

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*

Фам Дик Куан

УДК 539.4

ДИСЕРТАЦІЯ

**Критерій граничного стану конструкційних матеріалів з врахуванням
пошкоджуваності**

01.02.04 – механіка деформівного твердого тіла

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

_____ Фам Дик Куан
(підпис, ініціали та прізвище здобувача)

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

Київ – 2019

АНОТАЦІЯ

Фам Д.К. Критерій граничного стану конструкційних матеріалів з врахуванням пошкоджуваності. – Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.

Дисертація на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук за спеціальністю 01.02.04 – механіка деформівного твердого тіла. – Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського» МОН України, Київ, 2019.

Дисертаційна робота присвячена розробці критерію граничного стану конструкційних матеріалів за умов складного напруженого стану, статичного навантаження з врахуванням пошкоджуваності та двох механізмів руйнування.

Проведено критичний аналіз існуючих робіт, які присвячені розробці моделей визначення граничного стану конструкційних матеріалів за умов складного напруженого стану на стадії зародження макротріщини. Показано, що при статичному навантаженні в залежності від виду напруженого стану змінюються граничні величини параметрів конструкційних матеріалів. Відмічено, що в більшості підходів для оцінки впливу виду напруженого стану використовують параметр жорсткості виду напруженого стану або параметр Надаї-Лоде.

Також показано, що при пружно-пластичних деформаціях має місце деградація механічних характеристик конструкційного матеріалу в залежності від рівня накопичення мікропошкоджень. Цей ефект починає проявлятися на рівні напружень, які відповідають границі витривалості конструкційного матеріалу. Для врахування впливу цього ефекту в інженерній практиці використовують параметр пошкоджуваності у вигляді скаляра, вектора або тензора. Поняття цього параметру було введено Л.М. Качановим та Ю.М. Работновим для опису сукупності мікроструктурних змін в матеріалі, які викликані необерненими процесами при термосилових навантаженнях. Феноменологічно характеризує зменшення механічних характеристик

матеріалу. Розглянуто різні підходи по визначенню параметру пошкоджуваності на мікро та на макрорівнях, використовуючи зміну параметрів матеріалу та підходів, що засновані на базі термодинаміки незворотніх процесів.

Для вирішення поставлених задач, в даній роботі, параметр пошкоджуваності використовується у вигляді скаляра (як перше наближення) при експериментальному визначенні в умовах статичного навантаження. Величина пошкоджуваності для металевих конструкційних матеріалів визначалась за допомогою методів, які використовують зміну модуля пружності на ділянках розвантаження та метод, які використовує зміну об'ємного електричного опору. Для підвищення ефективності проведення експериментального дослідження було модернізовано експериментальну установку, що, в свою чергу, підвищило точність, швидкість обробки експериментальних даних та можливість досліджувати залежність декількох факторів в реальному часі.

Отримано комплекс характеристик та залежність зміни параметрів матеріалу від рівня пружно-пластичної деформації для ряду сучасних металевих конструкційних матеріалів. Побудовано криві залежності кінетики накопичення пошкодження для названих матеріалів від рівня пружно-пластичних деформацій, які отримані на основі змін модуля пружності та об'ємного електричного опору. Показано залежність характеру кінетики накопичення пошкоджуваності в залежності від рівня пластичності на стадії руйнування матеріалу.

Згідно отриманих експериментальних даних з визначення кінетики накопичення пошкодження при пружно-пластичному навантаженні, вдосконалено модель накопичення Бонори з врахуванням актуальної швидкості накопичення мікропошкоджень.

Проведено регресійний аналіз експериментальних даних та параметрів модернізованої моделі кінетики накопичення пошкоджень. Це дало змогу встановити залежність параметра пластичності матеріалу у вдосконаленій

моделі Бонори та критичне значення пошкодження в залежності від рівня пружно-пластичних характеристик матеріалу. При цьому враховується механізм відриву в процесі накопичення мікропошкоджень. Показано можливість використання моделі для визначення накопичення мікропошкоджень в залежності від рівня пластичної деформації та точність критерія в визначенні граничного значення величини пошкоджуваності при чистому розтязі для ряду металевих конструкційних матеріалів типу Д16Т, ВТ22, 07Х16Н6, 18Х2Н4ВА, 15ХСНД, 30ХГСА, 12Х18Н10Т, Сталь 45 та АМг2.

Для дослідження кінетики накопичення пошкодження за механізмом руйнування при зсуві використовувались спеціальні зразки у вигляді тонкостінної трубки, які забезпечують однорідний напружений стан. Недоліком таких зразків – є складність їх у виготовленні. В роботі представлено модель опису кінетики накопичення пошкодження з використанням суцільних циліндричних зразків. Модель розроблена на основі комплексної програми досліджень процесу пошкоджуваності через зміну об'ємного електричного опору та врахуванням нерівномірного розподілу напруження вздовж радіуса зразка. Представлено методику визначення параметрів моделі кінетики накопичення пошкоджуваності з використанням суцільних циліндричних зразків. Встановлено границі використання моделі пошкоджуваності на основі порівняння з експериментальними значеннями отриманими на спеціальних зразках типу тонкостінних трубок. Похибка на прикладі сплаву Д16т складала до 20%.

На основі аналізу результатів експериментального дослідження кінетики накопичення пошкоджуваності, враховуючи два механізми руйнування (відрив та зріз), запропоновано опис зміни параметра матеріалу, згідно з моделлю Давіденко-Фрідмана. Розроблено критерій граничного стану з урахування двох механізмів руйнування та третього інваріанта девіатора напруження. В якості параметра виду напруженого стану використано параметр Надої-Лоде. З інженерної точки зору розроблений критерій є практичним в застосуванні. При

цьому параметр функції виду напруженого стану при чистому зсуві дорівнює 0, при чистому розтязі та стиску дорівнює -1 та 1, відповідно. В моделі використано параметр заліковування, який характеризує відношення граничної величини пошкоджуваності при стиску до граничної величини пошкоджуваності при розтязі.

За аналогію з методикою отримання критерію руйнування на стадії зародження макротріщин, було отримано критерій граничного стану для величини інтенсивності відносної деформації. Зведучи критерій граничного стану за пошкоджуваністю та за інтенсивністю відносної деформації, отримуємо систему залежностей критичних величин цих параметрів при складному напруженому стані. Представлено результати прогнозування залежності критичного значення пошкодження від критичного значення інтенсивності відносної деформації для конструкційних матеріалів типу Д16Т, 30ХГСА та 12Х18Н10Т.

На основі поверхні типу Мізеса, було показано необхідність врахування додатково інваріанти тензора напруження, що спільно з параметром Надаї-Лоде дозволяє описати будь яку точку на даній граничній поверхні. Для цього додатково враховано вплив параметра жорсткості виду напруженого стану, який в собі включає перший інваріант тензора напружень та другий інваріант девіатора напружень. Врахування цього параметра, за допомогою введення додаткової функціональної залежності критичної величини інтенсивності деформації від параметра жорсткості виду напруженого стану, розширило границю використання названого критерію.

Для отримання результатів полів розподілу напружено-деформованого стану за межами пружної зони було проведено чисельні розрахунки з використанням повної діаграми деформування. Вона була розділена на: умовну та дійсну діаграми деформування а також на ефективну діаграму деформування (враховує, як зміну розмірів поперечного перерізу, так й накопичення мікропошкоджень в матеріалі при пружно-пластичних деформаціях). Це

дозволило врахувати деградацію механічних характеристик матеріалу за умов пружно-пластичного деформування.

Використовуючи програмний комплекс ANSYS Workbenck та оцінюючи вплив виду напруженого стану на граничні величини параметрів матеріалу було отримано поля розподілу інтенсивності напружень, параметрів виду напруженого стану, такі, як: параметр жорсткості виду напруженого стану та параметр Надаї-Лоде для зразків з різними концентраторами напружень. За даними розрахунків отримано та порівняно результати полів розподілу напружень та параметрів виду напруженого стану з використанням умовної та ефективних кривих деформування. Отримано залежність величини параметрів виду напруженого стану в небезпечних точках від рівня пружно-пластичної деформації.

Перевірка достовірності запропонованої моделі в прогнозуванні граничного значення величини інтенсивності деформацій (в залежності від виду напруженого стану) проводилось на сплаві типу 2024-T351. Це в свою чергу показало можливість використання моделі з метою прогнозування величини критичного значення інтенсивності деформації по відношення до експериментальних даних. Похибка склала до 16 %.

Ключові слова: пошкоджуваність, статичне навантаження, ефективні напруження, параметр виду напруженого стану, параметр Надаї-Лоде, деформаційний критерій, критерій граничного стану.

SUMMARY

Pham D.Q. The criterion of a limit state for structural materials in consideration of damage. – Qualification scientific work in manuscript under copyright.

The dissertation for a Ph.D. degree in specialty 01.02.04 – Mechanics of Deformed Solid. – National Technical University of Ukraine “Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute”, Ministry of Education and Science of Ukraine, Kyiv, 2019

The dissertation is devoted to the establishment of the criterion of a limit state for structural materials under conditions of a complex stressed state, static load in consideration of damage and the two mechanisms of destruction.

A critical analysis of the existent works devoted to the development of models for determining the limit state of structural materials under conditions of a complex stressed state at the stage of the formation of a macrocrack has been carried out. It is shown that the boundary values of the parameters of structural materials change under the static load, depending on the type of stress state. It is noted that the stress triaxiality parameter or the Nadai-Lode parameter is used in most approaches to the estimation of the influence of a stress state.

