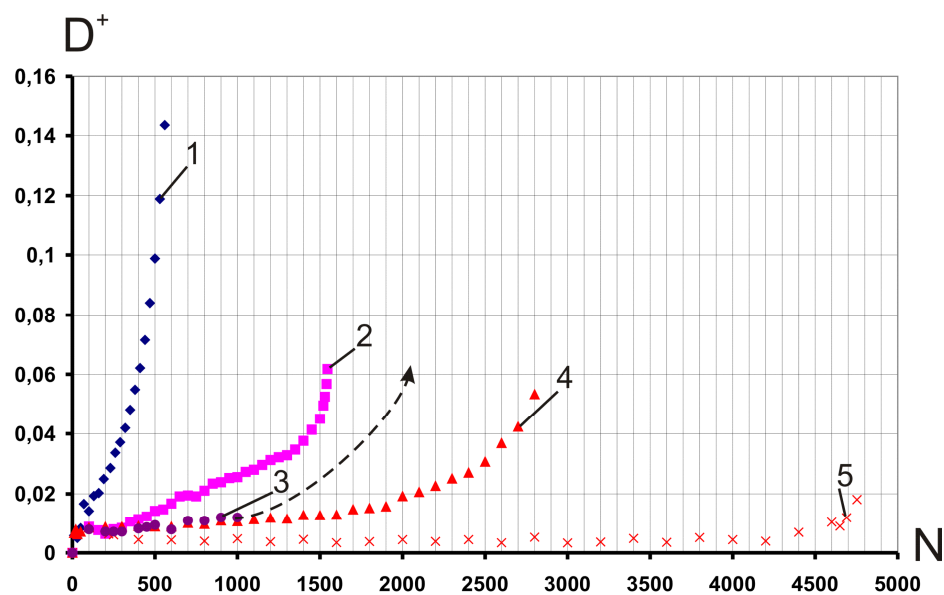


Рис. 4.8. Залежність величини D^+ від кількості циклів навантаження для титанового сплаву BT22, $r_\sigma = -1$ (1 – $\sigma_a = 1100$ МПа, 2 – $\sigma_a = 1050$ МПа, 3 – $\sigma_a = 1000$ МПа, 4 – $\sigma_a = 900$ МПа, 5 – $\sigma_a = 800$ МПа)

Відповідно до експериментальних результатів, наведених на рис. 4.6-4.8, можна зробити висновок про розподіл кривої накопичення пошкоджень у випадку малоциклового навантаження на три ділянки: для першої ділянки характерним є зростання величини D^+ до деякого значення. Після чого, на другій ділянці, зміна величини параметру пошкодження D^+ є незначною та він характеризується майже лінійною залежністю від кількості циклів до руйнування. Третя ділянка має переважно нелінійний характер та відзначається різким збільшенням швидкості процесу накопичення пошкоджень з деякого моменту навантаження та триває до самого руйнування зразка. Графічно це можна зобразити як показано на рисунку 4.9.

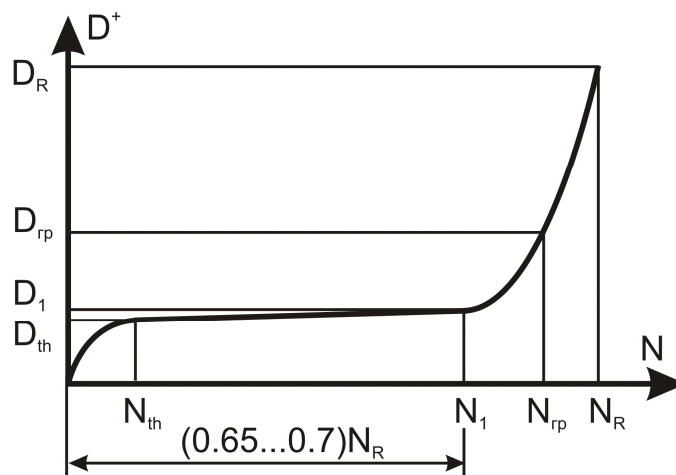


Рис. 4.9. Залежність величини D^+ від кількості циклів навантаження

Перша ділянка, протягом якої параметр пошкоджуваності стрімко зростає від 0 до деякого значення D_{th} має місце протягом невеликої кількості початкових циклів навантаження від 0 до N_{th} . Друга ділянка у межах від N_{th} до N_1 є майже лінійною, причому на основі проведених експериментів було встановлено, що величина N_1 для матеріалів, що досліджувалися становить близько 0,65-0,7 від граничної кількості циклів до руйнування N_R . Крім цього слід зауважити, що для сплаву Д16Т та сталі 15ХСНД величина пошкоджуваності D_1 , що відповідає N_1 , перевищує D_{th} не більше ніж у 2-3 рази. Для титанового сплаву ВТ22 це твердження також є справедливим за винятком результатів отриманих для амплітуди навантаження 1050 МПа.

У зв'язку з тим, що на ділянці, що відповідає циклам навантаження безпосередньо перед руйнуванням зразка (від N_1 до N_R) спостерігалась нестійка поведінка петлі пружно-пластичного гістерезису, пов'язана з процесами виникнення макротріщини та її росту у якості критичного приймалося граничне значення параметра пошкоджуваності D_{gr} , що фіксувалося по останньому стійкому циклу. Особливо чітко це явище простежувалось для сталі 15ХСНД. У випадку менш пластичних сплавів ВТ22 та Д16Т різниця між N_{gr} та N_R була мінімальна.

Отримані результати дають можливість стверджувати, що представлення загальної кількості циклів до руйнування у вигляді виразу (1.37) може застосовуватися у першому наближенні та повністю не враховує процеси які виникають у конструкції за умов малоциклової втоми, оскільки ділянка наявності граничної кількості циклів N_0 експериментально, на основі проведених досліджень, не підтверджується.

Розглянемо більш детально граничні величини пошкоджуваності, отримані в результаті випробувань на малоциклову втому для сплаву Д16Т. Графічно це можна представити як показано на рисунку 4.10.

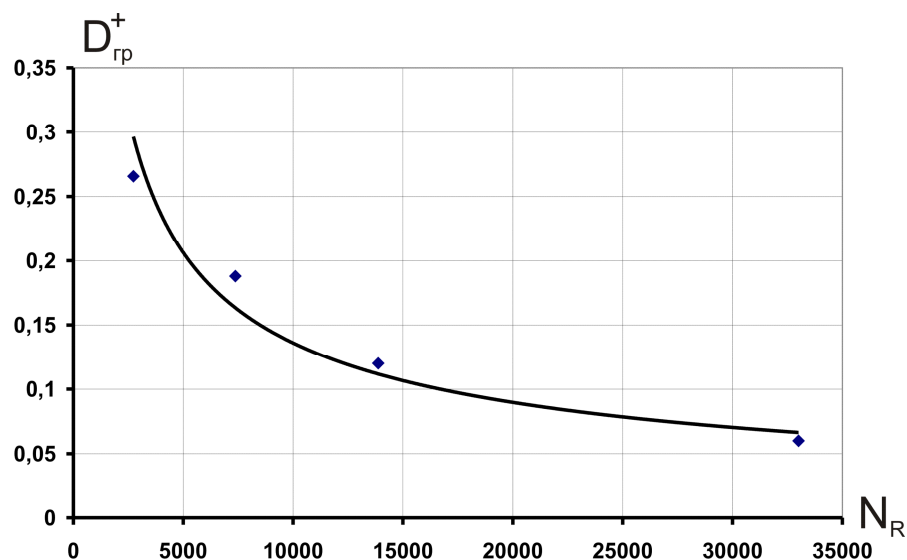


Рис. 4.10. Залежність параметра D_{gr} від кількості циклів до руйнування для сплаву Д16Т

Відповідно до рисунка 4.10 можна відмітити, що величина пошкоджуваності D_{ep} зменшується з ростом кількості циклів до руйнування.

Найбільш задовільною апроксимуючою функцією для отриманих експериментальних даних буде експоненційна залежність у вигляді (4.18), оскільки для неї виконується наступна умова: при зростанні кількості циклів до нескінченності параметр пошкоджуваності прямує до нуля:

$$D_{ep} = H_1 \cdot (N_R)^{H_2}, \quad (4.18)$$

де H_1 та H_2 – константи матеріалу.

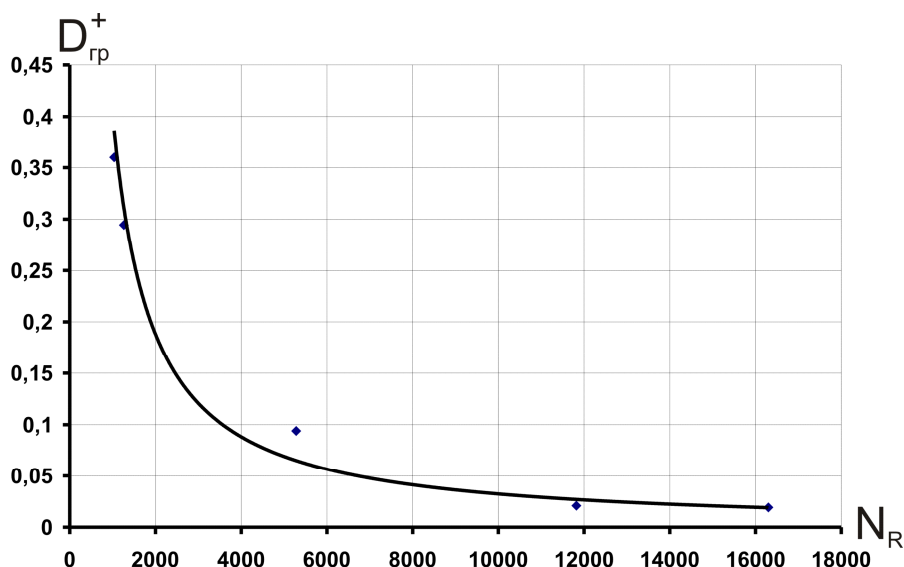


Рис. 4.11. Залежність параметра D_{ep} від кількості циклів до руйнування для сталі 15XCHД

Виходячи з отриманих експериментальних результатів (рисунок 4.11), які демонструють зменшення величини D_{ep} на фоні зростання числа циклів N_R можна стверджувати, що аналогічна експоненційна функція у вигляді (4.18) може бути використана і для визначення залежності величини параметра D_{ep} від кількості циклів до руйнування для сталі 15XCHД.

Аналогічні висновки можна зробити проаналізувавши залежність D_{ep} від N_R для титанового сплаву ВТ 22 (рис. 4.12).

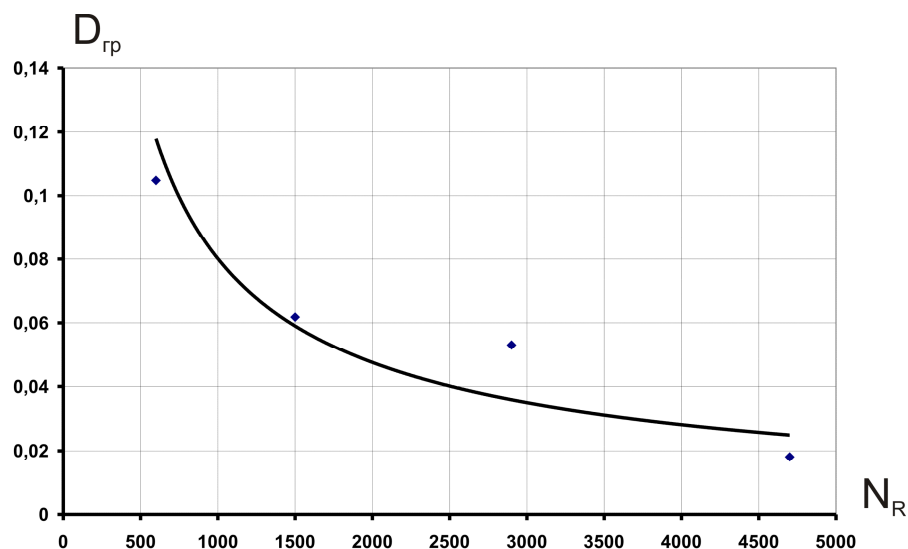


Рис. 4.12. Залежність параметра D_{gr} від кількості циклів до руйнування для титанового сплаву BT22

За отриманими результатами експериментальних досліджень з'ясуємо залежність параметру D_{th} від величини амплітудного значення напруження для сплавів Д16Т, BT22 та сталі 15ХСНД.

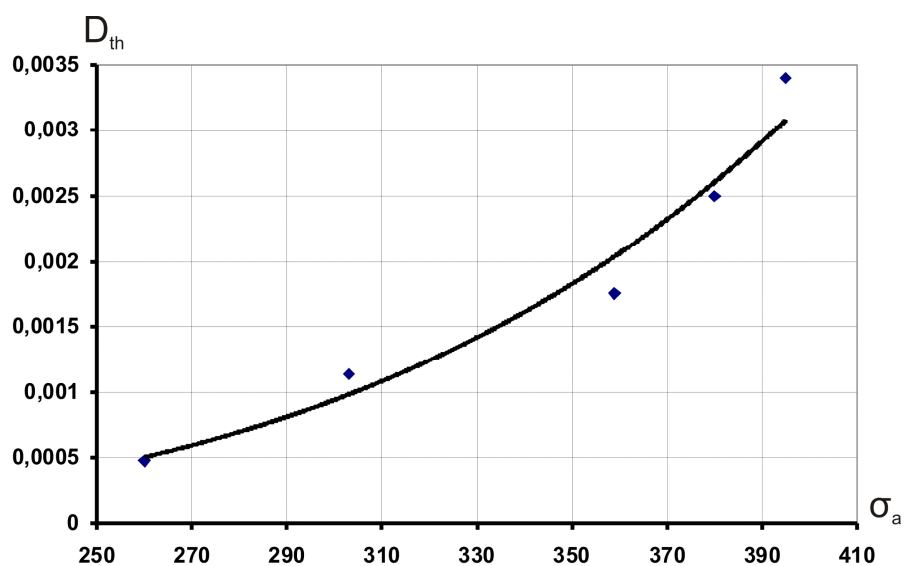


Рис. 4.13. Залежність параметра D_{th} від амплітудного напруження σ_a для сплаву Д16Т

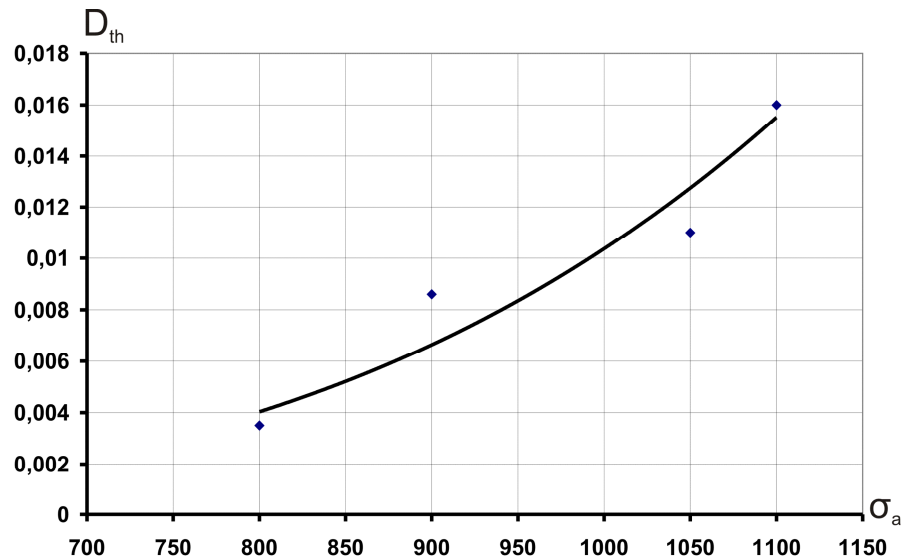


Рис. 4.14. Залежність параметра D_{th} від амплітудного напруження σ_a для титанового сплаву BT22

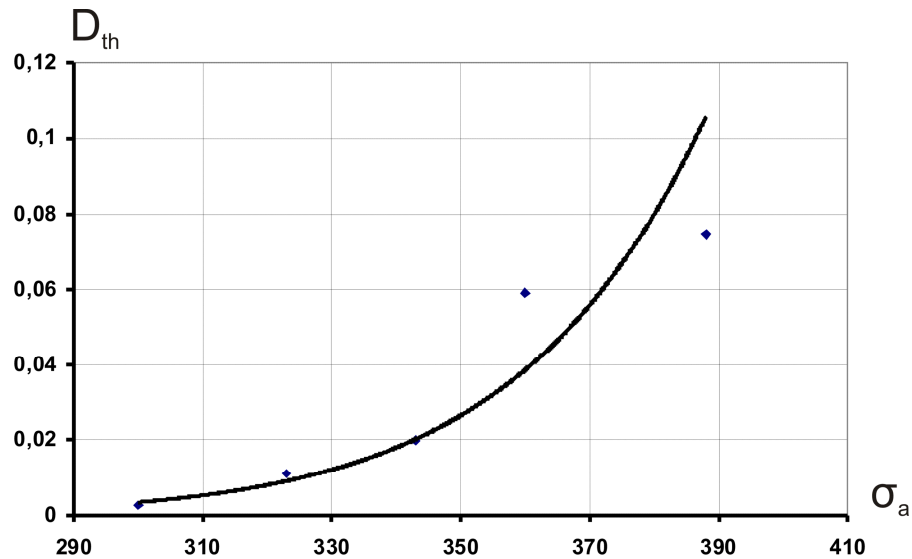


Рис. 4.15. Залежність параметра D_{th} від амплітудного напруження σ_a для сталі 15XCHD

Як видно з рисунків 4.13-4.15 для всіх розглянутих матеріалів величина D_{th} зростає разом зі збільшенням амплітуди симетричного циклу навантаження, причому це зростання носить нелінійний характер. Таким чином, отримані експериментальні дані щодо зміни величини пошкоджуваності D_{th} можуть бути описані степеневою функцією:

$$D_{th} = H_3(\sigma_a)^{H_4}, \quad (4.19)$$

де H_3 та H_4 – константи матеріалу. Залежність (4.19) може бути переписана у вигляді:

$$\ln(D_{th}) = \ln(H_3) + H_4 \cdot \ln(\sigma_a) = H_5 + H_4 \cdot \ln(\sigma_a). \quad (4.20)$$

За допомогою залежності (4.20) знаючи величину амплітудного напруження при симетричному м'якому циклі навантаження та враховуючи, що $D_1 \approx (2...3) \cdot D_{th}$, можна наближено встановити величину пошкоджуваності в матеріалі за якої він знаходитиметься в діапазоні циклів напрацювання від 0 до N_1 та приблизно відтворити другу ділянку кривої пошкоджуваності.