It was also shown that during elastic-plastic deformations the mechanical characteristics of structural material undergo degradation, depending on the level of accumulation of micro-damage. This effect begins to appear at the level of stress that corresponds to the endurance limit of structural material. In order to take into account the influence of this effect in engineering practice, the parameter of damage in the form of a scalar, vector or tensor is used. The concept of this parameter was formulated by L.M. Kachanov and Yu.M. Rabotnov to describe the aggregate of microstructural changes in the material caused by nonreversible processes under thermal forces loads. A phenomenological analysis characterizes a decrease in the mechanical characteristics of material. Different approaches to the determination of the damage parameter at micro- and macrolevels have been considered, using a

change in material parameters and approaches based on the thermodynamics of irreversible processes.

In this work, the damage parameter is used as a scalar (as the first approximation) for an experimental determination under static load conditions in order to tackle set tasks. The extent of the damage to metallic structural materials was assessed with the help of the methods that use a change in the elastic modulus at unload areas, and a technique that uses a change in bulk electrical resistance. To improve the efficiency of the experimental study, an experimental installation was upgraded, which in turn led to an increase in the accuracy, processing speed of experimental data, and to the possibility for investigating the dependence of several factors in real time.

The complex of characteristics and the dependence of the change of material parameters on the level of elastic-plastic deformation for a number of modern metal structural materials has been obtained. Curves of the kinetics of accumulation of damage for the named materials depend on the level of elastic-plastic deformations obtained on the basis of changes in the modulus of elasticity and bulk electrical resistance. The dependence of the kinetics of the accumulation of damage, depending on the level of plasticity at the stage of destruction of the material, is shown.

According to experimental data on the determination of the kinetics of accumulation of damage under elastic-plastic loading, the model of Bonora accumulation was improved in consideration of the actual rate of accumulation of micro-damage.

The regression analysis of experimental data and parameters of the modernized model of kinetics of accumulation of damage is was carried out. This has enabled the determination of the relation of the material's plasticity parameter in the improved Bonore model and the critical value of the damage, depending on the level of the elastic-plastic characteristics of material.

It takes into account the mechanism of a fracture due to void formation in the process of accumulation of micro-damage. This work has shown the possibility of using the model to determine the accumulation of micro-damage, depending on the

level of plastic deformation and the accuracy of the criterion when assessing the threshold of the damage value during the pure tensile test of a number of metal structural materials of type D16T, VT22, 07H16N6, 18H2N4BA, 15HSND, 30HGSA, 12H18N10T, steel 45 and AMg2.

To study the kinetics of the accumulation of damage by the mechanism of a shear fracture, special samples were used in the form of a thin-walled tube, which provided a uniform stressed state. The disadvantage of such samples is the complexity of their production. This paper presents a model describing the kinetics of the accumulation of damage when using solid cylindrical specimens. The model has been developed on the basis of a comprehensive program for investigations of the damage process through a change in the volumetric electrical resistance and in consideration of the uneven distribution of stress along the radius of a sample. The method for determining parameters of the model of kinetics of the accumulation of damage when using solid cylindrical specimens is presented. The boundaries of using the damage model have been set by comparison with experimental values derived from special samples such as thin-walled tubes. Error accounted for up to 20% with the alloy D16T serving as an example.

A description of a change in the material parameter, in accordance with the Davydenko-Friedman model is provided on the basis of the analysis of the experimental results of the kinetics of the accumulation of damage, taking into account two mechanisms of fracture (shear and due to void formation). A The criterion of a boundary state has been in consideration of two mechanisms of destruction and the third deviator voltage invariant. The Nadai- Lode parameter is used to characterize a stress state. From the engineering point of view, the established criterion is practical to apply. In this case, the parameter of the stress state under pure shear is equal to 0, with pure compression and tensile being equal to 1 and -1, respectively. The model uses the healing parameter, which characterizes the ratio of the limiting value of damage under compression to that under tensile.

By analogy with the method for establishing the criterion of destruction at the stage of the formation of a macrocrack, the criterion of the boundary state for the

magnitude of the intensity of relative deformation was established. By establishing the criterion of the boundary state for damage and the intensity of the relative deformation, we have developed the system of dependences of the critical values of these parameters in a complex stressed state. The results of forecasting of the dependence of the critical value of damage on the critical value of the intensity of relative deformation for structural materials of the type D16T, 30HGSA and 12H18N10T are produced.

On the basis of a Mises type surface, it has been shown that the additional invariant of the stress tensor must be taken into account, which, together with the Nadai-Lode parameter, allows us to describe any point on this boundary surface. In addition, the influence of the stress triaxiality parameter is taken into account, which includes the first invariant of the stress tensor and the second invariant of the stress deviator. The assessment of this parameter by introducing the additional functional dependence of the critical value of the intensity of deformation on the stress triaxiality parameter has extended the boundaries of the application of this criterion.

To obtain the results of the fields of distribution of stressed-deformed state beyond the elastic zone, numerical calculations were performed using a complete deformation diagram. It was divided into conditional and valid deformation diagrams, as well as an effective deformation diagram (taking into account both a change in the size of the cross-section and the accumulation of micro-damage in material under elastic-plastic deformations). This allowed us to calculate the degradation of the mechanical characteristics of the material under conditions of elastic-plastic deformation.

Using the ANSYS Workbenck software package and evaluating the influence of the stress-strain type on the limit values of the material parameters, we obtained fields of stress intensity distribution, stress-type parameters such as the stress triaxiality parameter and the Nadai-Lode parameter for samples with different stress concentrators. According to the calculations, we obtained and compared the results of stress distribution fields and the parameters of the type of stress state with the use of conditional and effective deformation curves. The dependence of the value of the

parameters of the type of the stressed state at dangerous points on the level of elastic-plastic deformation is obtained.

The reliability of the proposed model when predicting the limiting value of the intensity of strains (depending on the type of a stress state) was verified in alloy of the type 2024-T351. This in turn showed the possibility of using the model to predict the magnitude of the critical value of the deformation intensity in relation to experimental data. The error accounted for up to 16%.

Keywords: damage, static load, effective stress, parameter of the type of a stressed state, parameter of Nadai-Lode, deformation criterion, criterion of a limit state.

Список опублікованих праць за темою дисертації

1. Фам Дик Куан, Поврежденность и эффективная диаграмма деформирования алюминиевого сплава АМг2/ Фам Дик Куан, О. П. Халімон // Технічні науки та технології , 2014 , №3 (72) С. 145–151. (Входить в НМБ РІНЦ, Index Copernicus).
2. Фам Д. К. и др. Кинетика накопления повреждений и критерий предельного состояния конструкционных материалов //Mechanics and Advanced Technologies. – 2018. – Т. 1. – №. 82. (Входить в НМБ РІНЦ, Index Copernicus).
3. О. V. Timoshenko,. The influence of plastic deformation on the low-cycle fatigue during the burnishing of holes in flat specimens of D16chT steel / О. V. Timoshenko, A. M. Babak,D.K. Pham, Yu. M. Sydorenko // Strenght of materials. – 2018. – Vol 50 (№3). – p. 448–452. (Входить до НМБ Scopus) (іноземна).
4. Фам Дик Куан, Пошкоджуваність металевих матеріалів з урахуванням виду напруженого стану/ Фам Дик Куан, О. В. Тимошенко, В.В. Коваль, А.М. Бабак // Технічні науки та технології , 2018 , №2 (12) С. 49–58. (Входить в НМБ РІНЦ, Index Copernicus, Google Scholar).
5. Фам Дик Куан, Прогнозування довговічності силових елементів з функціональними отворами при малоцикловій втомі / Фам Дик Куан, О. В. Тимошенко, А.М. Бабак // Вісник Херсонського національного технічного університету, 2018 , №2 (65) С. 56–67. (Входить до РІНЦ (eLibrary),Google Scholar, National Library of Ukraine (Vernadsky)).
6. V. Pimanov, Definitionsof mechanical properties of steels under conditions of action differentiated / D.Pham, V. Kalyuzhny, V. Pimanov, V. Timoshenko. // Polish journal of science. – 2019. – №16. – С. 27–37. (Входить до НМБ Google Scholar) (іноземна).
7. Фам Д.К. Кінетика накопичення пошкоджень і критерій граничного стану металевих конструкційних матеріалів / Бабак А.М., Демидюк Т.П. // XIX міжнародна науково-технічна конференція «Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта» Матеріали конференції. – Київ, 2018.– С. 59.

8. Фам Д.К. Оцінка впливу експлуатаційних навантажень на міцність силових конструктивних елементів з отвором після дорнування / Бабак А.М., Федосенко П.В. // XVIII міжнародна науково-технічна конференція «Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта» Матеріали конференції. – Київ, 2017.– С. 79.

ЗМІСТ

ВСТУП	16
Розділ 1 Проблема оцінки пошкоджуваності та критеріїв граничного стану конструкційних елементів на стадії зародження макротріщини	21
1.1 Пошкоджуваність при пружно-пластичному деформуванні в конструкційних матеріалах	21
1.2 Мікромеханічні підходи по визначенню ресурсу пластичності конструкційного матеріалу	25
1.3 Критерії граничного стану при складному напруженому стані на стадії зародження макротріщин	28
Висновки та постановка задачі досліджень	40
Розділ 2 Методики та програми дослідження пружно-пластичних характеристик конструкторських матеріалів із врахуванням накопичень пошкоджень і двох механізмів руйнування	43
2.1 Опис випробувальних стендів та їх модернізація для дослідження механічних характеристик та параметрів пошкоджуваності	43
2.2 Методики та програми дослідження пружно-пластичних характеристик конструкційних матеріалів та кінетики накопичення пошкоджень	51
2.3 Обробка результатів експериментальних досліджень конструкційних матеріалів	72
Висновки до другого розділу	86
Розділ 3 Вплив виду напруженого стану на характеристики пошкоджуваності та параметри конструкційних матеріалів	88
3.1 Вплив першого інваріанта тензора, другого та третього інваріанта девіатора напруження	88
3.2 Вплив двох механізмів руйнування (відриву та зрізу) на граничне значення параметрів руйнування конструкційних матеріалів	93

3.3 Взаємозв'язок параметра Надаї-Лоде та параметра жорсткості	
виду напруженого стану на граничний стан конструкційних матеріалів	102
Висновки до третього розділу	105
Розділ 4 Метод розрахунку елементів конструкцій в умовах	
малоциклової втоми з урахуванням пошкоджуваності	107
4.1 Чисельне моделювання полів розподілу напружень та	
параметрів виду напруженого стану з врахуванням пошкодження	107
4.2 Уточнення параметрів виду напруженого стану з врахуванням	
пошкоджуваності	131
4.3 Обґрунтування границь використання запропонованого	
критерія граничного стану та методика його використання	137
Висновки до четвертого розділу	141
ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ	142
СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ	144
ДОДАТОК А	156
ДОДАТОК Б	158

ВСТУП

Актуальність теми. Термосилове експлуатаційне та технологічне навантаження елементів конструкцій різного призначення супроводжується деградацією фізико-механічних властивостей конструкційних матеріалів. Цей складний процес характеризується виникненням розсіяних пошкоджень у вигляді мікропор, мікротріщин на мікро та мезорівнях. Їх зародження, розвиток та об'єднання приводить до утворення макротріщин в найбільш навантажених зонах відповідальних елементів конструкцій. Цей процес є найбільш тривалим на етапі експлуатації високонавантажених виробів нової техніки та складає 80-90 відсотків всього ресурсу з врахуванням живучості.

Врахування змін в матеріалі, які викликані мікропошкодженнями дозволяє більш точніше прогнозувати ресурс відповідальних елементів конструкції. Але на сьогодні, поки не розроблено адекватних моделей та критеріїв руйнування (на стадії зародження макротріщини) елементів конструкцій з урахуванням виду напруженого стану та історії термосилового навантаження. Найбільш перспективним, в розробці моделей накопичення розсіяних пошкоджень (руйнувань), з точки зору інженерного застосування, виступає феноменологічний підхід, який базується на основних положеннях континуальної механіки пошкодження (КМП). Основні ідеї цього підходу були запропоновані Л.М. Качановим та Ю.М. Работновим. Нині вони отримали досить широкий розвиток в різних напрямках механіки твердого деформованого тіла (МТДТ).

В КМП для кількісного врахування ефекту впливу мікропошкоджень в матеріалі, введено параметр пошкоджуваності, який можна представити у вигляді тензора, вектора або скаляра та який характеризує мікроструктурні зміни в матеріалі, що викликані незворотними процесами при різних термосилових навантаженнях (деформуваннях). Цей параметр виступає в ролі характеристики оцінки деградації фізико-механічних властивостей конструкційних матеріалів.

Однак, на сьогодні не існує єдиної концепції аналізу закономірностей формування та еволюції пошкоджень, що ускладнює вибір критеріїв, які описують зародження та накопичення пошкоджень, а також кількісну оцінку цих явищ, враховуючи два механізми руйнування (відрив та зріз).

Нині існує велика кількість різних критеріїв руйнування (силових, деформаційних, енергетичних) і визначальних рівнянь для умов одновісного термосилового-навантаження. Однак, конкретизованих закономірностей для складного напруженого стану, з врахуванням кінетики накопичення пошкоджуваності, поки не розроблено. Також більшість моделей, які базуються на експериментальних дослідженнях, обмежені класом простих навантажень і у більшості випадків викладені у незручній для практичного використання формі.

Таким чином, актуальним є розробка критерію граничного стану конструкційних матеріалів на стадії зародження макротріщини для умов складного напруженого стану з урахуванням двох механізмів руйнування (відриву та зрізу), що становить значний науковий і практичний інтерес.

Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами. Дисертаційна робота виконана відповідно до плану наукових досліджень, проведених на кафедрі динаміки і міцності машин та опору матеріалів механіко-машинобудівного інституту Національного технічного університету України “Київський політехнічний інститут ім. Ігоря Сікорського” за держбюджетними темами: “Розроблення узагальненого методу прогнозування ресурсу експлуатації елементів конструкцій із композиційних матеріалів при складному малоцикловому навантаженні з врахуванням пошкоджуваності” (держреєстрація №0112U002444); “Розроблення узагальненого методу прогнозування ресурсу експлуатації конструкцій із композиційних матеріалів при складному малоцикловому навантаженні з врахуванням пошкоджуваності” (держреєстрація № 0115U000398); “Розробка методу прогнозування несучої здатності та температуростабільності силових платформ космічних апаратів ” (держреєстрація № 0118U003638).

Мета і задачі дослідження. Мета роботи – розробити та обґрунтувати узагальнений критерій граничного стану конструкційних матеріалів з урахуванням розсіяного руйнування за умов складного напруженого стану на стадії зародження макротріщини.

Для досягнення поставленої мети в роботі необхідно було вирішити наступні задачі:

розробити феноменологічну модель кінетики накопичення пошкодження від рівня пластичної деформації для металевих конструкційних матеріалів;

проаналізувати кінетику накопичення розсіяних пошкоджень ряду сучасних металевих конструкційних матеріалів в залежності від механічних характеристик в умовах чистого розтягу;

розробити ефективний метод визначення кінетики накопичення пошкодження в матеріалі з урахуванням впливу нерівномірного розподілу деформації в перерізі зразка в умовах кручення;

модернізувати експериментальне обладнання для визначення параметрів феноменологічної моделі та критерію руйнування, а також обґрунтовування їх границь використання;

розробити, на основі теоретично-експериментальних досліджень, ефективний феноменологічний критерій розсіяного руйнування на стадії зародження макротріщини при складному напруженому стані з врахуванням двох механізмів руйнування: відриву та зсуву;

провести апробацію та встановити границі застосування запропонованого критерію граничного стану елементів конструкцій для умов статичного навантаження шляхом порівняння розрахункових та експериментальних даних.

Об'єкт дослідження: кінетика накопичення розсіяних пошкоджень та величини критичного значень пошкоджень в металічних конструкційних матеріалах за умов складного напруженого стану.

Предмет дослідження: моделювання процесів накопичення мікропошкоджень та мікроруйнувань з визначенням критерію руйнування металевих конструкційних матеріалів на стадії зародження макротріщини.

Методи досліджень. Експериментально-теоретичні методи визначення закономірностей накопичення розсіяних пошкоджень в конструкційних матеріалах для умов статичного навантаження (деформування), що базуються на основі положень КМП та МТДТ. При аналітичних розрахунках використані метод найменших квадратів, методи статистичної обробки експериментальних даних, регресійний аналіз.

Наукова новизна одержаних результатів

- вперше розроблено та обґрунтовано узагальнений критерій граничного стану металевих конструкційних матеріалів при складному напруженому стані з врахуванням кінетики накопичення розсіяних руйнувань (пошкоджень), який враховує два типи руйнування (відрив та зріз);

- визначено залежності, що пов'язують феноменологічні параметри пошкоджуваності та її критичне значення на стадії зародження макротріщини з пружно-пластичними характеристиками матеріалу за умов статичного навантажування при розтязі;

- розроблено модель, що описує процес накопичення пошкоджень в металевих конструкційних матеріалах при розтязі;

- розроблено методику визначення кінетики накопичення пошкодження з урахуванням впливу нерівномірного розподілу деформації в перерізі зразка в умовах кручення;

Практичне значення одержаних результатів полягає у

- використанні отриманої феноменологічної моделі накопичення розсіяних мікропошкоджень та критерія руйнування для розв'язку практичних інженерних задач з метою уточнення напружено-деформованого та граничного стану несучих елементів конструкції;

- розробці адекватної інженерної методики оцінки кінетики накопичення пошкодження за умов зсуву, яка базується на випробуванні циліндричних зразків;

- встановлені та обґрунтовані границі використання критерія граничного стану з урахуванням пошкодження при складному напруженому стані, що

дозволить більш точно прогнозувати ресурс відповідальних елементів конструкції на стадії проектування та їх залишковий ресурс.

Результати дисертаційної роботи впроваджені в інженерну практику ДП «КБ Південне».

Особистий внесок здобувача. Роботу виконано під науковим керівництвом член-кореспондента НАН України, доктора технічних наук, професора Бобиря 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, аналіз підходів щодо розрахунку параметра пошкоджуваності, визначення кінетики накопичення пошкоджень при статичному навантаженні та розрахунок їх критичних значень у вигляді критерію.

Апробація результатів дисертації. Основні результати досліджень доповідалися на міжнародних конференціях «Прогресивна техніка і технологія» (м. Київ, 2017 – 2018). Повністю робота доповідалась на засіданні кафедри ДММ та ОМ КПІ ім. Ігоря Сікорського.

Публікації. Основний зміст дисертації викладено в 8 наукових праць, з них 6 статей у фахових виданнях (з яких 4 в українських виданнях, що входять до наукометричних баз даних та 2 статті у іноземному виданні), 2 тези доповідей в збірниках матеріалів конференцій.

Структура та обсяг дисертації. Дисертація складається зі вступу, чотирьох розділів, висновків, списку використаних джерел і 2-ох додатків. Загальний обсяг дисертації становить 159 сторінок, у тому числі основного тексту дисертації 127 сторінки, 108 рисунків, 11-ть таблиць, список використаних джерел зі 115 найменувань на 12-ти сторінках, додатків на 2-ох сторінках, що містять 1 рисунок.