Розглянемо залежність між параметрами D_{th} та D_{gp} для сплавів Д16Т, ВТ22 та сталі 15ХСНД.

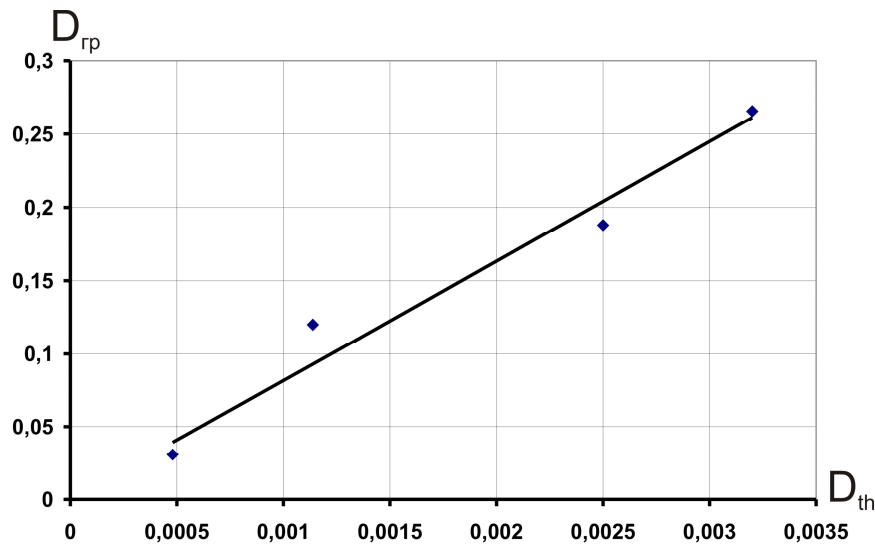


Рис. 4.16. Залежність параметра D_{gp} від величини D_{th} для сплаву Д16Т

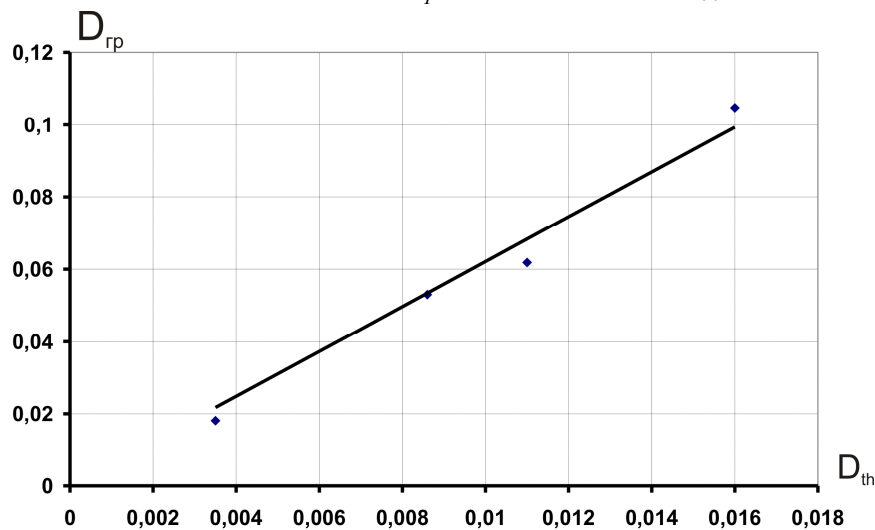


Рис. 4.17. Залежність параметра D_{gp} від величини D_{th} для титанового сплаву ВТ22

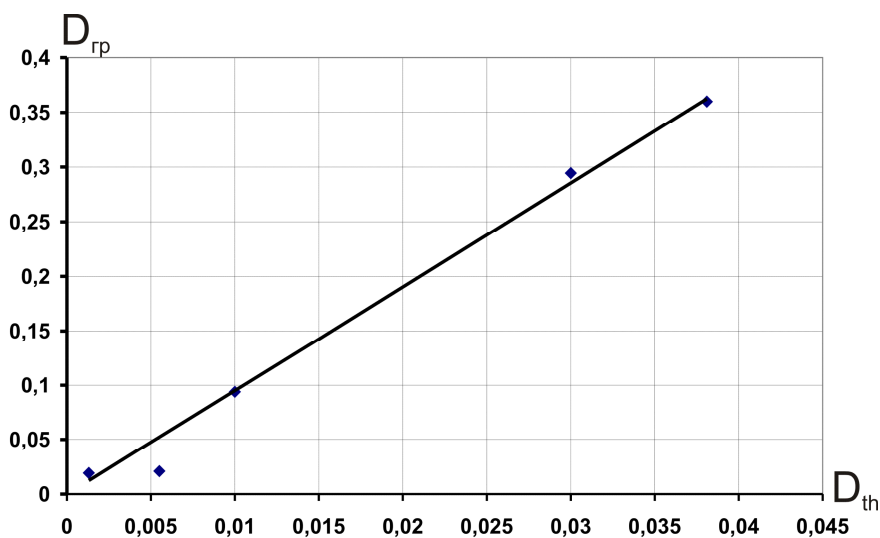


Рис. 4.18. Залежність параметра D_{gr} від величини D_{th} для сталі 15XCHD

Як видно з рисунків 4.16-4.18 величина параметра пошкоджуваності D_{gr} зростає разом зі збільшенням D_{th} , причому ця залежність може бути задовільно описана за допомогою лінійної функції у вигляді:

$$D_{gr} = H_6 \cdot D_{th}, \quad (4.21)$$

де H_6 – параметр матеріалу.

Всі параметри матеріалів, що використовуються у рівняннях (4.18), (4.20) та (4.21) можуть бути визначені з двох експериментів на малоциклову втому для різних амплітуд навантаження. Крім цього, перші дві ділянки кривої накопичення пошкоджень можуть бути приблизно побудовані лише на основі проведення експерименту для малої кількості циклів навантаження, достатньої для визначення величини D_{th} . Експериментально визначені параметри матеріалів у рівняннях (4.18), (4.20) та (4.21) наведено у таблиці 4.3

Таблиця 4.3

Параметри матеріалів

Матеріал	H_1	H_2	H_4	H_5	H_6
Д16Т	34,15	-0,60	4,23	-31,14	81,70
15XCHD	762,40	-1,10	13,42	-82,20	9,51
ВТ 22	14,75	-0,75	4,23	-34,54	6,21

Таким чином, розв'язок системи рівнянь (4.18), (4.20) та (4.21) дає можливість визначити кількість циклів до руйнування в залежності від заданої амплітуди навантаження, а отже і побудувати криву малоциклової втоми.

Порівняння отриманих за запропонованим методом розрахункових величин кількості циклів до руйнування з їх експериментальними значеннями на рисунку 4.19.

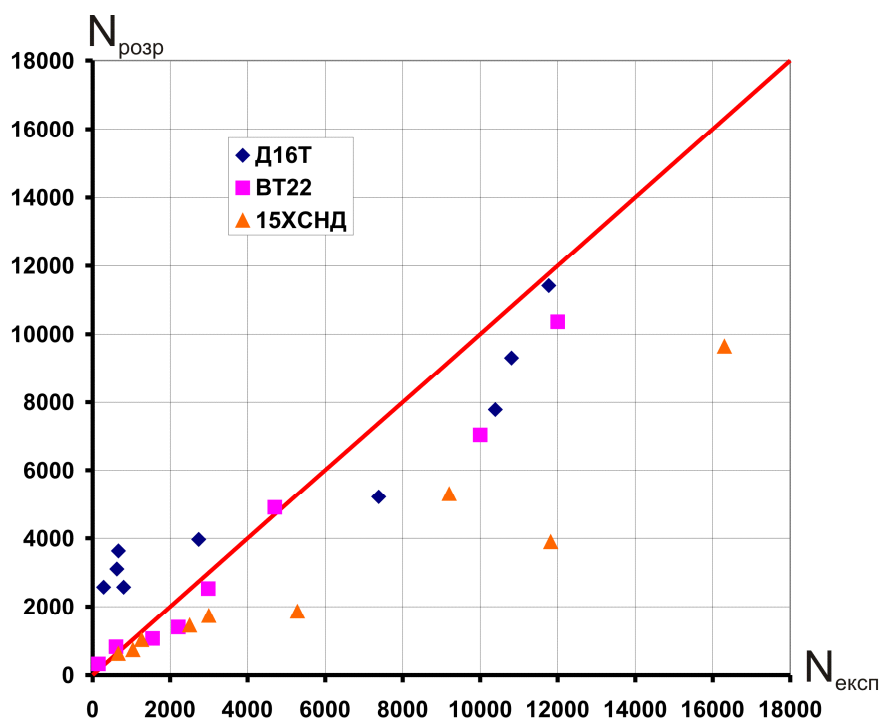


Рис 4.19. Порівняння експериментальних та розрахункових величин циклів до руйнування

Як видно з рисунка 4.19 для сплаву Д16Т у діапазоні циклів від 0 до 1000 похибка визначення кількості циклів до руйнування може сягати п'яти разів, причому вона йде не у запас міцності. Для діапазону більше 1000 циклів відносна похибка розрахунку становить не більше 200%. Для титанового сплаву VT22 різниця між розрахованою та експериментальною кількістю циклів у діапазоні від 150 до 12000 не перевищує 30%. Всі отримані розрахункові величини циклів для сталі 15XCHD є меншими за експериментальні, тобто розрахунок за запропонованим методом в цьому випадку йде у запас міцності. Відносна похибка в цьому випадку не перевищила 65%.

4.3 Енергетичний підхід щодо оцінки довговічності елементів конструкцій

Проаналізуємо енергетичне підґрунтя процесу пружно-пластичного деформування матеріалу під дією зовнішнього статичного навантаження. Відомо, що він супроводжується затратами енергії, яка в загальному випадку складається з двох складових: механічної енергії, що була поглинута матеріалом та теплової енергії, яка розсіюється у вигляді теплоти [17]. У першому наближенні знехтуємо тепловою складовою сумарної енергії. Тоді явище руйнування матеріалу при статичному навантаженні може бути однозначно охарактеризоване за допомогою поглинутої механічної енергії, яка визначається на основі отриманої діаграми деформування. Так, наприклад, у роботі [17] у якості такої енергії вибрана енергія що визначається за відповідною частиною площі діаграми деформування яка обмежена значенням границі пропорційності матеріалу. У роботі [23] вказано на можливість розглядати у якості енергії, що відповідає руйнуванню енергію статичного навантаження, що визначається повною площею діаграми розтягу.

Розглянемо діаграму деформування та застосуємо до неї підхід ефективних напружень Качанова-Работнова. При цьому врахуємо отримані у розділі 3 експериментальні дані, щодо процесу накопичення пошкоджень в матеріалі (рисунок 4.20).

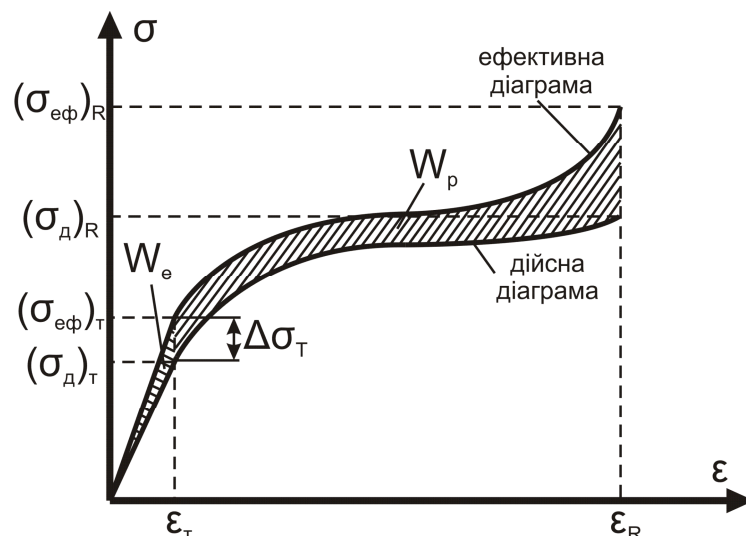


Рис. 4.20. Ефективна та дійсна діаграми деформування

Поглинута тілом механічна енергія без врахування явища накопичення пошкоджень W^δ може бути описана за допомогою площі під дійсною діаграмою деформування:

$$W^\delta = \frac{1}{2} \cdot (\sigma_\delta)_T \cdot \varepsilon_T + \int_{\varepsilon_T}^{\varepsilon_R} \sigma_\delta(\varepsilon) d\varepsilon, \quad (4.22)$$

де величини $(\sigma_\delta)_T$ та ε_T відповідають напруженню та деформації на рівні границі текучості (границі пропорційності) матеріалу відповідно, ε_R – деформація, що відповідає моменту руйнування зразка.

Аналогічним чином, поглинута тілом механічна енергія, що враховує накопичення пошкоджень у матеріалі W^{ef} визначається за ефективною кривою деформування:

$$W^{ef} = \frac{1}{2} \cdot (\sigma_{ef})_T \cdot \varepsilon_T + \int_{\varepsilon_T}^{\varepsilon_R} \sigma_{ef}(\varepsilon) d\varepsilon, \quad (4.23)$$

величина $(\sigma_{ef})_T$ відповідає напруженню границі текучості (пропорційності) ефективної діаграми деформування $\sigma_{ef}(\varepsilon)$. Тоді енергію W^D , що відповідає процесу накопичення пошкоджень можна визначити за різницею виразів (4.23) та (4.22):

$$W^D = W^{ef} - W^\delta = \frac{1}{2} \Delta \sigma_T \cdot \varepsilon_T + \int_{\varepsilon_T}^{\varepsilon_R} \Delta \sigma(\varepsilon) d\varepsilon = W_e + W_p. \quad (4.24)$$

Умовно загальну енергію W^D при статичному навантаженні можна представити у вигляді двох складових: W_e – енергія, що відповідає інтервалу пружних деформацій в матеріалі та W_p – енергія, яка характеризується процесами, що мають місце при пружно-пластичному деформуванні.

Процес циклічного навантаження також може бути розглянутий з аналогічних позицій.

Відповідно до підходу ефективних напружень петля пружно-пластичного гістерезису для кожного циклу навантаження може бути побудована у координатах $\sigma_{ef} - \varepsilon$:

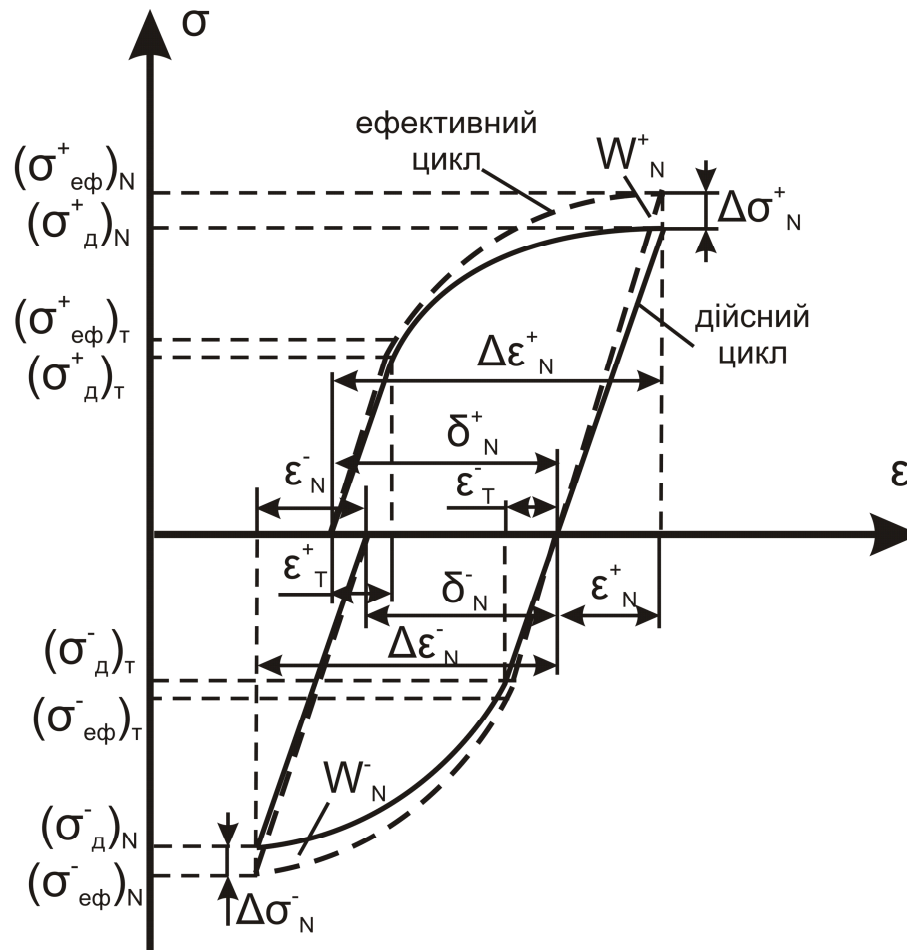


Рис 4.21. Пружно-пластичний гістерезис

Для симетричного м'якого режиму навантаження загальна енергія, якою може бути охарактеризований цикл може бути розділена на дві складові: енергія за додатній напівцикл навантаження та енергія за від'ємний напівцикл навантаження. Розглянемо кожну з них окремо.