РОЗДІЛ 1

ПРОБЛЕМА ОЦІНКИ ПОШКОДЖУВАНOSTІ ТА КРИТЕРІВ ГРАНИЧНОГО СТАНУ КОНСТРУКЦІЙНИХ ЕЛЕМЕНТІВ НА СТАДІЇ ЗАРОДЖЕННЯ МАКРОТРІЩИНИ

1.1 Пошкоджуваність при пружно-пластичному деформуванні в конструкційних матеріалах

З розвитком потреб в сучасній сфері машинобудування, з'являється необхідність в розробці нових відповідальних елементів конструкцій з використанням новітніх матеріалів, що дозволить збільшити ефективність конструкції нових виробів. Більшість з яких працюють в складних термо-силових умовах під час експлуатації, що супроводжуються деформаційними процесами. Це в свою чергу змінює внутрішню структуру конструкційних матеріалів, викликані зміною мікротріщин на різних рівнях, що приводить до зниження значень характеристик матеріалу по відношенню з початковими, та в подальшому приводить до руйнування [1, 2, 3, 4, 5].

Процес накопичення пошкоджуваності описується за допомогою механіки пошкоджень, яка вивчає механізми руйнування на різних рівнях [6]:

- Мікрорівень – характеризується накопиченням напружень біля границі дефектів, що утворює мікротріщини та мікропустотами в наслідок руйнування зв'язків між зернами.
- Мезорівень – характеризується появою тріщини при об'єднанні мікротріщин та мікропустот.
- Макрорівень - характеризується ростом тріщини.

Але при дослідженні фізико-механічних властивостей різних класів конструкційних матеріалів показано, що вони відрізняються фізико-хімічною структурою, але можуть бути описані однаковими механічними характеристиками та параметрами, такими як рівень пластичної деформації, пошкоджуваність, модулі пружності і т.п.. З вище викладеного випливає, що

використовуючи термодинамічні підходи та механіку суцільного середовища, які дозволяють описати процеси в матеріалі при пружно-пластичному деформуванні, дослідження відповідних процесів на мікрорівні не є необхідним та не потребує додаткового описання. Використовуючи енергетичні параметри, які дозволяють описати процеси на мезорівні, та є універсальними для усіх класів конструкційних матеріалів.

У зв'язку з цим опис кінетики накопичення пошкоджуваності можна виразити через зміну інших макро-механічних параметрів або за допомогою статистичних функцій розподілу. Це в свою чергу дозволить використовувати непрямі методи дослідження [7, 8, 9, 10], що з інженерної точки зору – більш прості в реалізації ніж дослідження виконані прямими методами. Як результат отримано велику кількість експериментальних даних з дослідження накопичення мікропошкоджень, що можуть виникати та розвиватися під час експлуатації відповідального елемента конструкцій та показало, що процес накопичення пошкоджуваності має закономірність в залежності від класу конструкційного матеріалу та його структури при різних термо-силових навантаженнях [11, 12, 13].

При розгляді твердого деформівного тіла в умовах пружно-пластичного деформування за результатами останніх років, було показано, що в матеріалі виникають мікропошкодження різної природи, в зв'язку з чим виникають неоднорідності [14, 15]. Для спрощення розрахунків та дослідження, використовуються положення та гіпотези континуальної механіки пошкодження (КМП). Таким чином введено гіпотезу про рівномірне розподілення мікропошкоджень різної природи в об'ємі. Це дозволяє вважати матеріал ізотропним на протязі пружно-пластичного деформування. Виходячи з цього, в роботах Л.М. Качанова та Ю.М. Работнова [15, 16] для опису пошкоджуваності (рис. 1.1.) було запропоновано виділити елементарний об'єм тіла, який має елементарну площу поперечного перерізу ΔS , до якої можна задати вектор нормалі \vec{n} . Також до цього перерізу будуть входити площі пустот

різної форми, які утворені перетином перерізу з пустотами, що утворилися при пружно-пластичній деформації. Сума площ пустот позначаємо, як ΔS_{DX} .

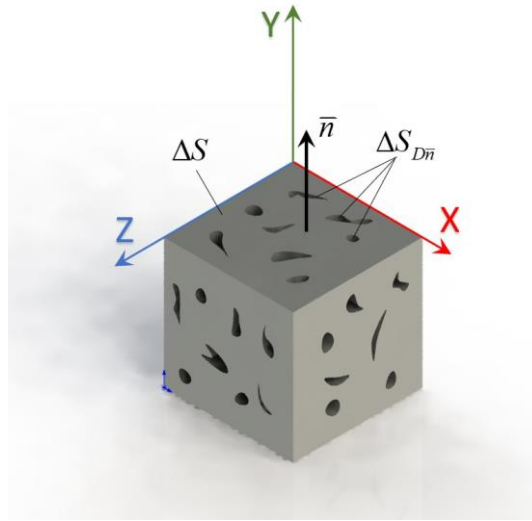


Рис. 1.1. Пошкоджений елемент репрезентативного елементу об'єму матеріала.

Таким чином було введено поняття ефективної площі $\Delta \tilde{S}$, що в дійсності сприймає навантаження [15, 16]:

$$\Delta \tilde{S} = \Delta S - \Delta S_{DX} \quad (1.1)$$

При одновісному розтязі коли напрямок прикладеної сили зівпадає з напрямком нормалі \vec{n} , величина пошкоджуваності приймає значення [15, 16]:

$$D_n = \frac{\Delta S - \Delta \tilde{S}}{\Delta S} \quad (1.2)$$

З точки зору опису фізичних величин, пошкоджуваність за формулою (1.2), це відношення площі пор до одиниці площі перерізу елементарного об'єму, що перпендикулярна до вектор нормалі \vec{n} .

Таким чином коли в тілі відсутні мікропошкодження величина пошкоджуваності приймає значення $D = 0$, при руйнуванні в елементі тіла величина пошкоджуваності має прийняти значення $D = D_R$, яка на практиці для більшості матеріалів дорівнює $D_R = 0,2 \div 0,8$. Де D_R - критична величина пошкоджуваності, теоретично ця величина дорівнює одиниці. Тому величина пошкоджуваності приймає значення в межах $(0 \leq D \leq 1)$.

Припущено, що на тіло при пружно-пластичному деформуванні діє векторна сила \vec{P} довільної величини, та за напрямком зівпадає з вектором нормалі \vec{n} . Величина напруження, що приймається одиницею площі перерізу елементарного об'єму ΔS , дорівнює [15, 16]:

$$\vec{\sigma} = \frac{\vec{P}}{\Delta S}, \quad (1.3)$$

Виходячи з співвідношення (1.3), величина напруження $\vec{\sigma}$ - є векторною величиною. Підставляючи залежність (1.2) в (1.3) замінивши умовну площу ΔS на ефективну $\Delta \tilde{S} = \Delta S(1 - D)$, отримаємо [15, 16]:

$$\vec{\tilde{\sigma}} = \frac{\vec{\sigma}}{1 - D}. \quad (1.4)$$

де $\vec{\tilde{\sigma}}$ - вектор ефективного напруження.

В залежності (1.4), параметр пошкоджуваності D представлена у скалярному вигляді. Це в свою чергу дозволяє переписати ефективне напруження в тензорному вигляді, як [15, 16]:

$$\tilde{\sigma}_{ij} = \frac{\sigma_{ij}}{1 - D}. \quad (1.5)$$

де $\tilde{\sigma}_{ij}$ - компоненти ефективного тензора напружень, σ_{ij} - компоненти умовного тензора напруження.

Для розрахунків несучої здатності елементів конструкцій методами континуальної механіки пошкоджуваності, параметр пошкоджуваності використовують в скалярному, векторному та в тензорному вигляді, який можна отримати через зміну механічних характеристик матеріалу в відповідному вигляді [15, 16, 17, 18, 19, 20].

Використовуючи параметр пошкоджуваності D у вигляді скаляра, можна в першому наближенні описати зміну в конструкційному матеріалі, яка зв'язана з ростом та поєднанням мікропустот при пружно-пластичному деформуванні, як функцію [15, 16, 17, 19, 20, 21, 22]:

$$D = f\left(\varepsilon_i^{(p)}, \sigma_i, \dots\right), \quad (1.6)$$

де $\varepsilon_i^{(p)}$ - величина поточного значення інтенсивності пластичної деформації, σ_i - поточна величина інтенсивності деформації.

У випадку анізотропних матеріалів, де має місце неоднорідності характеристик матеріалу в залежності від напрямку або в умовах складних термосилових навантажень, доцільно використовувати параметр пошкоджуваності у векторному [23, 24] або в тензорному вигляді [25, 26, 27, 28], що дозволяє врахувати вплив мікропошкодження в залежності від напрямку.

Величина пошкоджуваності для одного і того ж матеріалу приймає різний характер кінетики накопичення пошкодження та має різну величину критичного значення пошкоджуваності при різних механізмах руйнування. Тому згідно з гіпотезою Я.Б. Фрідмана [29, 30], пошкоджуваність матеріалу можна представити через механізми руйнування при зсуві та при відриві. Тому загальний параметр пошкоджуваності в векторному вигляді, можна представити у вигляді сумі векторів пошкоджуваності при відриві та при зсуві, як [29, 30]:

$$\vec{D} = \vec{D}_\sigma + \vec{D}_\tau, \quad (1.7)$$

Де \vec{D}_σ - вектор пошкоджуваності накопиченої від механізму руйнування при відриві, \vec{D}_τ - вектор пошкоджуваності накопиченої від механізму руйнування при зсуві.

1.2 Мікромеханічні підходи по визначенню ресурсу пластичності конструкційного матеріалу

З критичного аналізу великої кількості існуючих робіт присвяченому дослідженню процесу накопичення пошкоджуваності при складному напруженому стані під час пружно-пластичних деформації в конструктивних матеріалах [22, 31, 32, 33, 34], можна відмітити, що найчастіше

використовується для характеристики виду напруженого стану два параметра: параметр жорсткості виду напруженого стану, параметр кута Лоде.

Використовуючи ці параметри для опису зміни початкового розміру пори в роботі [35], показано, що параметр Лоде впливає на зміну видовження або форми пори (рис. 1.2.), в той час, як параметр жорсткості виду напруженого стану впливає на розширення пори.

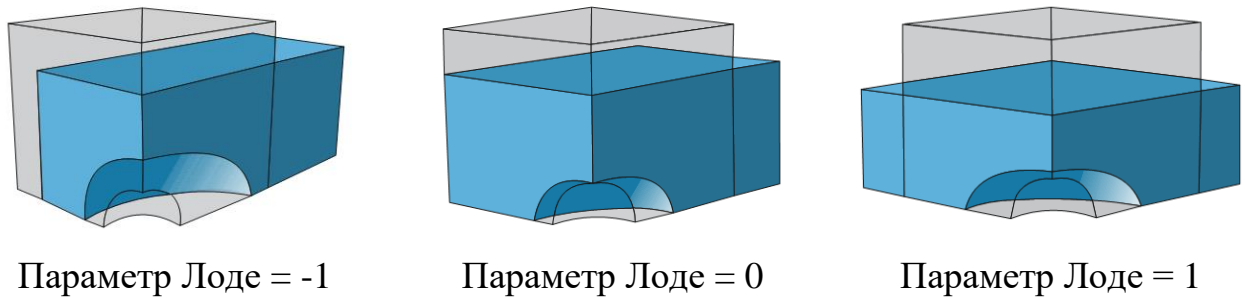


Рис. 1.2. Залежність зміни форми пори від параметра жорсткості виду напруженого стану.

Як було сказано в розділі 1.1 за гіпотезою Я.Б. Фрідмана на величину пошкоджуваності впливає різні механізми руйнування зсувом або відривом, це пов'язано з зміною форми і ростом мікропор в матеріалі, які утворюються при пружно-пластичній деформації. Таким чином в роботі [31, 36] використовуючи схожу гіпотезу для дослідження накопичення пошкоджуваності шляхом дослідження зміни мікропор в матеріалі при комбінованих механізмах руйнування, показано, що при загальних значеннях параметра жорсткості виду напруженого стану більше 0,333, в матеріалі накопичення пошкодження відбувається за рахунок росту та об'єднання мікропор, що приводить до руйнування відривом. При значеннях параметра жорсткості виду напруженого стану менше 0,333, відмічено, що характер пор відповідають здебільшого руйнуванню механізмом зрізу. Дані висновки були зроблені за допомогою фрактографічного аналізу з дослідження об'єднання та росту мікропор, як представлено на рис. 1.3. та на рис. 1.4. [36].

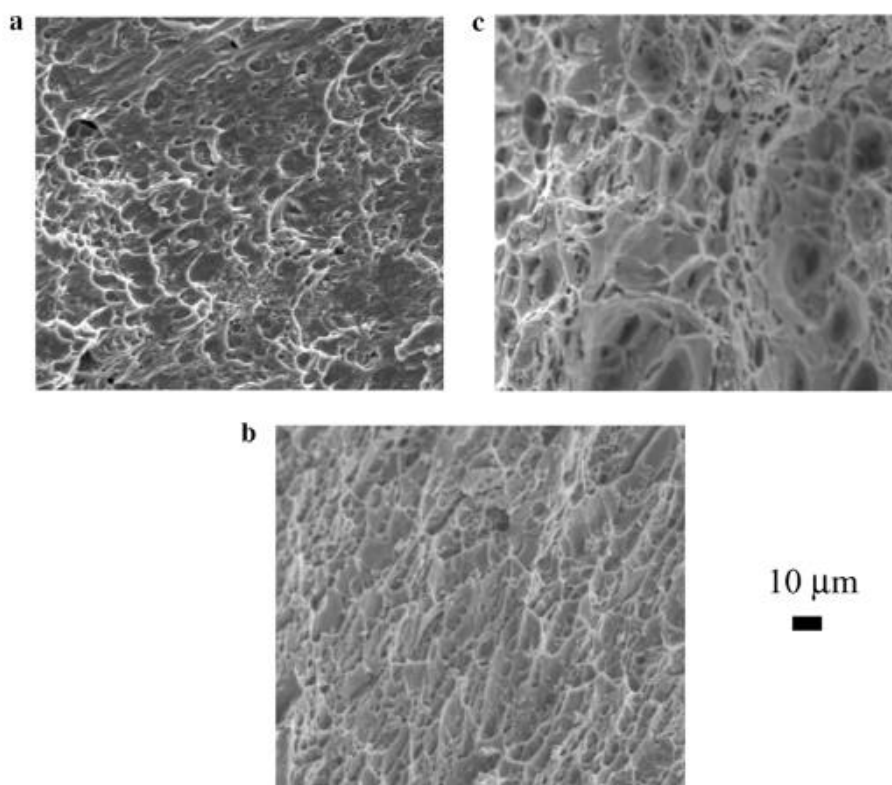


Рис. 1.3. Фрактографічне дослідження сталі Weldox 420 при: а) $\eta = 0,15$,
 б) $\eta = 0,28$, с) $\eta = 0,33$.

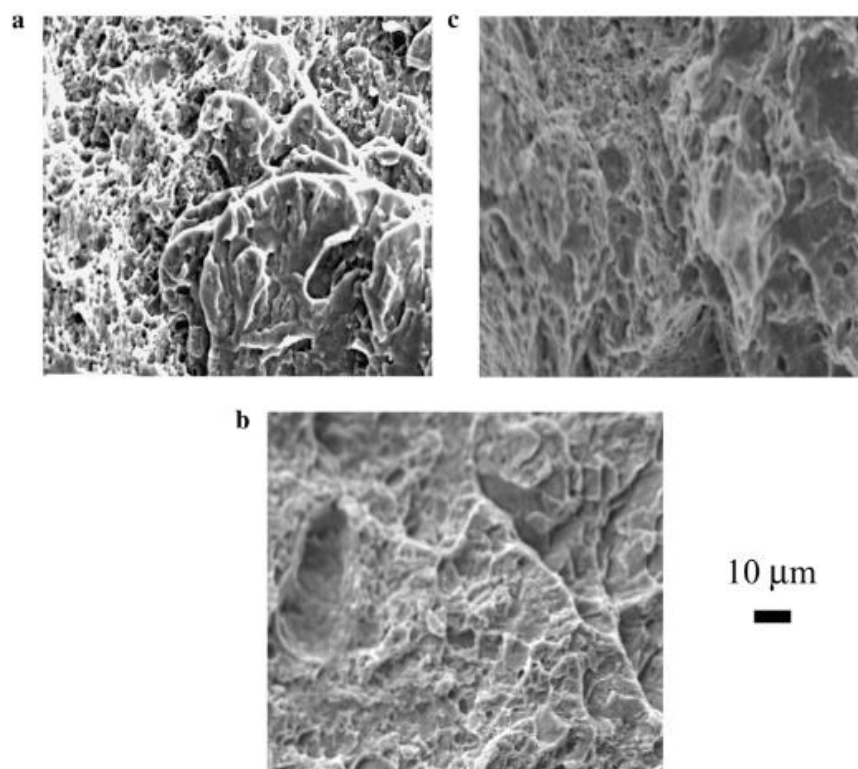


Рис. 1.4. Фрактографічне дослідження сталі Weldox 920 при: а) $\eta = 0,10$,
 б) $\eta = 0,33$, с) $\eta = 0,42$.

За результатами фрактографічного дослідження матеріалів представлених на рис. 1.3 и рис. 1.4.. Показано, що для сталі Weldox 420 та Weldox 920 при значеннях жорсткості виду напруженого стану $\eta = 0,15$ та $\eta = 0,10$, відповідно – характер пор при руйнування, відповідають механізму руйнуванню при зсуві . При значеннях $\eta = 0,28$ та $\eta = 0,33$, відповідно – характер руйнування відповідає комбінованому механізму руйнування. При $\eta = 0,33$ та $\eta = 0,42$, відповідно – характер руйнування відповідає механізму руйнуванню при відриві [36].

Такий метод дослідження дає змогу отримати залежності для прогнозування руйнування в конструкційних матеріалах використовуючи тільки механічні характеристики та відображає вплив виду напруженого стану на ріст та характер мікродефектів. З недоліків можна відмітити неможливість заздалегідь встановити точне місце початку руйнування, необхідність в великій кількості експериментів, складність або неможливість прогнозування результатів у великому діапазоні значень параметра виду напруженого стану.

1.3 Критерії граничного стану при складному напруженому стані на стадії зародження макротріщин

На сьогоднішній день існує велика кількість робіт присвячених розробці критерію граничного стану конструкційних матеріалів при складному напруженому стані. Ці критерії базуються на різних підходах, але мають обмеження при використанні в залежності від типу матеріалу та експлуатаційного навантаження. У загальному випадку критерії граничного стану можна розбити на декілька основних класів [37]:

- деформаційні критерії, що базуються на інтенсивності деформації руйнування;
- силові критерії, що базуються на напруженнях руйнування;
- енергетичні критерії;

- критерії, що базуються на граничній величині параметра пошкоджуваності;
- емпіричні критерії.

Критерії граничного стану, що базуються на енергетичних підходах є найбільш узагальненими. Тому велика кількість існуючих моделей пошкоджуваності базується на термодинамічному підході використовуючи енергетичні характеристики [38, 39, 6, 40, 41]. Так, як процес пружно-пластичного деформування є незворотнім та супроводжується втратою або накопиченням енергії в тілі, то використовуючи підходи термодинаміки незворотних процесів, пружно-пластичне деформування можна описати через енергію та роботу.