Енергія, яка відповідає за процес накопичення пошкоджень у додатному напівциклі може бути записана аналогічно випадку для статичного навантаження:

$$\begin{aligned}
 W_N^+ &= \frac{(\sigma_{ef}^+)_T \cdot \varepsilon_T^+}{2} + \int_{\varepsilon_T^+}^{\Delta \varepsilon_N^+} \sigma_{ef}^+(\varepsilon) d\varepsilon - \frac{(\sigma_{ef}^+)_N \cdot \varepsilon_N^+}{2} - \left(\frac{(\sigma_d^+)_T \cdot \varepsilon_T^+}{2} + \int_{\varepsilon_T^+}^{\Delta \varepsilon_N^+} \sigma_d^+(\varepsilon) d\varepsilon - \frac{(\sigma_d^+)_N \cdot \varepsilon_N^+}{2} \right) = \\
 &= \frac{\Delta \sigma_T^+ \cdot \varepsilon_T^+}{2} + \int_{\varepsilon_T^+}^{\Delta \varepsilon_N^+} \Delta \sigma(\varepsilon) d\varepsilon - \frac{\Delta \sigma^+ \cdot \varepsilon_N^+}{2}
 \end{aligned} \quad (4.25)$$

Енергія, що відповідає від'ємному напівциклу:

$$\begin{aligned}
W_N^- &= \frac{(\sigma_{ef}^-)_T \varepsilon_T^-}{2} + \int_{\varepsilon_T^-}^{\Delta \varepsilon_N^-} \sigma_{ef}(\varepsilon) d\varepsilon - \frac{(\sigma_{ef}^-)_N \varepsilon_N^-}{2} - \left(\frac{(\sigma_\partial^-)_T \varepsilon_T^-}{2} + \int_{\varepsilon_T^-}^{\Delta \varepsilon_N^-} \sigma_\partial(\varepsilon) d\varepsilon - \frac{(\sigma_\partial^-)_N \varepsilon_N^-}{2} \right) = \\
&= \frac{\Delta \sigma_T^- \cdot \varepsilon_T^-}{2} + \int_{\varepsilon_T^-}^{\Delta \varepsilon_N^-} \Delta \sigma(\varepsilon) d\varepsilon - \frac{\Delta \sigma^- \cdot \varepsilon_N^-}{2}
\end{aligned} \quad (4.26)$$

Оскільки величина пластичної деформації у напівциклі є малою, порівняно зі статичним навантаженням, величиною, то зміною параметра пошкоджуваності, як функції пластичної деформації, в рамках напівциклу можна знехтувати і прийняти його за постійну величину. Тоді ефективне напруження у напівциклі буде визначатись як $(\sigma_{ef})_k = \frac{(\sigma_\partial)_k}{1 - D_k}$, де D_k визначається згідно (4.13) для додатнього напівциклу і (4.16) – для від'ємного, $(\sigma_\partial)_k$ – експериментально визначена поточна величина дійсного напруження.

Наближено визначити енергію додатнього та від'ємного напівциклів можливо розглянувши степеневу апроксимацію діаграми циклічного деформування у вигляді (враховуючи (3.14)):

$$\sigma = a \varepsilon^{\bar{m}}, \quad a = \frac{\sigma_T}{(\varepsilon_T)^{\bar{m}}}. \quad (4.27)$$

Тоді, враховуючи залежності (3.13), (4.15) та (4.27) вирази (4.25) та (4.26) можуть бути записані наступним чином:

$$W_N^+ = \frac{(\sigma_\partial^+)_T \cdot \varepsilon_T^+ \cdot D^+}{2(1 - D^+)} + \int_{\varepsilon_T^+}^{\Delta \varepsilon_N^+} \left(a_{ef} \varepsilon^{\bar{m}_{ef}(k)} - a_\partial \varepsilon^{\bar{m}_\partial(k)} \right) d\varepsilon - \frac{(\sigma_\partial^+)_N \cdot \varepsilon_N^+ \cdot D^+}{2(1 - D^+)} \quad (4.28)$$

$$W_N^- = \frac{(\sigma_\partial^-)_T \cdot \varepsilon_T^- \cdot h \cdot D^+}{2(1 - h \cdot D^+)} + \int_{\varepsilon_T^-}^{\Delta \varepsilon_N^-} \left(a_{ef} \varepsilon^{\bar{m}_{ef}(k-1)} - a_\partial \varepsilon^{\bar{m}_\partial(k-1)} \right) d\varepsilon - \frac{(\sigma_\partial^-)_N \cdot \varepsilon_N^- \cdot h \cdot D^+}{2(1 - h \cdot D^+)} \quad (4.29)$$

де $\bar{m}_{ef}(k)$, $\bar{m}_\partial(k)$, $\bar{m}_{ef}(k-1)$, $\bar{m}_\partial(k-1)$ – циклічні коефіцієнти зміцнення, що відповідають ефективним та дійсним напруженням для додатного та від'ємного напівциклів навантаження. Вони можуть бути розраховані згідно залежності [4]:

$$\bar{m}(k) = \frac{\lg(\bar{\varepsilon}^{(0)})^{\bar{m}}}{\lg\left((\bar{\varepsilon}^{(0)})^{\bar{m}} + \frac{A}{2}(\bar{\varepsilon}^{(0)} - 1)\Phi(k)\right)}, \quad (4.30)$$

де \bar{m} – коефіцієнт зміцнення, що відповідає статичній діаграмі деформування матеріалу (ефективній, умовній або дійсній, в залежності від типу розрахунку).

Загальна енергія, що відповідає за процес накопичення пошкоджень протягом одного циклу навантаження буде дорівнювати:

$$W_N^\Sigma = W_N^+ + W_N^- . \quad (4.31)$$

А сумарна енергія за умов циклічного навантаження, що відповідає моменту руйнування, буде визначатись сумою всіх енергій циклів:

$$W_\Sigma = \sum_{N=1}^{N_R} W_N^\Sigma . \quad (4.32)$$

Якщо у якості енергії що йде на руйнування прийняти енергію, яка відповідає статичному навантаженню, то кількість циклів до руйнування може бути записана наступним чином:

$$N_R = \frac{W_D}{g(f(\sigma, \varepsilon); R_\sigma) \cdot W_{N_{CT}}^\Sigma} , \quad (4.33)$$

де $W_{N_{CT}}^\Sigma$ – сумарна енергія, що відповідає стабілізованому (для випадку циклічно стабільного стану матеріалу) або умовно стабілізованому циклу (для випадку стану циклічного зміцнення або циклічного знеміцнення) навантаження, $g(f(\sigma, \varepsilon); R_\sigma)$ – функція, що залежить від матеріалу, виду напруженого стану.

В залежності від координат у яких визначається діаграма циклічного деформування енергія в рамках напівциклу може бути розрахована для абсолютних $(\sigma - \varepsilon)$ або відносних $(\bar{\sigma} - \bar{\varepsilon})$ величин напружень та деформацій. Знайдемо зв'язок між цими значеннями енергій для випадку степеневі апроксимації ділянки пружно-пластичного деформування напівциклу:

$$\begin{aligned} W &= \int_{(\varepsilon_T)_k}^{(\Delta\varepsilon)_k} a \varepsilon^{\bar{m}(k)} d\varepsilon = a \cdot \frac{\varepsilon^{(\bar{m}(k)+1)}}{\bar{m}(k)+1} \Big|_{(\varepsilon_T)_k}^{(\Delta\varepsilon)_k} = \frac{(\sigma_T)_k}{(\varepsilon_T)_k^{m(k)}} \cdot \frac{(\Delta\varepsilon)_k^{(\bar{m}(k)+1)} - (\varepsilon_T)_k^{(\bar{m}(k)+1)}}{\bar{m}(k)+1} = \\ &= (\sigma_T)_k \cdot (\varepsilon_T)_k \cdot \frac{(\Delta\bar{\varepsilon})_k^{(\bar{m}(k)+1)} - 1}{\bar{m}(k)+1} \end{aligned} \quad (4.34)$$

$$\overline{W} = \int_1^{(\Delta \bar{\varepsilon})_k} \bar{\varepsilon}^{\bar{m}(k)} d\bar{\varepsilon} = \frac{\bar{\varepsilon}^{(\bar{m}(k)+1)}}{\bar{m}(k)+1} \Big|_1^{(\Delta \bar{\varepsilon})_k} = \frac{(\Delta \bar{\varepsilon})_k^{(\bar{m}(k)+1)} - 1}{\bar{m}(k)+1}, \quad (4.35)$$

де $(\sigma_T)_k$ та $(\varepsilon_T)_k$ – напруження та деформації, що відповідають поточному значенню границі текучості для напівциклу k , $(\Delta \varepsilon)_k$ – величина повних деформацій напівциклу k .

З (4.34) та (4.35) випливає, що

$$\frac{W}{\overline{W}} = (\sigma_T)_k \cdot (\varepsilon_T)_k. \quad (4.36)$$

Легко побачити, що і для ділянок, які відповідають пружній деформації в рамках напівциклу вираз (4.36) також справджується:

$$(\overline{W}_{\text{пружн}})_k = \frac{1}{2}(\overline{\sigma \varepsilon})_k = \frac{1}{2} \cdot \frac{(\sigma_T)_k}{(\sigma_T)_k} \cdot \frac{(\varepsilon_T)_k}{(\varepsilon_T)_k} = \frac{(\sigma_T)_k (\varepsilon_T)_k}{2} \cdot \frac{1}{(\sigma_T)_k (\varepsilon_T)_k} = \frac{(W_{\text{пружн}})_k}{(\sigma_T)_k (\varepsilon_T)_k} \quad (4.37)$$

У якості умовно стабілізованого циклу для сплавів Д16Т, ВТ22 та сталі 18Х2Н4ВА в роботі було прийнято цикл на рівні 10% від N_R . Сталь 15ХСНД розглядалася як циклічно стабільна з циклу, параметри якого визначаються згідно залежностей (4.9) та (4.10). У випадку однорідного напруженого стану для підвищення точності розрахунків величина $g(f(\sigma, \varepsilon); R_\sigma)$ визначалась як середнє значення розрахунків за п'ятьма точками у діапазоні циклів ± 50 відносно величини $0,1 N_R$. Ефективний цикл навантаження визначався безпосередньо з експерименту.

За результатами експериментів було встановлено, що для зразків, що не містять концентратора напружень (рис. 2.10(а)) функція $g(f(\sigma, \varepsilon); R_\sigma)$ є постійною величиною. Значення цієї функції для матеріалів, що досліджувались наведені у таблиці 4.4

Таблиця 4.4

Значення функції $g(f(\sigma, \varepsilon); R_\sigma)$ ($\alpha_\sigma = 1$, $r_\sigma = -1$)

Матеріал	Д16Т	18Х2Н4ВА	15ХСНД	ВТ22
$g(r_\sigma; f(\sigma, \varepsilon); R_\sigma)$	1,0	2,8	0,2	0,7

Порівняння результатів розрахунку згідно (4.33) та експериментальних значень кількості циклів до руйнування наведено на рисунку 4.22.

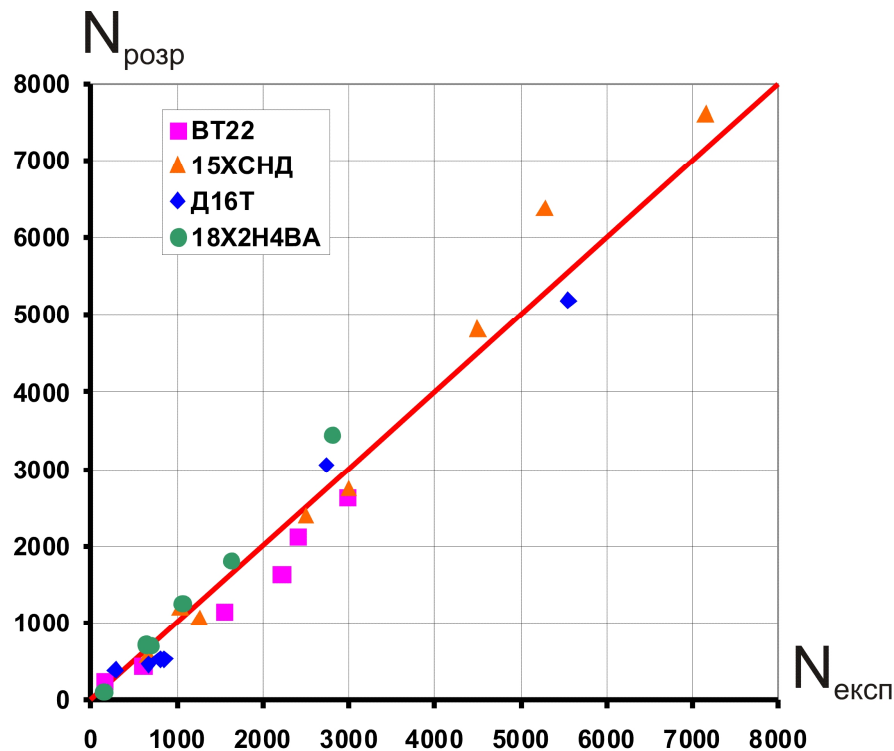


Рис 4.22. Порівняння експериментальних та розрахункових величин циклів до руйнування

Максимальна відносна похибка при використанні методу розрахунку (4.33) становила: для сплаву Д16Т – 35%, для титанового сплаву ВТ22 – 25%, для сталі 18Х2Н4ВА – 15%, для сталі 15ХСНД – 20%, що значно менше, ніж у випадку розрахунку за залежностями (4.18), (4.20) та (4.21).

Таким чином, виходячи з аналізу отриманих результатів, які наведені на рисунках 4.19 та 4.22, можна зробити висновок, що метод розрахунку довговічності, в якому за основу взято енергетичний підхід дає більш точні результати по відношенню до підходу, який базується на залежностях параметра пошкоджуваності від амплітуди та кількості циклів до руйнування. Тому у подальшому буде розглядатись саме енергетичний підхід.

Для перевірки можливості застосування вказаного підходу за наявності неоднорідного напружено-деформованого стану розглянемо випадок малоциклового навантаження з урахуванням концентратора напружень

(деформацій) (рис. 2.9 (в)). В такому випадку необхідно перейти до циклічної діаграми деформування, що описується залежностями (1.2) та (1.3), та визначити циклічні коефіцієнти концентрації напружень ($K_s^{(k)}$) та деформацій ($K_\epsilon^{(k)}$). Вони можуть бути знайдені за допомогою залежностей (3.46) – (3.49) шляхом заміни в них номінальних напружень $\bar{\sigma}_n$ та відповідного коефіцієнта зміцнення \bar{m} на номінальні напруження діаграми циклічного деформування \bar{S}_n та її коефіцієнт зміцнення $\bar{m}(k)$ згідно (4.30) [4].

У випадку $\bar{\sigma}_n \leq 1$ вираз (4.30) перепишеться наступним чином [4]:

$$\bar{m}(k) = \frac{\lg(\bar{\epsilon}_n K_\epsilon)^{\bar{m}}}{\lg\left((\bar{\epsilon}_n K_\epsilon)^{\bar{m}} + \frac{A}{2}(\bar{\epsilon}_n K_\epsilon - 1)\Phi(k)\right)}, \quad (4.38)$$

де K_ϵ – ефективний коефіцієнт концентрації деформацій, що визначається для нульового напівциклу, тобто відповідає випадку статичного навантаження до величини напружень $\bar{\sigma}_n$ (див. Розділ 3).

Якщо $\bar{\sigma}_n \geq 1$ то визначається циклічний коефіцієнт зміцнення за номінальними напруженнями [4]:

$$\bar{m}_n(k) = \frac{\lg(\bar{\epsilon}_n)^{\bar{m}}}{\lg\left((\bar{\epsilon}_n)^{\bar{m}} + \frac{A}{2}(\bar{\epsilon}_n - 1)\Phi(k)\right)}. \quad (4.39)$$

Номінальні напруження та деформації в цьому випадку пов'язані залежністю $\bar{S}_n^{(k)} = (\bar{\epsilon}_n^{(k)})^{m_n^{(k)}}$. Максимальні величини напружень $(\bar{S}_{ef})_{\max}^{(k)}$ та деформацій $\bar{\epsilon}_{\max}^{(k)}$ у циклі (визначені з урахуванням концепції ефективної діаграми деформування) за наявності концентраторів напружень розраховуються згідно з [4]:

$$(\bar{\epsilon}_{ef})_{\max}^{(k)} = \bar{\epsilon}_n (K_{ef})_\epsilon^{(k)}, \quad (\bar{S}_{ef})_{\max}^{(k)} = (\bar{S}_{ef})_n (K_{ef})_s^{(k)}, \quad (4.40)$$

де $\bar{S}_n = \frac{2 \cdot \bar{\sigma}_n}{\bar{S}_T^{(k)}}$, $\bar{S}_T^{(k)} \approx \bar{S}_T^{(1)} = 2$ – циклічна границя текучості, $\bar{\epsilon}_n$ – відносна номінальна деформація у координатах $\bar{S} - \bar{\epsilon}$, причому $\bar{S}_{\max}^{(k)} = (\bar{\epsilon}_{\max}^{(k)})^{\bar{m}(k)}$.