Таким чином, використовуючи перший закон термодинаміки, який стверджує, що сума роботи і підведеного тепла при переході системи з початкового стану в кінцевий – залишається постійною [42]:

$$dU = \delta A + \delta Q \quad (1.8)$$

де δQ -кількість теплоти підведене до тіла, δA - робота, що виконується для деформацію тіла.

Робота зв'язана з напруженням σ_{ij} та деформацією ε_{ij} , а саме [42]:

$$\delta A = \sigma_{ij} \delta \varepsilon_{ij}. \quad (1.9)$$

Підставляючи (1.9) в (1.8), отримаємо [42]:

$$dU = \sigma_{ij} \delta \varepsilon_{ij} + \delta Q \quad (1.10)$$

Використовуючи другий закон термодинаміки для незворотних процесів [42]:

$$dS' > \frac{\delta Q}{T} \quad (1.11)$$

де S' -ентропія, T - температура.

Враховуючи, що приріст питомої внутрішньої енергії при переході між двома близькими станами [42]:

$$dU = \frac{\partial U}{\partial \varepsilon_{ij}} \delta \varepsilon_{ij} + \frac{\partial U}{\partial T} \delta T \quad (1.12)$$

Отримаємо вираз з врахуванням першого і другого термодинамічного закону [42]:

$$\frac{\delta Q}{T} = \frac{1}{T} \frac{\partial U}{\partial \varepsilon_{ij}} \delta \varepsilon_{ij} + \frac{1}{T} \frac{\partial U}{\partial T} \delta T - \frac{1}{T} \sigma_{ij} \delta \varepsilon_{ij}. \quad (1.13)$$

Як вказано в роботі [43], для зворотних процесів $\delta Q/T$ є повним диференціалом. Тоді:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial \varepsilon_{ij}} \frac{1}{T} \left(\frac{\partial U}{\partial \varepsilon_{mn}} - \sigma_{mn} \right) &= \frac{\partial}{\partial \varepsilon_{mn}} \frac{1}{T} \left(\frac{\partial U}{\partial \varepsilon_{ij}} - \sigma_{ij} \right), \\ \frac{\partial}{\partial \varepsilon_{ij}} \left(\frac{1}{T} \frac{\partial U}{\partial T} \right) &= \frac{\partial}{\partial T} \left(\frac{\partial U}{\partial \varepsilon_{ij}} - \sigma_{ij} \right) \frac{1}{T}. \end{aligned} \quad (1.14)$$

Виходячи з (1.14), отримаємо:

$$\left(\frac{\partial U}{\partial \varepsilon_{ij}} \right)_T = \sigma_{ij} - T \left(\frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial T} \right)_{\varepsilon_{pq}}. \quad (1.15)$$

Підставляючи (1.15) та (1.11) у вираз (1.10), отримаємо [42]:

$$dU = T dS + \sigma_{ij} \delta \varepsilon_{ij}, \quad (1.16)$$

Використовуючи термодинамічні потенціали можна описати процес пружно-пластичного деформування твердого тіла. В роботі [42], представлено рівняння стану та відповідних асоційованих змінних з використанням різних термодинамічних потенціалів:

Використовуючи внутрішню енергію, як термодинамічний потенціал, рівняння стану набуде вигляду [42]:

$$\sigma_{ij} = \left(\frac{\partial U}{\partial \varepsilon_{ij}} \right)_{S'}. \quad (1.17)$$

За аналогією рівняння для температури набуде вигляду [42]:

$$T = \left(\frac{\partial U}{\partial S'} \right)_{\varepsilon_{ij}} \quad (1.18)$$

У випадку вибору вільної енергії ψ в якості термодинамічного потенціалу, рівняння стану набуде вигляду [42]:

$$\sigma_{ij} = \left(\frac{\partial \psi}{\partial \varepsilon_{ij}} \right)_T, \quad (1.19)$$

Із співвідношення (1.16) отримаємо значення ентропії [42]:

$$S' = - \left(\frac{\partial U}{\partial T} \right)_{\varepsilon_{ij}}. \quad (1.20)$$

Використовуючи термодинамічний потенціал у вигляді теплової функції H , рівняння стану набуде вигляду [42]:

$$\varepsilon_{ij} = - \left(\frac{\partial H}{\partial \sigma_{ij}} \right)_{S'}. \quad (1.21)$$

Тоді залежність температури через теплову функцію, матиме вигляд [42]:

$$T = \left(\frac{\partial H}{\partial S'} \right)_{\sigma_{ij}}. \quad (1.22)$$

Використовуючи термодинамічний потенціал у вигляді потенціал Гіббса Φ , рівняння стану набуде вигляду [42]:

$$\varepsilon_{ij} = - \left(\frac{\partial \Phi}{\partial \sigma_{ij}} \right)_T. \quad (1.23)$$

Тоді залежність ентропії, матиме вигляд [42]:

$$S' = - \left(\frac{\partial \Phi}{\partial T} \right)_{\sigma_{ij}}. \quad (1.24)$$

Також в роботі [42], представлено рекомендації з вибору термодинамічного потенціалу, в залежності від умов в яких проводяться дослідження.

Враховуючи вищезазначене, запишемо нерівність Клаузіуса-Дюхема, як другий принцип термодинаміки [42]:

$$\sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij} - \rho (\dot{\psi} + s \dot{T}) - q_i \frac{T_i}{T} \geq 0, \quad (1.25)$$

де \vec{q} — тепловий потік, який .

Функція вільної енергії, згідно з [42], має вигляд:

$$\dot{\psi} = \frac{\partial \psi}{\partial \varepsilon_{ij}^{(e)}} \dot{\varepsilon}_{ij}^{(e)} + \frac{\partial \psi}{\partial T} \dot{T} + \frac{\partial \psi}{\partial r} \dot{r} + \frac{\partial \psi}{\partial \alpha_{ij}} \dot{\alpha}_{ij} + \frac{\partial \psi}{\partial D} \dot{D}. \quad (1.26)$$

Враховуючи, що швидкість повної інтенсивності деформації, можна розписати [42]:

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \dot{\varepsilon}_{ij}^{(e)} + \dot{\varepsilon}_{ij}^{(p)} \quad (1.27)$$

де $\dot{\varepsilon}_{ij}^{(e)}$ - швидкість інтенсивності пружної деформації, $\dot{\varepsilon}_{ij}^{(p)}$ - швидкість інтенсивності пластичної деформації.

Отримаємо [42]:

$$\begin{aligned} & \left(\sigma_{ij} - \rho \frac{\partial \psi}{\partial \varepsilon_{ij}^{(e)}} \right) \dot{\varepsilon}_{ij}^{(e)} - \rho \left(s + \frac{\partial \psi}{\partial T} \right) \dot{T} + \\ & + \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^{(p)} - \rho \frac{\partial \psi}{\partial r} \dot{r} - \rho \frac{\partial \psi}{\partial \alpha_{ij}} \dot{\alpha}_{ij} - \rho \frac{\partial \psi}{\partial D} \dot{D} - q_i \frac{T_{,i}}{T} \geq 0 \end{aligned}, \quad (1.28)$$

Використовуючи асоційовані змінні, перепишемо (1.28) у новому вигляді [42]:

$$\sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^{(p)} - R \dot{r} - X_{ij}^D \dot{\alpha}_{ij} - \bar{Y} \dot{D} - q_i \frac{T_{,i}}{T} \geq 0. \quad (1.29)$$

Для ізометричних процесів при нехтуванні пластичними розсіюваннями, має задовольнятися умова [42]:

$$-\bar{Y} \dot{D} \geq 0. \quad (1.30)$$

Тоді у випадку, коли $-\bar{Y}$ має додатне значення, то швидкість пошкоджуваності \dot{D} теж має бути додатнім.

Враховуючи рівняння (1.30) в КМП загальна форма запису швидкості накопичення пошкоджень в залежності від вигляду потенціалу пошкоджуваності F_D , має вигляд [19, 42]:

$$\dot{D} = \frac{\partial F_D(Y, \varepsilon_i^{(p)}, D, \dots)}{\partial Y} \quad (1.31)$$

де Y - одиниця об'єму вивільненої енергії пружної деформації при постійному значенні напруження.

З залежності від вибору вигляду потенціалу пошкоджуваності, буде залежати кінцевий вигляд рівняння кінетики накопичення пошкоджуваності.

Так в роботі Леметра [19] було запропоновано вигляд потенціалу пошкоджуваності:

$$F = \frac{S}{(l+1)(1-D)} \left(\frac{Y}{S} \right)^{l+1} \quad (1.32)$$

де B, l - параметри матеріалу.

Та згідно з [19]:

$$Y = \frac{\sigma_{eq}^2}{2E(1-D)^2} \left(\frac{2}{3}(1+\nu) + 3(1-2\nu) \left(\frac{\sigma_0}{\sigma_{eq}} \right)^2 \right) \quad (1.33)$$

Підставляючи (1.32) та (1.33) в (1.31), отримано кінетику накопичення пошкоджуваності при складному напруженому стані з використанням параметру жорсткості виду напруженого стану [19]:

$$D = \left(\frac{A^2}{2EB} f(\eta) \right)^b \frac{1}{2mb+1} \left[\left(\varepsilon_i^{(p)} \right)^{2mb+1} - \left(\varepsilon_{iD}^{(p)} \right)^{2mb+1} \right] \quad (1.34)$$

де E – початковий модуль пружності, m, b - параметри зміцнення матеріалу при розтязі, A, B – константи матеріала.

Бонора в роботі [44] запропонував опис потенціалу пошкоджуваності:

$$F = \left[\frac{1}{2} \left(\frac{Y}{S_0} \right) \frac{S_0}{1-D} \right] \frac{(D_R - D)^{(\alpha-1)/\alpha}}{\left(\varepsilon^{(p)} \right)^{(2+m)/m}} \quad (1.35)$$

де m, S_0, α – параметри матеріалу.

Використовуючи при цьому таку ж енергію пружної деформації, як в роботах Леметра, отримано модель накопичення пошкоджуваності при складному напруженому стані:

$$D = D_0 + (D_{1R} - D_0) \left\{ 1 - \left[1 - \frac{\ln(\varepsilon^{(p)} / \varepsilon_D^{(p)})}{\ln(\varepsilon_R / \varepsilon_D)} f \left(\frac{\sigma_0}{\sigma_{eq}} \right) \right]^\alpha \right\} \quad (1.36)$$

де D_0 – початкова величина пошкоджуваності, ε_R – інтенсивність деформації в момент руйнування, ε_D інтенсивність деформації, що відповідає моменту появи пошкодження в матеріалі.

В роботах Халімона [45], використовуючи потенціал пошкоджуваності та таку ж енергію пружної деформації, замінивши інтенсивність напруження за Мізесом на інтенсивність напруження за Писаренко-Лебедевим [18], отримав модель накопичення пошкоджуваності при складному напруженому стані:

$$D = \left(\frac{A^2}{2EB} R \right)^b \frac{1}{2mb+1} \left[\left(\varepsilon_i^{(p)} \right)^{2mb+1} - \left(\varepsilon_{iD}^{(p)} \right)^{2mb+1} \right] \quad (1.37)$$

В роботі [21] запропонована модель накопичення пошкоджуваності при складному напруженому стані з використанням результатів кінетики накопичення пошкоджуваності:

$$D = D_1 \cdot B^{3K_\sigma - 1} \quad (1.38)$$

де D_1 – величина пошкоджуваності при чистому розтязі, що відповідає рівню інтенсивності деформації ε_i , B – параметр впливу виду напруженого стану матеріалу.

Модель прогнозування критичного значення пошкоджуваності при складному напруженому стані з використанням експериментальних даних отриманих при розтязі, також представлені в роботі [46]:

$$D_R = \frac{D_{1R}}{f(K_\sigma)} \left(\frac{\sigma_R}{\sigma_i} (1 - D) \right)^2 \leq 1 \quad (1.39)$$

де σ_R – напруження, що відповідає появі першої макротріщини, D_{1R} – критична величина параметру пошкоджуваності при чистому розтягу, яка розраховується згідно з [46]:

$$D_{1R} = 1 - \frac{k_f^{\text{розтяг}} \left(\varepsilon_R^{(p)} \right)}{k_f^{\text{стиск}} \left(\varepsilon_R^{(p)} \right)}, \quad (1.40)$$

де $\varepsilon_R^{(p)}$ – відносна деформація, що відповідає моменту появи макротріщини, $k_f^{\text{розтяг}}$ та $k_f^{\text{стиск}}$ – коефіцієнти, що визначаються

експериментально. Даний метод визначення критичного значення, дає наближені результати для крихких матеріалів і великі похибки в порівнянні з експериментальними даними для пластичного матеріалу.

Виходячи з результатів аналізу великої кількості досліджень було встановлено, що для прогнозування залишкового ресурсу та граничного стану конструкційного матеріалу при складному напруженому стані, з інженерної точки зору, зручно використовувати деформаційні критерії.

Так в роботі Хуе-Wierzbicki [47, 48] запропоновано критерій граничного стану конструкційних матеріалів при складному напруженому стані, при умові:

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \frac{d\bar{\varepsilon}}{F(\eta, \xi)} = 1, \quad (1.41)$$

де ξ - параметр кута виду напруженого стану Лоде.

Таким чином вважається, що параметри виду напруженого стану ξ та η - є функцією залежності цих параметрів від рівня інтенсивності пластичної деформації, відповідно [47, 48]:

$$\eta_{av} = \frac{1}{\bar{\varepsilon}_f} \int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \eta(\bar{\varepsilon}) d\bar{\varepsilon} \quad (1.42)$$

$$\xi_{av} = \frac{1}{\bar{\varepsilon}_f} \int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \xi(\bar{\varepsilon}) d\bar{\varepsilon} \quad (1.43)$$

Підставляючи вирази (1.42) та (1.43) в рівняння (1.41), отримаємо функцію залежності граничного стану від параметрів виду напруженого стану [47, 48]:

$$\bar{\varepsilon}_f = F(\eta_{av}, \xi_{av}) \quad (1.44)$$

Для отримання конкретного вигляду критерія (1.44), авторами були використані залежності отриманих з експериментальних досліджень впливу виду напруженого стану на граничні величини інтенсивності деформації в роботі [48]:

$$\bar{\varepsilon}_f^{axi} = C_1 e^{-C_2 \eta} \quad , \text{ при } \xi = 1 \quad (1.45)$$

$$\bar{\varepsilon}_f^{ps} = C_2 e^{-C_3 \eta} \quad , \text{ при } \xi = 0 \quad (1.46)$$

де C_1 , C_2 , C_3 та C_4 – параметри матеріалу, що визначаються з експериментів, – критичні значення інтенсивності деформації при $\xi=1$ та $\xi=0$, відповідно.

Тоді інтеграл, як представлено в роботі [48], можна представити у вигляді:

$$\left(\frac{\Delta \bar{\varepsilon}_f}{\bar{\varepsilon}_f^{axi} - \bar{\varepsilon}_f^{ps}} \right)^{1/m} + \xi^{1/m} = 1 \quad (1.47)$$

Кінцевий критерій набуде вигляду [48]:

$$\bar{\varepsilon}_f = F(\eta, \xi) = C_1 e^{-C_2 \eta} - (C_1 e^{-C_2 \eta} - C_3 e^{-C_4 \eta}) (1 - \xi^{1/n})^n \quad (1.48)$$

Запропонований критерій, за результатами представлених в роботі [49], узгоджується не з усіма експериментальними даними, але зручний для інженерного використання, так як не потребує багато експериментів по визначенню параметрів моделі.

Критерій граничного стану запропонована в роботі Wilkin [50], що знайшло своє відображення в сучасних роботах [51, 52, 53], стверджує, що руйнування матеріалу відбувається при досягненні параметру матеріалу M критичного значення M_c , який знаходиться експериментально за методом, що представлений в роботі [50]. Математично критерій має вигляд:

$$M = \int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \frac{1}{(1 - a\sigma_m)^\lambda} (2 - A)^\mu d\bar{\varepsilon}_f \geq M_c \quad (1.49)$$

де A - параметр матеріалу, який приймає максимальне значення між відношеннями головних напружень $\frac{\sigma_2}{\sigma_1}$ та $\frac{\sigma_2}{\sigma_3}$, a , λ та μ - константи матеріала.

Графічно критерій Wilkin [50] при визначеному параметрі кута напруженого стану, має залежність критичного значення інтенсивності деформації від параметру жорсткості виду напруженого стану, як представлено на рис.1.5. [50].

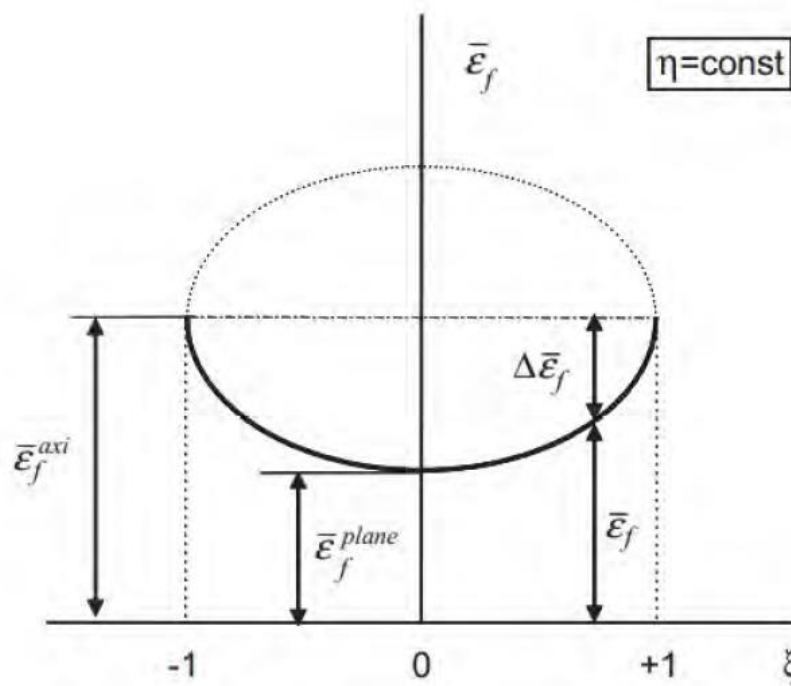


Рис. 1.5. Залежність критичного значення інтенсивності деформації в залежності від ξ при постійному значенні η

Деформаційний критерій CrachFEM згідно з роботами [54, 55, 56, 57] по визначенню граничного стану конструкційних матеріалів враховує в собі два основних механізми руйнування – відрив та зріз. У кожному випадку визначається гранична величина інтенсивності деформації $\bar{\epsilon}_f^{ductile}$ та $\bar{\epsilon}_f^{shear}$, відповідно. У випадку руйнування та накопичення пошкоджуваності механізмом руйнування при відриві, супроводжується збільшенням та об'єднанням мікропор, та залежить тільки від параметру жорсткості виду напруженого стану.