Напруження та деформації у напівциклах навантаження у координатах $\sigma - \varepsilon$ можуть бути знайдені за допомогою залежностей:

$$\begin{cases} \sigma_{\max}^{(k)} = \sigma_{\max}^{(k-1)} + (-1)^k S_{\max}^{(k)} \\ \varepsilon_{\max}^{(k)} = \varepsilon_{\max}^{(k-1)} + (-1)^k \varepsilon_{\max}^{(k)} \end{cases} \quad (4.41)$$

Пружна деформація ε_N (рисунок 4.21), що відповідає ділянці розвантаження у напівциклі може бути визначена з ефективного напівциклу навантаження. Оскільки під час побудови ефективної діаграми вплив пошкоджуваності на фізико-механічні характеристики матеріалу вже врахований через розрахунок ефективних напружень (див. Розділ 3) то для неї приймається $D = 0$. Тоді з (4.13) та (4.14) витікає, що для петлі гістерезису, побудованої у ефективних координатах виконується рівність $E_i^+ = E_i^- = E_0$. Тобто

$$\varepsilon_N = \frac{(\sigma_{ef})_{\max}^{(k)}}{E_0}, \quad (4.42)$$

де $(\sigma_{ef})_{\max}^{(k)}$ – максимальне значення ефективного напруження у напівциклі k . Таким чином, вирази (4.38) – (4.42) дають нам змогу наближено визначити петлю пружно-пластичного гістерезису за наявності концентраторів напружень та застосувати умову (4.33).

Енергії додатнього та від'ємного напівциклу навантаження в цьому випадку у координатах $\sigma - \varepsilon$, з урахуванням гіпотези про інваріантність деформованого стану, можуть бути записані аналогічно (4.25) та (4.26)

$$W_N^+ = \frac{\Delta \sigma_T^+ \cdot \varepsilon_T^+}{2} + \int_{\varepsilon_T^+}^{(\varepsilon_{ef}^+)_{\max}^{(k)}} \Delta \sigma(\varepsilon) d\varepsilon - \frac{\left((\sigma_{ef}^+)_{\max}^{(k)} - (a_{\partial}^+ (\varepsilon_{ef}^+)_{\max}^{(k)})^{m_{\partial}^+(k)} \right) (\sigma_{ef}^+)_{\max}^{(k)}}{2E_0} \quad (4.43)$$

$$W_N^- = \frac{\Delta \sigma_T^- \cdot \varepsilon_T^-}{2} + \int_{\varepsilon_T^-}^{(\varepsilon_{ef}^-)_{\max}^{(k)}} \Delta \sigma(\varepsilon) d\varepsilon - \frac{\left((\sigma_{ef}^-)_{\max}^{(k)} - (a_{\partial}^- (\varepsilon_{ef}^-)_{\max}^{(k)})^{m_{\partial}^-(k)} \right) (\sigma_{ef}^-)_{\max}^{(k)}}{2E_0} \quad (4.44)$$

де $m_{\delta}^{+}(k)$, a_{δ}^{+} , $m_{\delta}^{-}(k)$, a_{δ}^{-} – параметри дійсної діаграми циклічного деформування у випадку її степеневі апроксимації $(\sigma_{\delta})_k = a_{\delta} \varepsilon^{m_{\delta}(k)}$ для додатнього та від’ємного напівциклів відповідно, $(\varepsilon_{ef}^{+})_{\max}^{(k)}$ та $(\varepsilon_{ef}^{-})_{\max}^{(k)}$ – максимальне значення деформації у додатньому та від’ємному напівциклі, розраховані відповідно до (4.40) та (4.41). Оскільки підхід з застосуванням діаграми циклічного деформування, в загальному випадку, не враховує зміну границі текучості (пропорційності) протягом циклічного навантаження, то перший доданок у виразах (4.43) та (4.44) наближено визначався за результатами статичного експерименту, тобто

$$\left(\frac{\Delta \sigma_T \cdot \varepsilon_T}{2} \right)_{\text{цикл}} = \left(\frac{\Delta \sigma_T \cdot \varepsilon_T}{2} \right)_{\text{розтяг}} \approx \text{const}. \quad (4.45)$$

При визначенні енергії умовно стабілізованого циклу у відносних координатах у розрахунках може бути використана залежність (4.36).

Аналогічно випадку для зразка без концентратора умовно стабілізований цикл визначався, як цикл, що відповідає величині $0.1N_R$. За результатами розрахунків для зразка з кільцевою проточкою (рис. 2.10 (в)) було встановлено, що функція $g(f(\sigma, \varepsilon); R_{\sigma})$ залежить від кількості циклів до руйнування та може бути представлена у вигляді деякої степеневі залежності $g(f(\sigma, \varepsilon); R_{\sigma}) = M_1 N_R^{M_2}$. Величини коефіцієнтів цієї функції для матеріалів, що досліджувались наведені у таблиці 4.5

Таблиця 4.5

Коефіцієнти функції $g(f(\sigma, \varepsilon); R_{\sigma})$ для зразка з кільцевою проточкою

$$(\alpha_{\sigma} = 1,8, r_{\sigma} = -1)$$

Матеріал	Д16Т	18Х2Н4ВА	15ХСНД
M_1	1,65	3,32	0,32
M_2	-0,52	-0,36	-0,22

Порівняння результатів розрахунків згідно (4.33) з експериментальними значеннями кількості циклів до руйнування для зразка з кільцевою проточною наведено на рисунку 4.23.

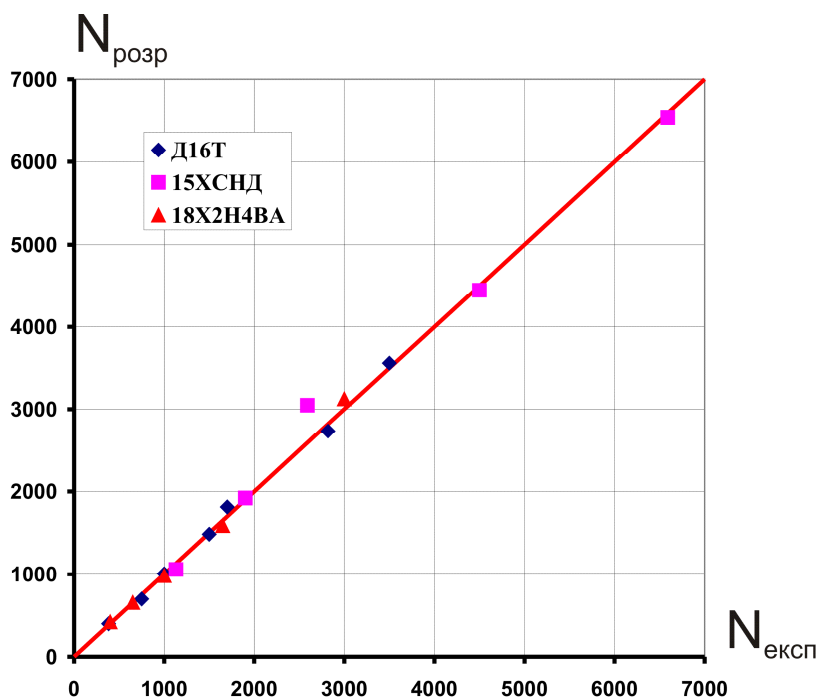


Рис 4.23. Порівняння експериментальних та розрахункових величин циклів до руйнування

Максимальна відносна похибка при оцінці довговічності зразка з концентратором у вигляді кільцевої проточки становить: для сплаву Д16Т – 7%, для сталі 18Х2Н4ВА – 8%, для сталі 15ХСНД – 18%.

4.4 Порівняння запропонованого методу розрахунку довговічності елементів конструкцій зі стандартним розрахунком

Згідно [157] для визначення допустимої кількості циклів до руйнування за критерієм втомного руйнування при відомих значеннях максимальних напружень у циклі з урахуванням концентрації необхідно застосувати наступну залежність:

$$\sigma_a^* = \frac{E}{4(N)^{m_p} + \frac{1+r^*}{1-r^*}} \ln \frac{100}{100-\psi} + \frac{\sigma_{-1}}{1 + \frac{\sigma_{-1}}{\sigma_B} \frac{1+r}{1-r}}, \quad (4.46)$$

де $\sigma_a^* = E \cdot \varepsilon_a$ – максимальні умовні пружні напруження, σ_{-1} – границя витривалості, r^* – коефіцієнт асиметрії умовних пружних напружень (або деформацій [157]), r – коефіцієнт асиметрії напружень циклу, m_p – характеристика матеріалу яка визначається як показано нижче:

$$m_p = \begin{cases} 0,5 & \text{для } 300 \leq \sigma_s < 700 \\ 0,5 + 0,0002 \cdot (\sigma_B - 700) & \text{для } 700 \leq \sigma_s \leq 1200 \end{cases} \quad (4.47)$$

Для уточненої оцінки згідно вказаного критерію допускається використовувати наступну залежність [157]:

$$\sigma_a^* = \frac{E}{4(N)^{m_p} + \frac{1+r^*}{1-r^*}} \ln \frac{100}{100-\psi} + \frac{\sigma_B}{4(N)^{m_e} + \frac{1+r}{1-r}}, \quad (4.48)$$

де $m_e = 0,132 \lg \frac{\sigma_B}{\sigma_{-1}}$ – характеристика матеріалу.

Для визначення кількості циклів до руйнування за критерієм руйнування для м'якого навантаження у випадку стану циклічного знеміцнення згідно [157] застосовується залежність:

$$\sigma_a^* = \frac{AE}{N^{m_1}} (a_\sigma)^2 \frac{1-r}{2} \ln \frac{100}{100-\psi_B} + \frac{\sigma_{-1}}{1 + \frac{\sigma_{-1}}{\sigma_B} \frac{1+r}{1-r}}, \quad (4.49)$$

де A – циклічна характеристика матеріалу, що може бути наближено визначена наступним чином: $A = 0,16 \left(1 + \left(1 - \frac{\sigma_T}{\sigma_B} \right)^{-1} \right)$, ψ_B – відносне звуження зразка при напруженнях, що дорівнюють границі міцності, m_1 – характеристика матеріалу яка залежить від циклічних властивостей та асиметрії циклу навантаження.

Значення ψ_B визначається за результатами статичного експерименту, або, якщо дані щодо нього відсутні – за наближеною формулою [157]:

$$\psi_B = \psi_R \frac{1 - \frac{\sigma_T}{\sigma_B}}{\frac{S_k}{\sigma_B} - \frac{\sigma_T}{\sigma_B}}, \quad (4.50)$$

де S_k - дійсний опір руйнуванню.

Значення m_1 визначається відповідно формули [157]:

$$m_1 = \frac{1-r}{2} \left(1,2 \frac{\sigma_T}{\sigma_B} - 0,35 \right) \quad (4.51)$$

Для уточнення розрахунку можливе використання залежності [157]:

$$\sigma_a^* = \frac{AE}{N^{m_1}} (a_\sigma)^2 \frac{1-r}{2} \ln \frac{100}{100 - \psi_B} + \frac{\sigma_{-1}}{(4N)^{m_e} + \frac{1+r}{1-r}}. \quad (4.52)$$

Вплив концентрації напружень, у першому наближенні, що йде в запас міцності, у рівняннях (4.46), (4.48), (4.49) та (4.52) може бути врахований за допомогою коефіцієнта концентрації умовних пружних напружень у вигляді [157]:

$$K_\sigma^* = \frac{(\alpha_\sigma)^2 \cdot \sigma_{np}}{\sigma_T}, \quad (4.53)$$

де σ_{np} – величина максимального номінального напруження без врахування впливу концентрації.

Оцінка довговічності для сплаву Д16Т, що знаходиться в стані циклічного зміцнення згідно залежностей (4.46) та (4.48) призводить до значної похибки при визначенні кількості циклів до руйнування. Розрахункове значення циклів, в цьому випадку, у 15-20 разів менше ніж експериментальне. Тому, з урахуванням того факту, що для сплаву Д16Т $\sigma_T / \sigma_B > 0,6$ розрахункові криві довговічності для нього будувались згідно виразів (4.49) та (4.52) [1].

Порівняння результатів розрахунків за (4.33) та стандартним методом (4.49) та (4.52) наведено на рисунках 4.24 – 4.26. У кожному випадку для експериментальних результатів була побудована довірча область, що відповідає рівню значущості 0,1.

Для крихких сплавів ВТ22 та Д16Т результати отримані згідно залежностей (4.49) демонструють занижені значення кількості циклів порівняно з експериментальними даними. Розрахунок згідно (4.52) для сплаву ВТ22 також дає занижені величини циклів, у той час як похибка при використанні цієї залежності для Д16Т не йде у запас міцності. Криві довговічності, отримані за допомогою регресійного аналізу за результатами розрахунку згідно (4.33) повністю потрапляють у довірчі області для цих матеріалів.

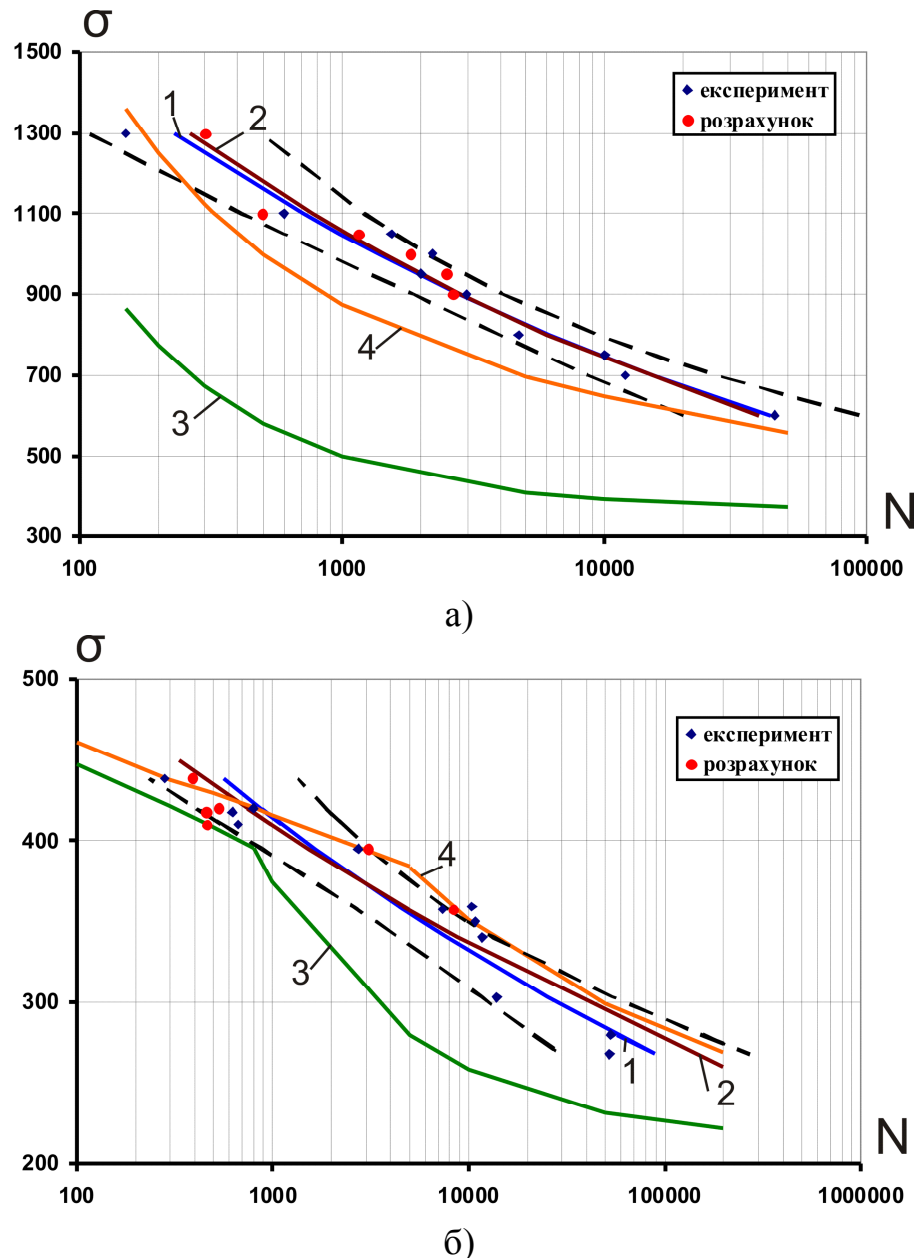
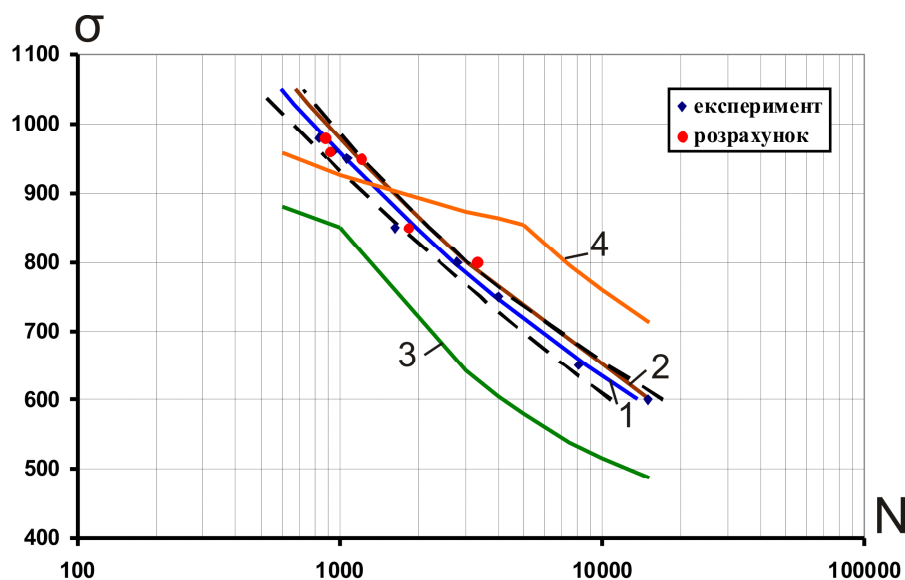
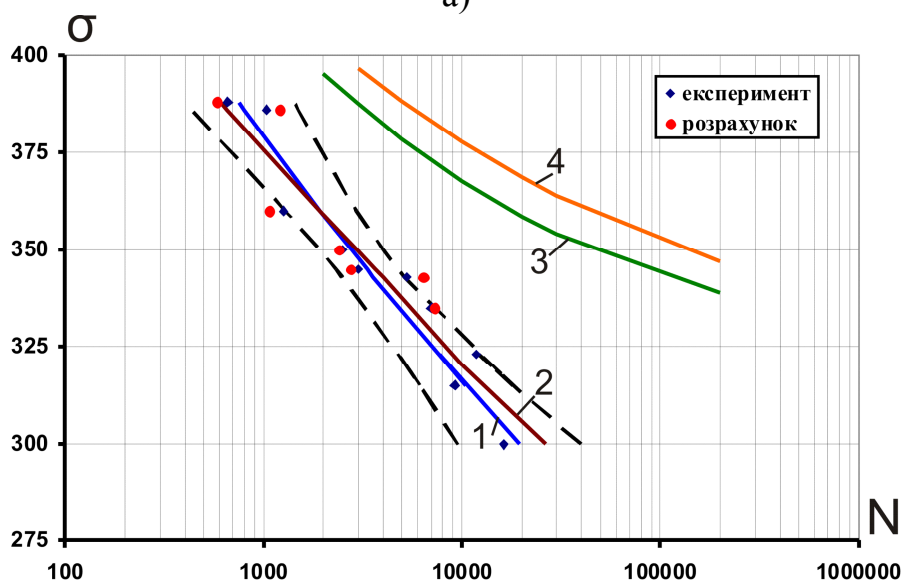


Рис. 4.24. Результати розрахунку для сплавів ВТ22 (а) та Д16Т (б), $\alpha_\sigma = 1$,
 1 – крива втоми за результатами експерименту, 2 – крива втоми за результатами розрахунку згідно (4.33), 3 – розрахунок згідно (4.49), 4 – розрахунок згідно (4.52)



а)



б)

Рис. 4.25. Результати розрахунку для сталей 18X2H4BA (а) та 15XCHD (б), $\alpha_\sigma = 1$, 1 – крива втоми за результатами експерименту, 2 – крива втоми за результатами розрахунку згідно (4.33), 3 – розрахунок згідно (4.49), 4 – розрахунок згідно (4.52)

Для сталі 15XCHD розрахунок за залежностями (4.49) та (4.52) демонструє суттєво завищене число циклів до руйнування. У випадку сталі 18X2H4BA завищена кількість циклів була отримана лише при застосуванні (4.52), розрахунок згідно (4.49) в цьому випадку виконується у запас міцності. Аналогічно попереднім матеріалам, криві довговічності, отримані за допомогою регресійного аналізу даних розрахованих за (4.33) повністю входять до довірчої області.

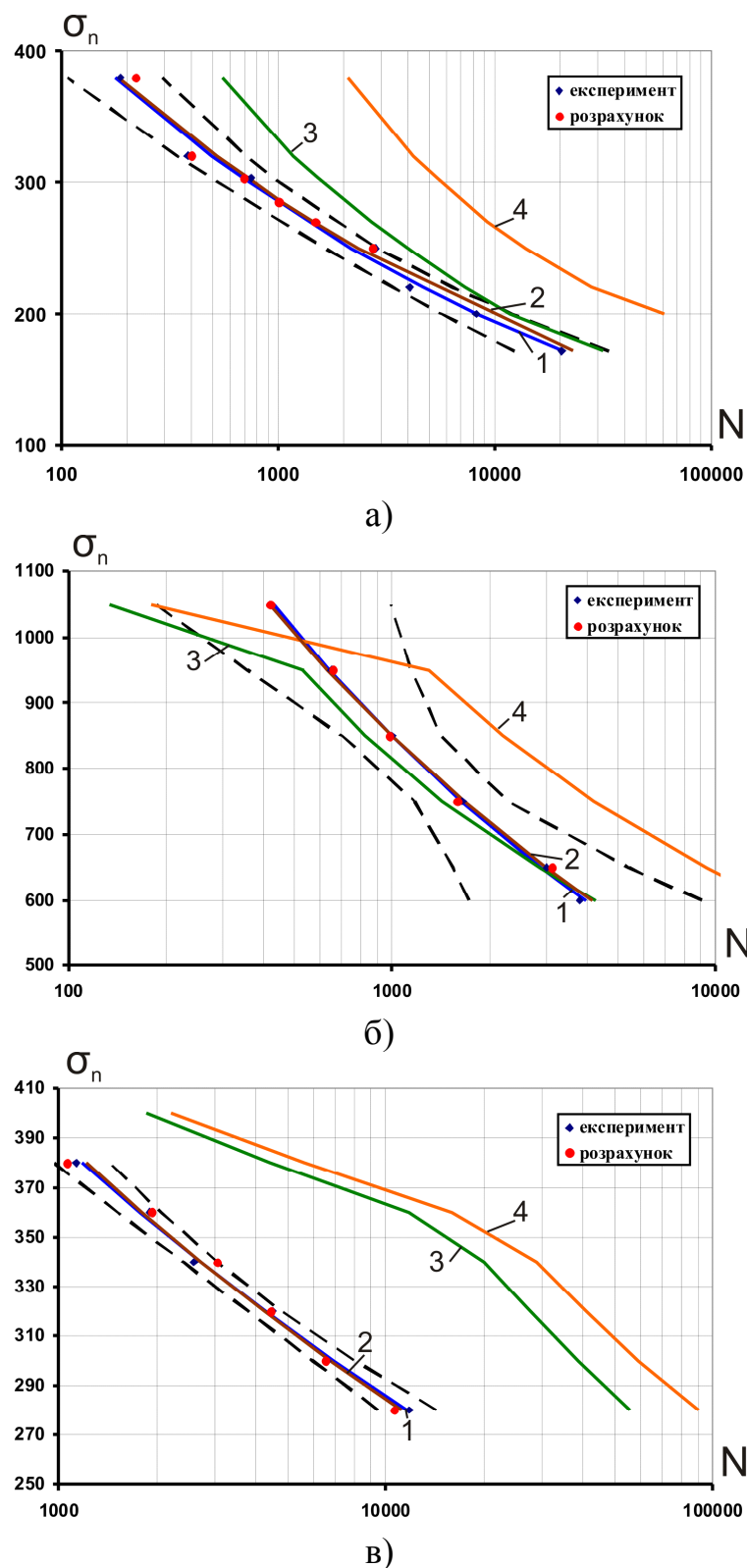


Рис. 4.26. Результати розрахунку для сплаву Д16Т (а) та сталей 18Х2Н4ВА (б) і 15ХСНД (в), $\alpha_\sigma = 1,8$, 1 – крива втоми за результатами експерименту, 2 – крива втоми за результатами розрахунку згідно (4.33), 3 – розрахунок згідно (4.49), 4 – розрахунок згідно (4.52)

Для матеріалів Д16Т та 15ХСНД стандартизоване визначення кількості циклів до руйнування згідно (4.49) та (4.52) не йде у запас міцності, причому розрахунок для сталі 15ХСНД, як і для випадку $\alpha_\sigma = 1$ призводить до суттєвих похибок. Для сталі 18Х2Н4ВА розрахунок згідно (4.52) аналогічно призводить до отримання величин циклів до руйнування, що перевищують отримані експериментальні значення, однак аналітична крива, побудована згідно (4.49) майже повністю входить до довірчої області, хоча й демонструє занижені, порівняно з експериментальними, величини. Криві втоми за даними отриманими з використанням (4.33) як і для випадку $\alpha_\sigma = 1$ повністю входять у довірчу область експериментально отриманих величин.

Висновки до четвертого розділу

1) За результатами експериментальних досліджень на малоциклову втому були визначені циклічні константи для сплавів Д16Т, ВТ22 та сталей 15ХСНД, 18Х2Н4ВА. Встановлено, що сплав Д16Т знаходиться у стані циклічного зміцнення, сплав ВТ22, сталь 18Х2Н4ВА – у стані циклічного знеміцнення, а сталь 15ХСНД може бути розглянута як циклічно стабілізуючийся матеріал

2) Для випадку симетричного м'якого навантаження експериментально отримані криві, що описують кінетику накопичення пошкоджень. Встановлено, що в загальному вигляді ці криві можуть бути описані трьома характерними ділянками, причому незалежно від того чи знаходиться матеріал у стані циклічного зміцнення, циклічного знеміцнення чи у циклічно стабільному стані процес накопичення пошкоджень в ньому відбувається за схожими закономірностями.

3) Отримані аналітичні залежності, що пов'язують величини характерних параметрів D_{th} та D_{zp} повної кривої пошкоджуваності для умов малоциклової втоми з амплітудою та кількістю циклів до руйнування.

4) Виходячи з енергетичного підґрунтя процесу руйнування матеріалу запропоновано метод розрахунку кількості циклів до руйнування у вигляді (4.31). Для випадків $\alpha_\sigma = 1$ та $\alpha_\sigma = 1.8$ проведено його порівняння зі стандартизованим методом. Максимальна розрахункова похибка за цим методом становила: для випадку $\alpha_\sigma = 1$ – 35% , для випадку $\alpha_\sigma = 1.8$ – 18%.

ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ

- 1) Розроблено метод оцінки довговічності елементів конструкцій для умов малоциклової втоми, що базується на енергетичному підході щодо визначення конструкційної міцності матеріалів та враховує вплив розсіяної пошкоджуваності. Похибка визначення кількості циклів до руйнування за цим методом для розглянутих у роботі металевих матеріалів не перевищила 35%.
- 2) Модифіковано підхід Махутова-Нейбера щодо визначення ефективних коефіцієнтів концентрації напружень та деформацій при розрахунках їх максимальних значень в зоні концентратора шляхом введення у розгляд ефективної діаграми деформування, яка враховує явище накопичення пошкоджень у матеріалі.
- 3) Експериментально встановлено, що для випадків статичного та циклічного навантаження повна крива пошкоджуваності може бути представлена у вигляді трьох окремих ділянок, які характеризуються різною швидкістю накопичення пошкоджень. Для випадку малоциклового навантаження відмічено, що повна крива накопичення пошкоджень не залежить від циклічного стану матеріалу.
- 4) Модернізовано експериментальний стенд по визначенню параметра пошкоджуваності, що дозволило перейти до прямих вимірів електричного опору металевих матеріалів. Це дало можливість підвищити точність вимірювання та експериментально встановити, що процес накопичення пошкоджень у матеріалі відбувається з самого початку навантажування.
- 5) Для металевих конструкційних матеріалів Д16Т, ВТ22, 15ХСНД, 07Х16Н6, 18Х2Н4ВА, 12Х18Н10Т визначено величину параметру пошкоджуваності на рівні границі текучості D_T (пропорційності), границі міцності D_B та в момент руйнування зразка D_R . Це дозволило уточнити модифіковану модель накопичення пошкоджень Ж. Леметра за параметром початкової пошкоджуваності. Встановлені залежності параметрів пошкоджуваності D_T та D_R від характеристик пластичності матеріалу. Для розглянутих у роботі

матеріалів визначені параметри модифікованої моделі накопичення пошкоджень Ж. Леметра.

б) Для випадку симетричного циклу навантаження в умовах малоциклової втоми для матеріалів Д16Т, ВТ22, 15ХСНД, 18Х2Н4ВА, експериментально отримані значення параметру заліковування h , що дозволило визначити величину пошкоджуваності у від'ємному напівциклі навантаження.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Махутов Н. А. Прочность конструкций при малоцикловом нагружении / Н. А. Махутов, А. З. Воробьев, М. М. Гаденин. – Москва: Наука, 1983. – 274 с.
2. Махутов Н. А. Конструкционная прочность, ресурс и техногенная безопасность. Критерии прочности и ресурса. Часть 1. / Н. А. Махутов. – Новосибирск: Наука, 2005. – 494 с.
3. Гусенков А. П. Прочность при изотермическом и неизотермическом малоцикловом нагружении / Гусенков А. П. – Москва, 1979. – 296 с.
4. Махутов Н. А. Деформационные критерии разрушения и расчет элементов конструкций на прочность / Н. А. Махутов. – Москва: Машиностроение, 1981. – 272 с.
5. Bathias C. Fatigue of Materials and Structures: Fundamentals / C. Bathias, A. Pineau. – Great Britan, 2010. – 512 с.
6. Гусенков А. П. Длительная и неизотермическая малоцикловая прочность элементов конструкций / А. П. Гусенков, П. И. Котов. – Москва: Машиностроение, 1988. – 264 с.
7. Гусенков А. П. Малоцикловая прочность оболочечных конструкций / А. П. Гусенков, Г. В. Москвитин, В. Н. Хорошилов. – Москва: Наука, 1989. – 254 с.
8. Биргер И. А. Резьбовые и фланцевые соединения / И. А. Биргер, Г. Б. Иосилевич. – Москва: Машиностроение, 1990. – 368 с.
9. Серенсен С. В. Несущая способность и расчеты деталей машин на прочность / С. В. Серенсен, В. П. Когаев, Р. М. Шнейдерович. – Москва: Машиностроение, 1975. – 488 с.
10. Fracture and Fatigue of Welded Joints and Structures / [K. A. Macdonald, N. O'Dowd, I. Hadley та ін.]. – UK: Woodhead Publishing Limited, 2011. – 340 с.
11. Конструктивно-технологические методы повышения усталостной долговечности элементов конструкции планера самолета в зоне

- функциональных отверстий / [Д. С. Кива, Г. А. Кривов, В. Ф. Семенов та ін.]. – Киев: КВИЦ, 2015. – 188 с.
- 12.Брондз Л. Д. Технология и обеспечение ресурса самолетов / Л. Д. Брондз. – Москва: Машиностроение, 1986. – 184 с.
 - 13.Болотин В. В. Прогнозирование ресурса машин и конструкций / В. В. Болотин. – Москва: Машиностроение, 1984. – 312 с.
 - 14.Эксплуатационная долговечность нефтепроводов / В. В. Курочкин, Н. А. Малюшин, О. А. Степанов, А. А. Мороз. – Москва: ООО «Недра-Бизнесцентр», 2001. – 231 с.
 - 15.Биргер И. А. Расчет на прочность деталей машин: Справочник.–3-е изд. Перераб. и доп. / И. А. Биргер, Б. Ф. Шорр, Г. Б. Иосилевич. – Москва: Машиностроение, 1979. – 702 с.
 - 16.Трощенко В. Т. Механическое поведение материалов при различных видах нагружения / В. Т. Трощенко, А. А. Лебедев, В. А. Стрижало. – Киев: Наукова Думка, 2000. – 316 с.
 - 17.Романов А. Н. Разрушение при малоцикловом нагружении / А. Н. Романов. – Москва: Наука, 1988. – 282 с.
 - 18.Прочность при малоцикловом нагружении. Основы методов расчета и испытаний / [С. В. Серенсен, Р. М. Шнейдерович, А. П. Гусенков та ін.]. – Москва: Наука, 1975. – 266 с.
 - 19.Серенсен С. В. Несущая способность и расчеты деталей машин на прочность / С. В. Серенсен, В. П. Когаев, Р. М. Шнейдерович. – Москва: Машиностроение, 1975. – 488 с.
 - 20.Серенсен С. В. Критерии несущей способности деталей при малом числе циклов нагружения / С. В. Серенсен, Р. М. Шнейдерович. // Машиноведение. – 1965. – №2. – С. 70–78.
 - 21.Когаев В. П. Накопление усталостных повреждений и вероятностные методы расчета деталей машин на усталость при варьируемых амплитудах напряжений / В. П. Когаев, В. П. Вандышев, И. М. Петрова // Прочность

- материалов и конструкций / В. П. Когаев, В. П. Вандышев, И. М. Петрова. – Киев: Наукова думка, 1975. – С. 26–54.
22. Miner M. A. Cumulative Damage in Fatigue / M. A. Miner. // *Journal of Applied Mechanics*. – 1945. – №12. – С. 159–164.
23. Трощенко В. Т. Прочность металлов при переменных нагрузках / В. Т. Трощенко. – Киев: Наукова думка, 1978. – 176 с.
24. Серенсен С. В. Усталость материалов и элементов конструкций / С. В. Серенсен. – Киев: Наукова думка, 1985. – 256 с.
25. Работнов Ю. Н. Ползучесть элементов конструкций / Ю. Н. Работнов. – Москва: Наука, 1966. – 752 с.
26. Бобир М. І. Континуальна механіка пошкоджуваності у задачах малоциклової втоми / М. І. Бобир, П. О. Халімон, В. В. Коваль. // «Наукові нотатки» міжвузівський збірник. – 2006. – №25. – С. 16–21.
27. Вплив пружно-пластичного деформування на фізико-механічні характеристики матеріалів / М. І. Бобир, А. П. Грабовський, О. В. Тимошенко, О. П. Халімон. // ДНТУ. – 2006. – №32. – С. 9–13.
28. Васильев Д. М. О природе эффекта Баушингера / Д. М. Васильев // *Некоторые проблемы прочности твердого тела*. – Москва: АН СССР, 1959. – С. 37–48.
29. Москвитин В. В. Пластичность при переменных нагружениях / В. В. Москвитин. – Москва: Издательство Московского Университета, 1965. – 264 с.
30. Lemaitre J. Engineering Damage Mechan Ductile, Creep, Fatigue and Brittle Failures / J. Lemaitre, R. Desmorat. – Berlin: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2005. – 372 с.
31. Шнейдерович Р. М. Прочность при статическом и повторно-статическом нагружении / Р. М. Шнейдерович. – Москва: Машиностроение, 1968. – 343 с.
32. Ратнер С. И. Изменение пределов пропорциональности и текучести при повторном нагружении / С. И. Ратнер, Ю. С. Данилов. // *Заводская лаборатория*. – 1950. – №4. – С. 468–475.

- 33.Фридман Я. Б. Механические свойства металлов / Я. Б. Фридман. – Москва: Машиностроение, 1974. – 838 с.
- 34.Гохфельд Д. А. Пластичность и ползучесть элементов конструкций при повторных нагружениях / Д. А. Гохфельд, О. С. Садаков. – Москва: Машиностроение, 1984. – 256 с.
- 35.Гохфельд Д. А. Несущая способность конструкций при повторных нагружениях / Д. А. Гохфельд, О. Ф. Чернявский. – Москва: Машиностроение, 1979. – 263 с.
- 36.Гусенков А. П. Анализ некоторых подходов к описанию циклических диаграмм деформирования / А. П. Гусенков, Г. В. Москвитин. // Машиноведение. – 1973. – №4. – С. 59–67.
- 37.Morrow J. D. Cyclic plastic strain energy and fatigue of metals / J. D. Morrow. // ASTM STP. – 1965. – №378. – С. 45–84.
- 38.Серенсен С. В. Квазистатическое и усталостное разрушение материалов и элементов конструкций / С. В. Серенсен. – Киев: Наукова думка, 1985. – 232 с.
- 39.Махутов Н. А. Уравнения состояния при малоцикловом нагружении / Н. А. Махутов, М. М. Гаденин, Д. А. Гохфельд. – Москва: Наука, 1981. – 245 с.
- 40.Ковальчук Б. И. Механика неупругого деформирования материалов и элементов конструкций / Б. И. Ковальчук, А. А. Лебедев, С. Э. Уманский. – Киев: Наукова думка, 1987. – 280 с.
- 41.Гусенков А. П. Сопротивление деформированию в связи с условиями малоциклового нагружения / А. П. Гусенков // Прочность при малом числе циклов нагружения / А. П. Гусенков. – Москва: Наука, 1969. – С. 26–31.
- 42.Marcilio A. On the elastic modulus degradation in continuum damage machanics / A. Marcilio, Y. Jilin, J. Norman. // Computers and Structures. – 2000. – №76. – С. 703–712.
- 43.Sylvie C. Application of a damage model to an aluminium alloy / C. Sylvie, M. H. Anne, C. Serge. // International Journal of Damage Mechanics. – 2003. – №12. – С. 5–30.

44. Леметр Ж. Континуальная модель повреждения, используемая для расчета разрушения пластических материалов / Ж. Леметр // Теоретические основы / Ж. Леметр., 1985. – С. 90–97.
45. Грабовський А. П. Деградація фізико – механічних властивостей конструкційних матеріалів при пружнопластичному розтягуванні та крученні / А. П. Грабовський. // Вісник НТУУ «КПІ». Машинобудування. – 2007. – №50. – С. 155–161.
46. Тимошенко О. В. Вплив виду напруженого стану на критичне значення пошкоджуваності для конструкційних матеріалів при пружно-пластичному деформуванні / О. В. Тимошенко, В. В. Коваль, Р. В. Кравчук. // Вісник НТУУ «КПІ». Машинобудування. – 2011. – №63. – С. 103–107.
47. Characterization of isotropic damage using double scalar variables / C. Y. Tang, W. Shen, L. H. Peng, T. C. Lee. // International Journal of Damage Mechanics. – 2002. – №11. – С. 3–25.
48. Hansen N. R. A thermodynamically consistent framework for theories of elastoplasticity coupled with damage / N. R. Hansen, H. L. Schreyer. // Int. J. Solids Structures. – 1994. – №3. – С. 359–389.
49. Bonora N. Low cycle fatigue life estimation for ductile metals using a nonlinear continuum damage mechanics model / N. Bonora, G. M. Newaz. // Int. J. Solids Structures. – 1998. – №16. – С. 1881–1894.
50. Bonora N. Modeling ductile damage under fully reversed cycling. / N. Bonora, A. Pirondi. // Computational Materials Science. – 2003. – №16. – С. 129–141.
51. Bhattacharya B. A CDM analysis of stochastic ductile damage growth and reliability / B. Bhattacharya, B. Ellingwood. // Probabilistic Engineering Mechanics. – 1999. – №14. – С. 45–54.
52. Hambli R. Inverse technique identification of material damage law with experimental validation / R. Hambli. // Int. J. Adv. Manuf. Technol. – 2002. – №20. – С. 223–229.

53. The degradation of elastic properties of aluminum alloy 2024T3 due to strain damage / C. Y. Tang, M. Jie, W. Shen, K. C. Yung. // Scripta Materiala. – 1998. – №2. – С. 231–238.
54. Bonora N. Identification and measurement of ductile damage parameters / N. Bonora. // Journal of Strain Analysis. – 1999. – №34. – С. 463–478.
55. Pirondi A. Modeling ductile damage under fully reversed cycling. / A. Pirondi, N. Bonora. // Computational materials science. – 2003. – №26. – С. 129–141.
56. Ductile crack growth based on damage criterion: experimental and numerical studies / [M. Mashayekhi, S. Ziaei-Rad, J. Parvizian та ил.]. // Mechanics of materials. – 2007. – №39. – С. 623–636.
57. Lemaitre J. Coupled elasto-plasticity and damage constitutive equations / J. Lemaitre. // Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering. – 1985. – №51. – С. 31–49.
58. Bonora N. Constitutive modeling for ductile metals behavior incorporating strain rate, temperature and damage mechanics / N. Bonora, P. Milella. // International Journal of Impact Engineering. – 2001. – №26. – С. 53–64.
59. Mashayekhi M. Identification of a ductile damage model for A533 steel / M. Mashayekhi, S. Ziaei-Rad. // Journal of Materials Processing Technology. – 2006. – №177. – С. 291–295.
60. Качанов Л. М. О времени разрушения в условиях ползучести / Л. М. Качанов. // Изд. АН СССР. Отделение технических наук. – 1958. – №8. – С. 26–35.
61. Kachanov L. M. Introduction to continuum damage mechanics / L. M. Kachanov. – Bruukline USA: Kluwer academic publishers, 1986. – 135 с. – (Printed in the Netherlands).
62. Low cycle fatigue damage mechanism of the lightweight alloy AL2024 / S. Khan, F. Wilde, F. Beckmann, J. Mosler. // International Journal of Fatigue. – 2012. – №38. – С. 92–99.
63. Березин А. В. Влияние повреждений на деформационные и прочностные характеристики твердых тел / А. В. Березин. – Москва: Наука, 1990. – 135 с.

64. Bonora N. Identification of the parameters of a non-linear continuum damage mechanics model for ductile failure in metals / N. Bonora, D. Gentile, A. Pirondi. // *Journal of Strain Analysis*. – 2004. – №6. – С. 639–651.
65. Новожилов В. В. Микронапряжения в конструкционных материалах / В. В. Новожилов, Ю. И. Кадашевич. – Л.: Машиностроение, 1990. – 223 с.
66. Новожилов В. В. О пластическом разрыхлении / В. В. Новожилов. // *Прикладная математика и механика*. – 1965. – №4. – С. 681–689.
67. Колмогоров В. Л. Пластичность и разрушение / В. Л. Колмогоров. – Москва: Металлургия, 1977. – 336 с.
68. Березин А. В. Физические модели и методы оценки накопления повреждений в твердых телах / А. В. Березин, А. И. Козинкина. // *Проблемы машиностроения и надежности машин*. – 2002. – №3. – С. 115–121.
69. Lemaitre J. A. *Course on Damage Mechanics* / Lemaitre. – Germany: Springer Verlag, 1992. – 210 с.
70. Materials Science and Engineering. Experimental and numerical investigations of ductile damage in aluminium alloys / A. Ochsner, J. Gegner, W. Winter, G. Kuhn. – 2001. – №318. – С. 328–333.
71. Комплексная оценка повреждаемости материала при пластическом деформировании. // *Проблемы прочности*. / А. А. Лебедев, Н. Г. Чаусов, И. О. Богинич, С. А. Недосека. – 1996. – №5. – С. 23–30.
72. Применение аппаратуры «ЕМА» для оценки поврежденности стали 20 акустическим методом // *Техническая диагностика и неразрушающий контроль*. / С. А. Недосека, И. О. Богинич. – 1995. – №1. – С. 31–34.
73. Прочность и акустическая эмиссия материалов и элементов конструкций / [В. А. Стрижало, Ю. В. Добровольский, В. А. Стрельченко та ін.]. – Киев: Под ред. Г. С. Писаренко., 1990. – 232 с. – (Наук. Думка).
74. Binxian S. High-cycle fatigue damage measurement based on electrical resistance change considering variable electrical resistivity and uneven damage. / S. Binxian, G. Yimu. // *International journal of Fatigue*. – 2004. – №26. – С. 457–462.

75. Identification of a continuum damage model from micro-hardness measurements.
/ A. Gilles, O. Hubert, M. Dutko, R. Billardon. // International journal of Fatigue. – 2002. – №5. – С. 163–173.
76. Оценка поврежденности слоя материалов при циклическом нагружении методами наноиндентирования и наносклерометрии. Проблемы прочности / С. Р. Игнатович, И. М. Закиев, Д. И. Борисов, В. И. Закиев. – 2006. – №4. – С. 132–139.
77. Automated evaluation of the kinetics of damage accumulation on the surface of a fatigue sensor based on the analysis of strain relief parameters / I. B. Konovalenko, M. V. Karuskevich, P. O. Marushchak, S. R. Ignatovitch. // Optoelectronics, Instrumentation and Data Processing. – 2014. – №50 (4). – С. 41–51
78. Ignatovich S. Evolution of the deformation relief on the surface of a clad aluminum alloy at random cyclic loads / S. Ignatovich, M. Karuskevich, S. Yutskevych. // International Journal of Fatigue. – 2017. – №101. – С. 45–50.
79. Лебедев А. О. Определение поврежденности конструкционных материалов по параметрам рассеяния характеристик твердости. Проблемы міцності / А. О. Лебедев, М. Р. Музика, Н. Л. Волчек. – 2002. – №4. – С. 5–12.
80. Булах П. А. Исследование развития процесса накопления повреждений в металле при циклическом нагружении в условиях сложного напряженного состояния / П. О. Булах. // Проблемы прочности. – 2011. – №2. – С. 122–127.
81. Гигиняк Ф. Ф. Влияние предварительного деформирования на характеристики процессов циклической ползучести и повреждаемость стали 10ГН2МФА в условиях плоского напряженного состояния / Ф. Ф. Гигиняк, П. А. Булах. // Проблемы прочности. – 2015. – №3. – С. 84–90.
82. Патент України No52107A МК17G01 #03/40 Україна Спосіб оцінки деградації матеріалу внаслідок накопичення пошкоджень в процесі напруцювання, “ІМ-метод твердості” / А. О. Лебедев, М. Р. Музика, Н. Л. Волчек .- опубл. 15.01.2003. – Бюл. №1
83. Визначення деформаційних пошкоджень в конструкційних матеріалах при навантаженні. / М. І. Бобир, А. П. Грабовський, О. В. Тимошенко, О. П.

- Халімон. // Международный сборник научных трудов «Прогрессивные технологии и системы машиностроения». – 2004. – №28. – С. 25–29.
84. Грабовский А. П. Пошкоджувальність в конструкційних матеріалах при їх деформуванні / А. П. Грабовский, Т. Б. Пономаренко, О. В. Тимошенко. // Вестник НТУУ «КПІ», серія «Машиностроение». – 2002. – №43. – С. 128–133.
85. Lemaître J., Chaboche J.L., “A Non Linear Model of Creep-Fatigue Damage Accumulation and Interaction”, Proceedings of I.T.A.M. Symposium on Mechanics of Visco-elastic Media and Bodies, Gothenburg, Sweden Springer-Verlag, 1974.
86. Wang T. J. Unified CDM model and local criterion for ductile fracture – II: Ductile fracture local criterion based on the CDM model. / T. J. Wang. // Engineering fracture mechanics journal. – 1992. – №42. – С. 185–193.
87. Chandrakanth S. An isotropic damage model for ductile material / S. Chandrakanth, P. C. Pandey. // Engineering fracture mechanics journal. – 1995. – №50. – С. 457–465.
88. Бобир М. І. Спосіб визначення кінетики руйнування матеріалів в процесі їх пружно-пластичного деформування, Патент України №65499А (G01N3/08) / М. І. Бобир, А. П. Грабовський, О. В. Тимошенко. – 2004.
89. CDM modeling of ductile failure in ferritic steels: assessment of the geometry transferability of model parameters / N. Bonora, A. Ruggiero, L. Esposito, D. Gentile. // International journal of Plasticity. – 2006. – №22. – С. 2015–2047.
90. Халімон О. П. Модель накопичення розсіяних пошкоджень в конструкційних матеріалах при пружно-пластичному деформуванні / О. П. Халімон. // „Вісник НТУУ „КПІ”. Машинобудування”. – 2006. – №48. – С. 178–182.
91. Bonora N. On the effect of triaxial state of stress on ductility using nonlinear CDM model / N. Bonora. // International journal of Fatigue. – 1997. – №88. – С. 359–371.

92. La Rosa G. Effect of stress triaxiality corrected plastic flow on ductile damage evolution in the framework of continuum damage mechanics / G. La Rosa, G. Mirone, A. Risitano. // «Engineering Fracture Mechanics». – 2001. – №68. – С. 417–434.
93. Чижик А. А. Разрушение вследствие ползучести и механизмы микроразрушения / А. А. Чижик, Ю. К. Петреня. // Доклады академии наук СССР, тираж 297. – 1987. – №6. – С. 1331–1333.
94. Наместникова И. В. Векторное представление параметра поврежденности / И. В. Наместникова, С. А. Шестериков. // Сборник - Деформация и разрушение твердых тел. Издательство МГУ. – 1985. – С. 43–52.
95. Ganczarsky A. Notes on damage effect tensors of two-scalar variables / A. Ganczarsky, L. Barwacz. // International journal of damage mechanics.. – 2004. – №13. – С. 287–295
96. Chow C. L. A model of continuum damage mechanics for fatigue failure. / C. L. Chow, Y. Wei. // Int. J. of Fracture. – 1991. – №50. – С. 301–316.
97. Development of a damage-based criterion for ductile fracture prediction in sheet metal forming / C. Y. Tang, C. L. Chow, W. Shen, W. H. Tai. // J. of Materials Processing Technology. – 1999. – №91. – С. 270–277.
98. Hao L. An anisotropic damage criterion for deformation instability and its application to forming limit analysis of metal plates / L. Hao, P. Ke, W. June. // Engng. Fract. Mech.. – 1985. – №21. – С. 1031–1054.
99. Wri H. T. A Damage Mechanics Model for Anisotropic Material and its Application to Sheet Metal Forming. / Hua Tai Wri. // International Journal Solids Structures. – 1988. – №24(10). – С. 1045–1057.
100. Радаев Ю. Н. , Тензорные меры поврежденности и гармонически анализ тонкой структуры поврежденности / Ю. Н. Радаев. // Вестник СамГУБ. – 1998. – №2(8). – С. 79–105.
101. Серенсен С. В. Исследование процессов деформирования и критериев разрушения металла при циклическом нагружении в упруго-пластической области / С. В. Серенсен, Р. М. Шнейдерович. // Сопротивление

- деформированию и разрушению при малом числе циклов нагружения .– М.Наука. – 1967. – С. 5–15.
102. Павлов П. А. Основы инженерных расчетов элементов машин на усталость и длительную прочность / П. А. Павлов. – Ленинград: Машиностроение, 1988. – 251 с.
 103. Лебедев А. А. Методы механических испытаний материалов при сложном напряженном состоянии. / А. А. Лебедев. – Киев: Наукова думка, 1976. – 145с.
 104. Казанцев А. Г. К расчету малоциклового усталости при непропорциональных режимах нагружения / А. Г. Казанцев. // Проблемы прочности. – 1989. – №6. – С. 31–36.
 105. Москвитин В. В. Циклическое нагружение элементов конструкций / В. В. Москвитин. – Москва: Наука, 1981. – 325 с.
 106. Трощенко В. Т. Рассеянное усталостное повреждение металлов и сплавов. Сообщение 3. Деформационные и энергетические критерии. / В. Т. Трощенко. // Проблемы прочности. – 2006. – №1. – С. 5–31.
 107. Seweryn A. Low-cycle fatigue model of damage accumulation – the strain approach / A. Seweryn, J. Szusta. // Eng. Fract.Mechanics. – 2010. – №77. – С. 1604–1616.
 108. Fatigue Failure of Notched Specimen / B.Joadder, J. Shit, S. Acharyya, D. Sankar. // A Strain-Life Approach. – 2011. – №2. – С. 1730–1740.
 109. Савкин А. Н. Оценка усталости в локальных областях металла с учетом развития неупругих явлений. / А. Н. Савкин, А. А. Седов, П. В. Федченков. // Известия ВолГТУ. – 2012. – №9(96). – С. 190–200.
 110. Цыбанев Г. В. Предельное истощение локальной пластичности как критерий зарождения усталостной трещины / Г. В. Цыбанев, А. И. Новиков. // Проблемы прочности. – 2010. – №1. – С. 135–143.
 111. Borodii M. V. Life assessment for metallic materials with the use of the strain criterion for low cycle fatigue. / M. V. Borodii, M. P. Adamchuk. // International Journal of fatigue. – 2009. – №31. – С. 1579–1587.

112. Дегтярев В. П. Деформация и разрушение в высоконагруженных конструкциях / В. П. Дегтярев. – Москва: Машиностроение, 1987. – 105 с.
113. Романов А. Н. Разрушение при малоцикловом нагружении / А. Н. Романов. – Москва: Наука, 1988. – 279 с.
114. Романов А. Н. Энергетические критерии разрушения при малоцикловом нагружении. Сообщение I. Энергия разрушения при малом числе циклов нагружения. / А. Н. Романов. // Проблемы прочности. – 1974. – №1. – С. 3–10.
115. Романов А. Н. Экспериментальное определение энергии статического и циклического упруго-пластического деформирования и разрушения конструкционных материалов. / А. Н. Романов, М. М. Гаденин. // Проблемы прочности. – 1979. – №11. – С. 89–94.
116. Голуб В. П. Определяющие уравнения в нелинейной механике поврежденности. / В. П. Голуб. // Прикладная механика. – 1993. – №29(10). – С. 37–49.
117. Романов А. Н. Энергетические критерии разрушения при малоцикловом нагружении. / А. Н. Романов. // Проблемы прочности. – 1971. – №3. – С. 3–9.
118. Varvani-Farahani A. A method of fatigue life prediction in notched and un-notched components / A. Varvani-Farahani, T. Kodric, A. Ghahramani. // J. of Materials Processing Technology. – 2005. – №169. – С. 94–102.
119. Jahned H. Upper and lower fatigue life limits model using energy-based fatigue properties. / H. Jahned, A. Varvani-Farahani. // Int. J. of Fatigue. – 2006. – №29. – С. 467–473.
120. A volumetric and incremental energy based fatigue life calculation method for notched structures [Электронный ресурс] / J. Benabes, N. Saintier, T. Palin-Luc, F. Cocheteux // Grenoble. – 2007. – Режим доступа до ресурсу: https://www.researchgate.net/publication/228760330_A_volumetric_and_incremental_energy_based_fatigue_life_calculation_method_for_notched_structures
121. Notch effect in low cycle fatigue / [S. Bentachfine, G. Pluvinaud, J. Gilgert та ин.]. // Int. J. of Fatigue. – 1999. – №21. – С. 421–430.

122. Савкин А. Н. О критериях поврежденности конструкционных материалов при циклическом нагружении / А. Н. Савкин. // Известия ВГТУ. – 2009. – №3. – С. 119–122.
123. Chaouoadi R. Damage work as ductile fracture criteria / R. Chaouoadi, P. De Meester, W. Vandermeulen. // Int. J. Fract. – 1994. – №66. – С. 155–164...
124. Schiffmann R. On the application of the damage work density as a new initiation criterion for ductile fracture. / R. Schiffmann, J. Heyer, W. Dahl. // Eng. Frac. Mech. – 2003. – №70. – С. 1543–1551
125. Иванова В. С. Усталостное разрушение металлов. / В. С. Иванова. – Москва: Металлургиздат, 1963. – 272 с.
126. Стрижиус В. Е. Методика суммирования повреждений и метод расчета на усталость элементов нижней и верхней поверхностей крыльев неманевренных самолетов при квазислучайном нагружении / В. Е. Стрижиус. // Ученые записки ЦАГИ. – 1993. – ТомXXIV, №3. – С. 155–162.
127. Багмутов В. П. Сравнительный анализ моделей накопления рассеянных повреждений в металле при нерегулярной переменной нагруженности. / В. П. Багмутов, А. Н. Савкин. // Проблемы прочности. – 2009. – №6. – С. 95–104
128. Филиппов В. Ю. . Влияние нестационарности факторов сопротивления усталости на долговечность сварных узлов транспортных средств. / В. Ю. Филиппов, К. В. Щурин, В. И. Рассоха. // Вестник ОГУ. – 2003. – №2. – С. 140–144.
129. Климюк А. Н. Идентификация определяющих параметров модели усталостного разрушения пластины / А. Н. Климюк, И. В. Лиманский. // Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии. – 2008. – №39. – С. 123–133.
130. Kujawski D. On the concept of cumulative fatigue damage / D. Kujawski, F. Ellyin. // Int. J. Of Fracture. – 1988. – №37. – С. 263–278.
131. Murakami Y. What is fatigue damage / Y. Murakami, K. J. Miller. // Int. J. of Fatigue. – 2005. – №27. – С. 991–1005

132. De-Guang S. A nonlinear damage cumulative model for uniaxial fatigue / S. De-Guang, Y. Wei-Xing. // *Int. J. of Fatigue*. – 1999. – №21. – С. 187–194.
133. Lemaitre J. Damage mechanics / J. Lemaitre. – Great Britian: The Bath Press, 1990. – 556 с.
134. Simulation of failure under cyclic plastic loading by damage models / [A. Pirondi, N. Bonora, D. Steglich та ін.]. // *Int. J. of Plasticity*. – 2006. – №22. – С. 2146–2170.
135. Мусхелишвили Н. И. Некоторые основные задачи математической теории упругости. / Н. И. Мусхелишвили. – Москва: Наука, 1966. – 708 с.
136. Нейбер Г. Концентрация напряжений. / Г. Нейбер., 1947. – 204 с.
137. Лурье А. И. Пространственные задачи теории упругости. / А. И. Лурье. – Москва: Техтеориздат, 1955. – 491 с.
138. Махутов А. Е. Концентрация напряжений и деформаций в упруго-пластической области деталей. / А. Е. Махутов. // *Машиноведение*. – 1971. – №6. – С. 54–60.
139. Ohno N. Detailed and Simplified Elastoplastic Analyses of a Cyclically Loaded Notched Bar / N. Ohno, M. Satra. // *Journal of Engineering Materials and Technology-Transactions of the Asme*. – 1987. – №109. – С. 194 – 202.
140. Биргер И. А. Прогнозирование ресурса при малоцикловой усталости. Проблемы прочности / И. А. Биргер. – 1985. – №10. – С. 39–44.
141. Desmorat R. Fast estimation of localized plasticity and damage by energetic methods. / R. Desmorat. // *International Journal of Solids and Structures*. – 2002. – №39. – С. 3289–3310.
142. Трощенко В. Т. Усталость металлов при неоднородном напряженном состоянии. Сообщение 1. Методы оценки напряженного состояния и результаты исследования. Проблемы прочности / В. Т. Трощенко. – 2010. – №2. – С. 5–24.
143. A Modified Method for Calculating Notch-Root Stresses and Strains under Multiaxial Loading [Электронный ресурс] / L.Jianhui, W. Shengnan, J. Wuyin,

- G. Wen // *Advances in Mechanical Engineering*. – 2014. – Режим доступу до ресурсу: <http://journals.sagepub.com/doi/full/10.1155/2014/513804>.
144. Duyi Y. A unified expression of elastic-plastic notch stress-strain calculation in bodies subjected to multiaxial cyclic loading. / Y. Duyi, O. Hertel, M. Vormwald. // *International journal of Solids and Structures*. – 2008. – №45. – С. 6177–6189.
 145. Гладський М. М. Notch effect on cyclic deformation of structural steel under axial and torsional loading / М. М. Гладський, О. В. Тимошенко, В. В. Коваль. // *Вісник Національного технічного університету України “Київський політехнічний інститут”*, серія “Машинобудування”. – 2013. – №67. – С. 90–95.
 146. Петерсон Р. Коэффициенты концентрации напряжений / Р. Петерсон. – Москва: Мир, 1977. – 307 с.
 147. On the fatigue and life prediction for notched specimens / G. Qylafku, Z. Azari, M. Gjonaj, G. Pluvillage. // *Materials Science*. – 1998. – №34(5). – С. 604–618.
 148. Application of a new proposal for fatigue life prediction on notches and key-seats / [G. Qylafku, Z. Azari, N. Kadi та ін.]. // *International Journal of Fatigue*. – 1999. – №21. – С. 753–760.
 149. Ostash O. P. Role of the prefracture zone in the evaluation of stress concentration in cyclically deformed materials / Ostash. // *Materials Science*. – 2001. – №37 (3). – С. 415–430.
 150. Varvani-Farahani A. A method of fatigue life prediction in notched and un-notched components / A. Varvani-Farahani, T. Kodric, A. Ghahramani. // *Journal of Materials Processing Technology*. – 2005. – №169. – С. 94–102.
 151. Дослідження кінетики пошкоджуваності в конструкційних матеріалах при складному напруженому стані / А. П. Грабовський, О. В. Тимошенко, О. М. Масло, О. П. Халімон. // *Вестник НТУУ «КПІ»*, серія Машиностроение.. – 2003. – №44. – С. 43–47.
 152. Степнов М. Н. Статистические методы обработки результатов механических испытаний / М. Н. Степнов. – Москва: Машиностроение, 1985. – 232 с.

153. Трощенко В. Т. Деформирование и разрушение металлов при многоцикловом нагружении / В. Т. Трощенко. – Киев: Наукова думка, 1981. – 344 с.
154. Кінетика розсіяного руйнування металевих конструкційних матеріалів при пружно-пластичному деформуванні / [М. І. Бобир, А. П. Грабовський, О. П. Халімон та ін.]. // Проблеми прочності. – 2007. – №3. – С. 23–34.
155. Оцінка кінетики накопичення пошкоджень в конструкційних матеріалах в умовах пружно-пластичного стискання / А. П.Грабовський, О. П. Халімон, О. В. Тимошенко, Ф. Лаугвітц. // Вестник НТУУ КПИ. Машиностроение. – 2005. – №46. – С. 28–30.
156. Грабовский А. П. О кинетике деформационного накопления повреждений в конструкционных материалах при переменном деформировании / А. П. Грабовский, А. В. Тимошенко, А. П. Халимон. // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Международный сборник научных трудов. – 2005. – №30. – С. 75–80.
157. Проблемы прочност, долговечности и надежности продукции машиностроения. Расчеты прочност элементов конструкций при малоцикловом нагружении. Методические указания / [Н. А. Махутов, В. М. Филатов, А. П. Гусенков та ін.]., 1987. – 42 с.
158. Бобир М. І. Методика розрахунку НДС конструктивних елементів в умовах складного малоцикового навантаження / М. І. Бобир, В. В. Коваль. // Вісник НТУУ «КПІ».Серія: Машинобудування. – 2006. – №49. – С. 6–9.

ДОДАТОК А

Список публікацій здобувача за темою дисертації

Наукові праці, в яких опубліковані основні результати дисертації

1. Бобир М. І. Метод визначення коефіцієнтів концентрації інтенсивності напружень та деформацій з урахуванням пошкоджуваності / М. І. Бобир, В. В. Коваль. // *Машинознавство*. – 2007. – №4. – С. 20–25. *Здобувачем проведено експериментальні дослідження та обробка результатів експерименту, визначено параметри моделі пошкоджуваності, проведено чисельний розрахунок конструктивного елементу та розрахунок коефіцієнтів концентрацій напружень та деформацій для умов статичного навантаження.*
2. Коваль В. В. Вплив пошкоджуваності на НДС пластинки з отвором при статичному навантаженні / В. В. Коваль. // *Вісник Національного технічного університету України “Київський політехнічний інститут”*, серія “*Машинобудування*”. – 2007. – №50. – С. 162–168.
3. Коваль В. В. Напружено-деформований стан конструктивного елементу з урахуванням розсіяних пошкоджень / В. В. Коваль. // *Вісник Національного технічного університету України “Київський політехнічний інститут”*, серія “*Машинобудування*”. – 2008. – №53. – С. 75–84.
4. Бобир М. І. Континуальна механіка пошкоджуваності у задачах малоциклової втоми / М. І. Бобир, О. П. Халімон, В. В. Коваль. // *«Наукові нотатки» міжвузівський збірник (за напрямом «Інженерна механіка»)*. – 2009. – №25 (частина 2). – С. 16–21. *Здобувачем проаналізовано підходи щодо оцінки пошкоджуваності.*
5. Тимошенко О. В. Вплив виду напруженого стану на критичне значення пошкоджуваності для конструкційних матеріалів при пружно-пластичному деформуванні / О. В. Тимошенко, В. В. Коваль, Р. В. Кравчук. // *Вісник Національного технічного університету України “Київський політехнічний інститут”*, серія “*Машинобудування*” (*Mechanics and Advanced Technologies* з 2017 року). – 2011. – №63. – С. 103–107. (Входить в НМБ РІНЦ) *Здобувачем виконані експериментальні дослідження та обробка результатів*

експерименту по визначенню механічних характеристик матеріалів та критичного значення пошкоджуваності.

6. Гладський М. М. Notch effect on cyclic deformation of structural steel under axial and torsional loading / М. М. Гладський, О. В. Тимошенко, В. В. Коваль. // Вісник Національного технічного університету України “Київський політехнічний інститут”, серія “Машинобудування” (Mechanics and Advanced Technologies з 2017 року). – 2013. – №67. – С. 90–95. (Входить в НМБ РІНЦ) *Здобувачем виконані експериментальні дослідження та розрахунок коефіцієнта концентрації при втомі.*

7. Коваль В. В. Малоцикловая усталость конструкционных материалов с учетом поврежденности / В. В. Коваль. // Научно-теоретический и практический журнал Современный научный вестник. Серия «Технические науки». – 2015. – №5 (252). – С. 63–72. (іноземне видання)

8. Bobyr N. I. Damage contribution to the assessment of the stress-strain state of structure elements / N. I. Bobyr, V. V. Koval. // Strength of materials. – 2017. – Vol 49 (№3). – С. 361–368. (Входить до НМБ Scopus) *Здобувачем проведені експериментальні дослідження, отримані основні залежності для характерних значень пошкоджуваності та здійснено чисельний розрахунок пластинки з отворами різного діаметру.*

9. Коваль В. В. Поврежденность конструкционных материалов в условиях малоциклового нагружения / В. В. Коваль. // Mechanics and Advanced Technologies. – 2017. – №2 (80). – С. 52–58. (Входить в НМБ РІНЦ, Index Copernicus)

Наукові праці, що засвідчують апробацію матеріалів дисертації

1. М. Bobyr Damage and failure of the structural components at low cycle loading / М. Bobyr, О. Khalimon, V. Koval // Six International Conference on low cycle loading LCF 6. – Berlin, 2008, – pp 499-504. *Здобувачем проведено експериментальні дослідження, виконана обробка результатів експерименту, проведено чисельний розрахунок пластинки з отвором та побудовані залежності*

коефіцієнтів концентрацій напружень та деформацій від кількості напівциклів навантаження.

2. Bobyr M. Damage and failure of the structural components at low cycle loading / M. Bobyr, O. Khalimon, V. Koval. // The first international conference on damage mechanics ICDM1. – Belgrade, 2012. – С. 65–68. *Здобувачем проведено чисельний розрахунок кільцевої проточки, на основі експериментальних досліджень побудована діаграма Морроу, виконано розрахунок коефіцієнтів концентрацій напружень та деформацій і циклічного параметру зміцнення.*

3. Коваль В.В. Оценка повреждаемости металлических материалов при их упруго-пластическом деформировании / Коваль В.В. //, XI международная научно-техническая конференция «Современные проблемы машиноведения». – Гомель: ГГТУ им. П.О. Сухого, 2016 . – С. 27-28.

4. Бобир М.І. Довговічність елементів конструкцій за умов малоциклового навантаження з урахуванням пошкоджуваності / Бобир М.І., Коваль В.В. //, 5-а міжнародна науково-технічна конференція «Теорія та практика раціонального проектування, виготовлення та експлуатації машинобудівних конструкцій». – Львів, 2016 р. – С. 20-22. *Здобувачем запропоновано метод оцінки коефіцієнтів концентрації за умов циклічного навантаження з урахуванням пошкоджуваності, отримані циклічні характеристики матеріалів.*

5. Бобир М.І. Оцінка ресурсу конструктивних елементів з урахуванням пошкоджуваності / Бобир М.І., Коваль В.В.//, 13-й міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові. Матеріали конференції. – Львів, 2017 . – С. 5-6. *Здобувачем проведені експериментальні дослідження, встановлені основні закономірності процесу накопичення пошкоджень при статичному та циклічному навантаженні, запропоновано та перевірено на експерименті метод оцінки довговічності елементів конструкцій.*

6. Коваль В.В. Довговічність конструктивних елементів з урахуванням пошкоджуваності / Коваль В.В. // XVIII міжнародна науково-технічна конференція «Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта» Матеріали конференції. – Київ, 2017.– С. 32.

ДОДАТОК Б

**Порівняння розрахункових та експериментальних значень параметра
пошкоджуваності для випадку простого розтягу**

Експериментальні величини параметра пошкоджуваності були розраховані як середнє значення, отримане за результатами проведення експериментів на трьох зразках, для кожного з розглянутих у роботі матеріалів. Розрахункове значення параметра пошкоджуваності визначалося за допомогою залежності (3.11) з урахуванням коефіцієнтів наведених у таблиці 3.3 та експериментально отриманої величини пошкоджуваності на рівні границі пропорційності. Результати порівняння наведено на рисунках Б.1 – Б.6.

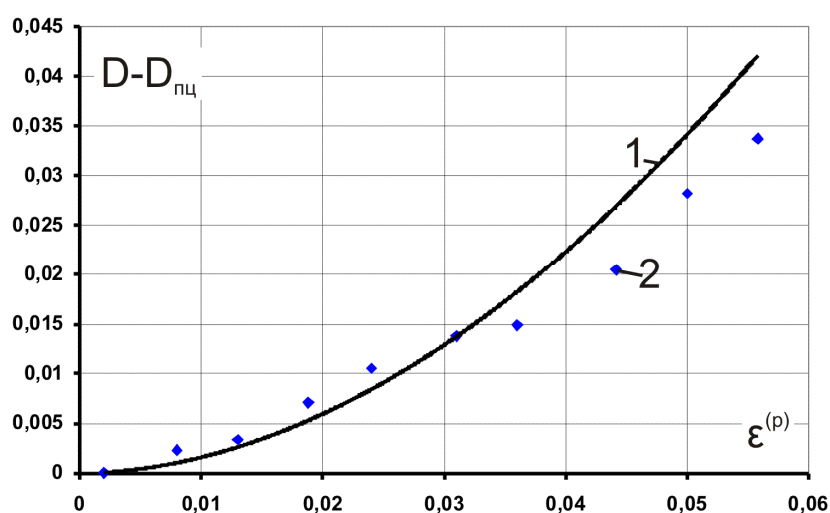


Рис. Б.1. Порівняння розрахункових (1) та експериментальних (2) величин параметра пошкоджуваності для сплаву Д16Т

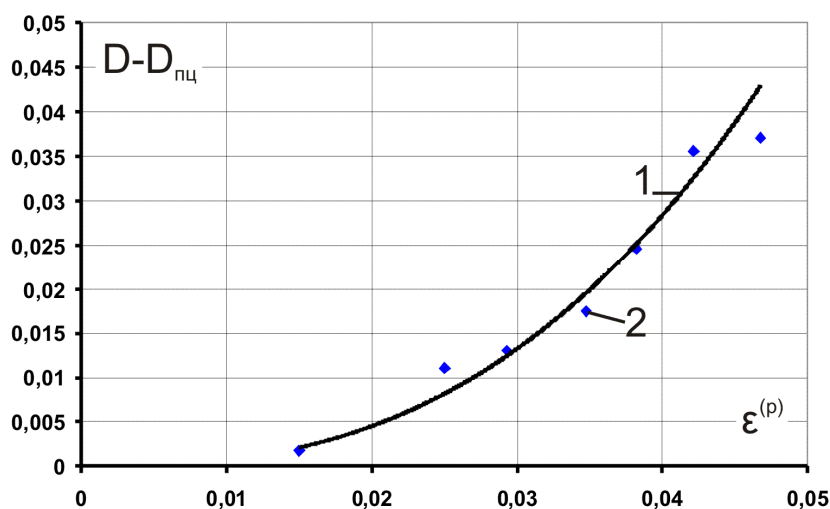


Рис. Б.2. Порівняння розрахункових (1) та експериментальних (2) величин параметра пошкоджуваності для сплаву ВТ22

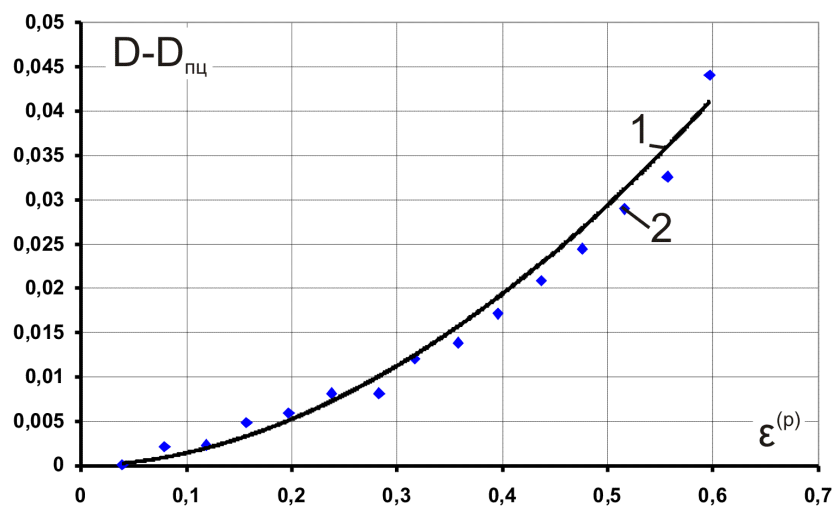


Рис. Б.3. Порівняння розрахункових (1) та експериментальних (2) величин параметра пошкоджуваності для сталі 12X18H10T

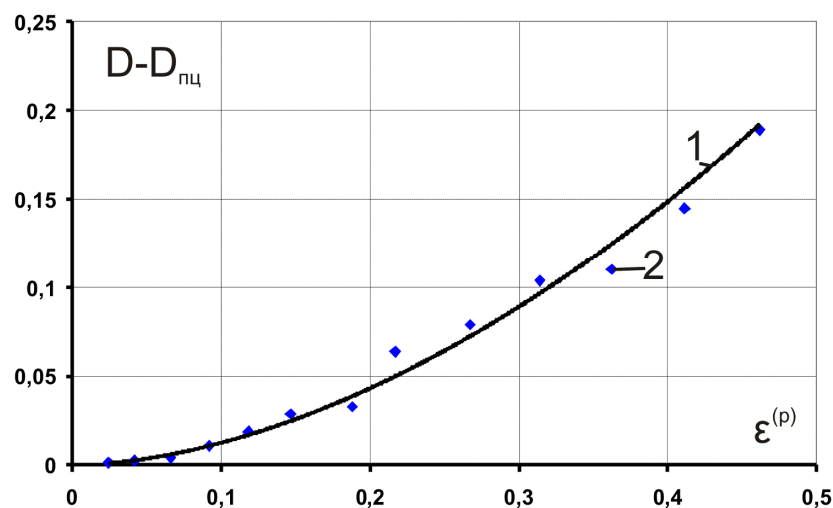


Рис. Б.4. Порівняння розрахункових (1) та експериментальних (2) величин параметра пошкоджуваності для сталі 07X16H6

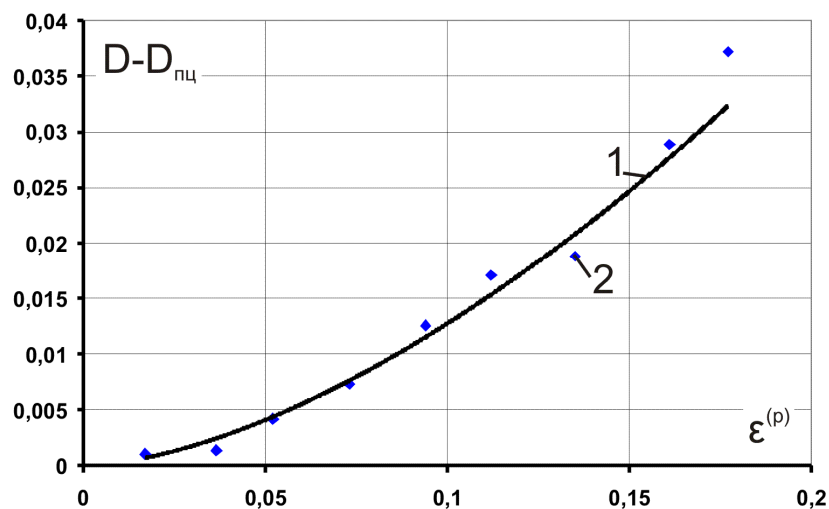


Рис. Б.5. Порівняння розрахункових (1) та експериментальних (2) величин параметра пошкоджуваності для сталі 15XCHD

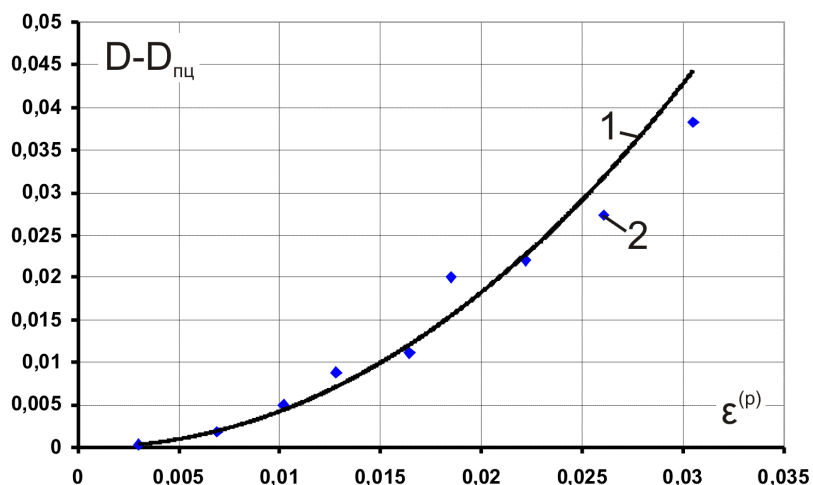


Рис. Б.6. Порівняння розрахункових (1) та експериментальних (2) величин параметра пошкоджуваності для сталі 18X2H4BA

Середнє значення відносної похибки величин параметра пошкоджуваності отриманих згідно (3.11) відносно експериментальних даних для вказаних на рисунках Б.1 – Б.6 матеріалів становить: для сплаву Д16Т – 20%, для сплаву ВТ22 – 12%, для сталі 12Х18Н10Т – 12%, для сталі 07Х16Н6 – 10%, для сталі 15ХСНД – 11%, для сталі 18Х2Н4ВА – 14%.

ДОДАТОК В

Параметр зміцнення при малоциклового навантаженні

Залежність величини параметра зміцнення від кількості напівциклів за умов малоциклового навантаження (симетричний цикл, м'який режим) для алюмінієвого сплаву Д16Т, що перебуває у стані циклічного зміцнення та сталі 18Х2Н4ВА, що перебуває у стані циклічного знеміцнення наведено на рисунках В.1 та В.2. Розрахунок параметра зміцнення було виконано згідно залежності (4.30) для випадків застосування умовної (пунктирна лінія) та ефективної (суцільна лінія) діаграми деформування.

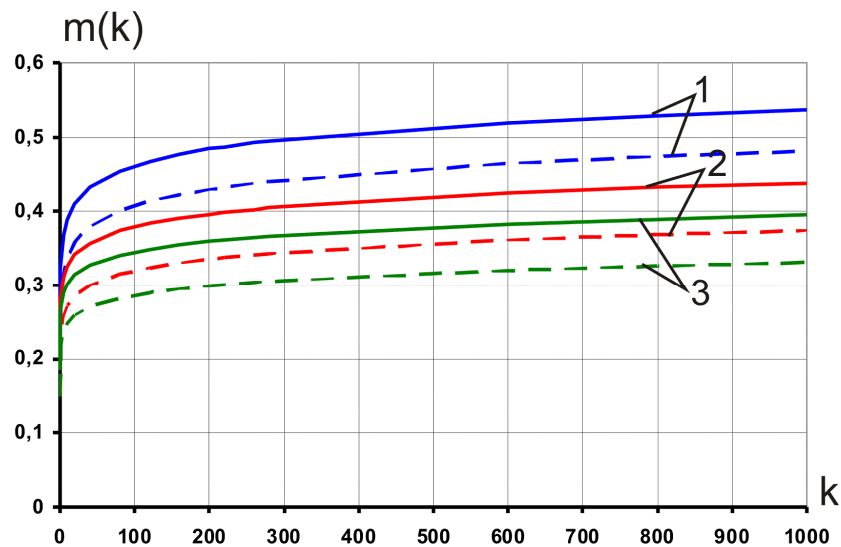


Рис. В.1. Залежність параметра зміцнення від кількості напівциклів навантаження для сплаву Д16Т: 1 – $\bar{\varepsilon}^{(0)} = 1,1$, 2 – $\bar{\varepsilon}^{(0)} = 5,0$, 3 – $\bar{\varepsilon}^{(0)} = 10,0$

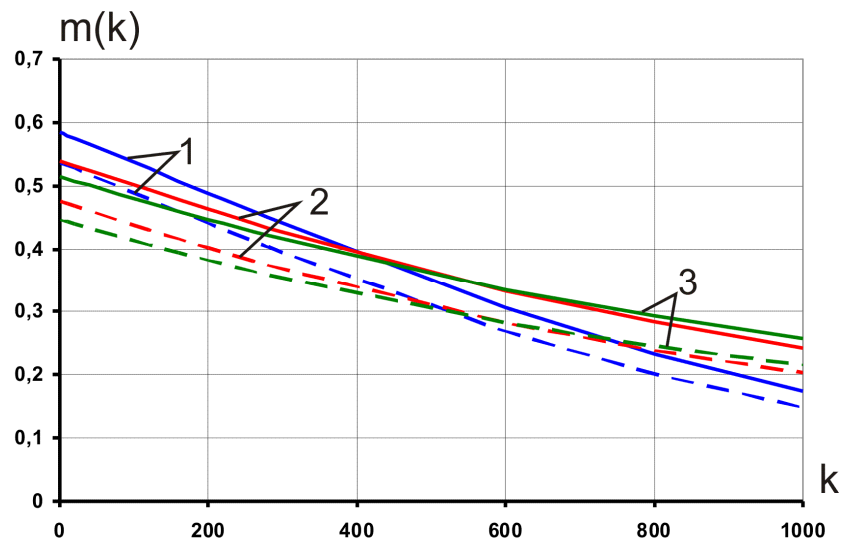


Рис. В.2. Залежність параметра зміцнення від кількості напівциклів навантаження для сталі 18Х2Н4ВА: 1 – $\bar{\varepsilon}^{(0)} = 1,1$, 2 – $\bar{\varepsilon}^{(0)} = 5,0$, 3 – $\bar{\varepsilon}^{(0)} = 10,0$

Як видно з рисунків В.1 та В.2 використання ефективної діаграми деформування, незалежно від циклічного стану матеріалу, призводить до збільшення розрахункових величини параметра зміцнення матеріалу. При цьому для сплаву Д16Т (стан циклічного зміцнення) різниця між умовними та ефективними значеннями параметра зміцнення зменшується. Для сталі 18Х2Н4ВА (стан циклічного знеміцнення) ця різниця навпаки – збільшується. В середньому, ефективні величини циклічного параметра зміцнення для сплаву Д16Т та сталі 18Х2Н4ВА є на 10-20% більшими, ніж умовні.

ДОДАТОК Г

**Порівняння розрахункових та експериментальних величин кількості
циклів до руйнування**

Порівняння кількості циклів до руйнування згідно запропонованого методу у вигляді (4.33) з експериментальними даними, отриманими у роботі [158], для сплаву Д16Т, за наявності концентратора напружень, що характеризується теоретичним коефіцієнтом концентрації $\alpha_\sigma = 2,73$, наведено на рисунку Г.1.

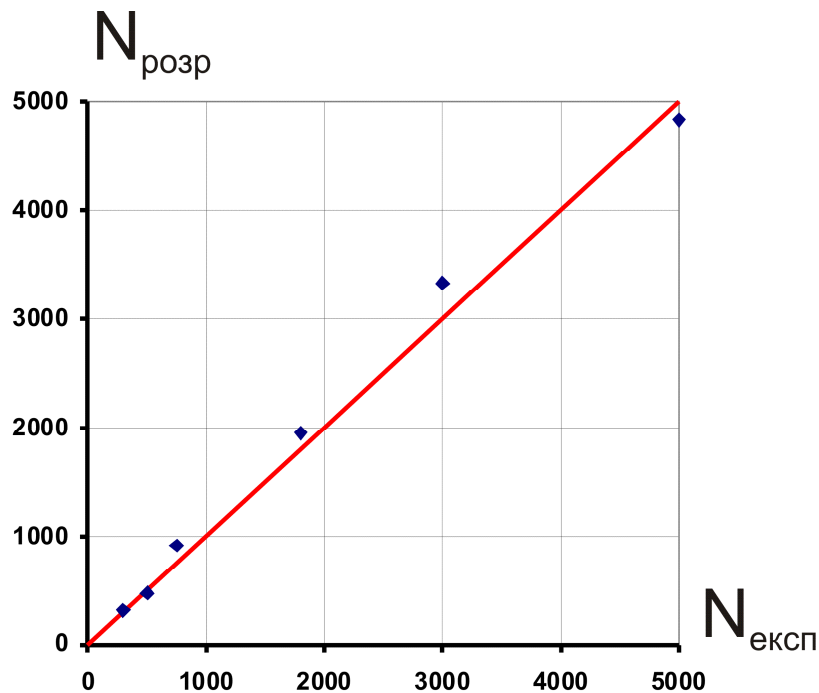


Рис Г.1. Порівняння експериментальних та розрахункових величин циклів до руйнування

Циклічні константи матеріалу, в цьому випадку, визначалися за наближеними залежностями згідно методик, наведених у [4]. Розраховані коефіцієнти для функції $g(f(\sigma, \varepsilon); R_\sigma)$ дорівнюють: $M_1 = 0.04$, $M_2 = -0.25$. Максимальна відносна похибка визначення кількості циклів до руйнування становила 22%.

ДОДАТОК Д

Акти впровадження

«Затверджую»

Голова правління – Генеральний
директор АТ УкрНДІАТ

Д.Т.Н., професор

Г.О. Кривов

2018 р.



АКТ

впровадження результатів дисертаційної роботи

**Ковалю Віктора Вікторовича, виконаної на тему «Малоциклова втома
елементів конструкцій з урахуванням пошкоджуваності»**

Даний акт складено про те, що результати дисертаційної роботи Ковалю Віктора Вікторовича використовуються АТ УкрНДІАТ при оцінці довговічності та визначенні напружено-деформованого стану відповідальних елементів авіаційних конструкцій з метою подальшого вибору їх найбільш оптимальних конструктивно-технологічних параметрів.

Заступник директора інституту,
к.т.н.

В.А. Матвієнко

Науковий співробітник

А.М. Рудько

«Узгоджено»

Проректор з наукової роботи
КПІ ім. Ігоря Сікорського
Академік НАН України

«31»



«Затверджую»

Головний конструктор КБ
ДП «КБ «Південне»
ім. М.К. Янгеля»

«30»



АКТ

впровадження результатів науково-дослідної роботи по розробці методів та методик дослідження кінетики накопичення розсіяних мікропошкоджень в конструкційних матеріалах для прогнозування ресурсу роботи несучих елементів конструкцій виробів нової техніки.

Даний акт складено про те, що результати названої роботи, яка виконана співробітниками кафедри динаміки та міцності машин і опору матеріалів КПІ ім. Ігоря Сікорського використовуються ДП «КБ «Південне» ім. М.К. Янгеля» при оцінці напружено-деформованого стану несучих елементів конструкцій сучасних та перспективних апаратів. Розроблений метод базується на основних положеннях механіки твердого деформованого тіла, термодинаміки незворотних процесів, континуальної механіки руйнування та математичної статистики. Він дозволив, зокрема, обґрунтовано розраховувати оптимальні конструктивно-технологічні параметри несучої платформи СВРЗ та прогнозувати ресурс її безвідмовної роботи на протязі всього життєвого циклу виробу з врахуванням основних термосилових факторів.

Від

КПІ ім. Ігоря Сікорського
канд. техн. наук, доцент

А.П. Грабовський
м.н.с. В.В. Коваль

О.А. Бондарець
м.н.с. О.А. Бондарець

Фам Дик Куан
аспірант Фам Дик Куан

Від

ДП «КБ «Південне» ім. М.К. Янгеля»
Заст. Головного конструктора КБ

Ю.А. Шовкопляс
Начальник відділу

О.В. Чернявська
Начальник сектора

Ю.А. Кореннов
Ю.А. Кореннов