У випадку накопичення пошкодження та руйнування механізмом відриву, критична величина деформації дорівнює [56, 57]:

$$\bar{\epsilon}_f^{ductile} = d_0 e^{(-3c\eta)} + d_1 e^{(3c\eta)} \quad (1.50)$$

де d_0 , d_1 та c константи матеріалу, визначенні з випробувань.

У випадку накопичення пошкодження та руйнування механізмом зсуву, критична величина деформації дорівнює [56, 57]:

$$\bar{\varepsilon}_f^{shear} = d_2 e^{(-f\theta)} + d_3 e^{(f\theta)} \quad (1.51)$$

де f , d_2 та d_3 константи матеріалу, визначенні з випробувань, θ - новий параметр, що враховує вплив параметра жорсткості виду напруженого стану та максимальних дотичних напружень τ_{\max} [54]:

$$\theta = \frac{\bar{\sigma}}{\tau_{\max}} (1 - 3k_s \eta) \quad (1.52)$$

де k_s - константа матеріалу, визначена з випробувань.

Запропонований критерій граничного стану має здатність прогнозувати значення наближених до експериментальних даних для великого діапазону виду напруженого стану, але потребує визначення великої кількості констант зі складних експериментів.

Критерій максимальної деформації, стверджує, що руйнування в конструкційному матеріалі наступає, коли величина інтенсивності деформації досягає свого критичного значення [58]:

$$\bar{\varepsilon} = \bar{\varepsilon}_f \quad (1.53)$$

У випадку пластичного нестискувального матеріалу, критерій (1.53), набуває вигляду:

$$\bar{\varepsilon} = \sqrt{\frac{2}{3}} \sqrt{\varepsilon_1^2 + \varepsilon_2^2 + \varepsilon_3^2} \quad (1.54)$$

де ε_1 , ε_2 , ε_3 - головні деформації.

Критерій граничного стану FFLD запропонована в роботі Lee [59]. З великої кількості експериментальних даних при руйнуванні металевих пластин, отримано залежність між граничним значенням інтенсивності деформації та сумою головних напружень:

$$\varepsilon_{1f} + \varepsilon_{2f} = -\varepsilon_{3f} = C \quad (1.55)$$

де ε_{1f} , ε_{2f} , ε_{3f} - критичні значення головних деформації.

Критерію FFLD отриманий за результатами експериментальних досліджень граничного стану конструкційних матеріалів представлено на рис. 1.6. [59].

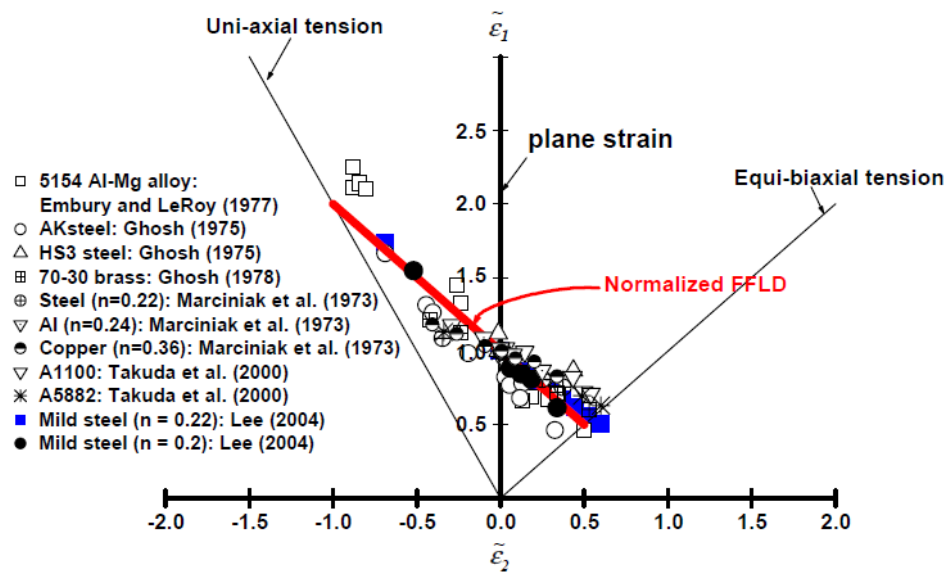


Рис. 1.6. Порівняння критерія FFLD з експериментальними даними в залежності від критичного значення головних деформацій.

Одним з критеріїв, що має результати наближені до експериментальних при визначенні граничного стану конструкційних матеріалів в умовах плоского напруженого стану – критерій максимальних дотичних напружень [60]:

$$\tau_{\max} = \max \left\{ \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2}, \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{2}, \frac{\sigma_3 - \sigma_1}{2} \right\} \quad (1.56)$$

Перевагами такого критерію – є необхідність проведення тільки одного експерименту на зсув по визначенню максимального дотичного напруження. Недоліком такого методу є велика похибка при описанні граничного стану конструкційних матеріалів, що працюють в умовах складного напруженого стану, що відрізняється від плоского напруженого стану.

В той час, як для опису граничного стану конструкційного матеріалу, при якому параметр кута Лоде дорівнює значенню -1, найбільш точним – є критерій запропонований Johnson–Cook. Він є монотонно спадаючою функцією від параметра жорсткості виду напруженого стану і представлено у наступному вигляді [61]:

$$\bar{\epsilon}_f = C_1 + C_2 \exp(C_3 \eta) \quad (1.57)$$

де C_1 , C_2 та C_3 константи матеріалу, отримані з експериментів.

В роботі [62] представлено критерій граничного стану, що на сьогоднішній день широко використовується при формуванні листів з металу. Він базується на модернізованому критерію граничного стану, запропонованого в роботі Мора та Кулона [63].

В статті [64] авторами запропонований критерій граничного стану з використанням критерія Колмогорова [65], але без необхідності врахування результатів отриманих з експерименту на кручення.

Також проблемами з визначення граничного стану конструкційних матеріалів при складному напруженому стані розглядалися в роботах Огородникова [66, 67], Колмогорова [65] та інших [68, 69, 70, 71, 72, 73, 74, 75, 76, 77, 78], що базуються на енергетичних та інших підходах.

Висновки та постановка задачі досліджень

За даними, отриманими з результатів аналізу існуючих літературних джерел, що присвячені розробці критерію граничного стану конструкційних матеріалів при складному напруженому стані, можна встановити, що на сьогоднішній день немає узагальненого методу прогнозування граничного стану конструкційних матеріалів при складному напруженому стані. Існуючі методи базуються на різних підходах, але вони не достатньо враховують вплив виду напруженого стану, тому що використовують тільки один з параметрів виду напруженого стану, або параметр жорсткості виду напруженого стану або параметр Надаї-Лоде. Моделі, які враховують усі три інваріанта тензора напруження є складними з інженерної точки зору та потребують велику кількості експериментів визначення відповідних параметрів.

Деформаційні критерії граничного стану при складному напруженому стані є простими та практичними для інженерного використання, але існуючі методи для аналізу граничного стану використовують умовну діаграму деформування. Це дає похибки при прогнозуванні граничного стану

конструкційних матеріалів, так як не враховує зміни, що викликані накопиченням мікропошкоджень при пружно-пластичному деформуванні.

Для врахування даного ефекту введено поняття пошкоджуваності. Цей параметр дозволяє враховувати кількісно вплив мікропошкоджень на зміну характеристик матеріалу.

Також показано необхідність врахування різних механізмів руйнування, які впливають на граничний стан конструкційних матеріалів та мають різні значення при руйнуванні механізмом відриву та зрізу.

Таким чином, за результатами аналізу існуючих робіт за даною тематикою була сформульована задача і мета дослідження.

Мета роботи: розробити та обґрунтувати узагальнений критерій граничного стану конструкційних матеріалів з урахуванням розсіяного руйнування за умов складного напруженого стану на стадії зародження макротріщини.

Для досягнення поставленої мети в роботі необхідно вирішити наступні задачі:

1) модернізувати експериментальне обладнання для визначення параметрів феноменологічної моделі та критерію руйнування, а також обґрунтовування їх границь використання;

2) проаналізувати кінетику накопичення розсіяних пошкоджень ряду сучасних металевих конструкційних матеріалів в залежності від механічних характеристик на розтяг;

3) розробити феноменологічну модель кінетики накопичення пошкодження від рівня пластичної деформації конструкційного матеріалу;

4) розробити ефективний метод визначення кінетики накопичення пошкодження в матеріалі з урахуванням впливу нерівномірного розподілу деформованого стану в перерізі зразку в умовах кручення;

5) розробити на основі теоретично-експериментальних досліджень ефективний феноменологічний критерій розсіяного руйнування на стадії

зародження макротріщини при складному напруженому стані з врахування двох механізмів руйнування: відриву та зсуву;

6) провести апробацію та встановити границі використання запропонованого критерію граничного стану елементів конструкцій для умов статичного навантаження шляхом порівняння розрахункових та експериментальних даних.

РОЗДІЛ 2

МЕТОДИКИ ТА ПРОГРАМИ ДОСЛІДЖЕННЯ ПРУЖНО-ПЛАСТИЧНИХ ХАРАКТЕРИСТИК КОНСТРУКЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ ІЗ ВРАХУВАННЯМ НАКОПИЧЕНЬ ПОШКОДЖЕНЬ І ДВОХ МЕХАНІЗМІВ РУЙНУВАННЯ

Для отримання експериментальних даних з кінетики накопичення пошкоджень та характеристик металевих конструкційних матеріалів було проведено дослідження з використанням сучасного вимірювального обладнання лабораторної кафедри Динаміки і міцності машин та опору матеріалів (ДММ та ОМ) КПІ ім. Ігоря Сікорського. Встановлено залежність досліджуваних величин від параметрів конструкційних матеріалу, представлено модернізацію експериментальної установки та розроблена методика обробки експериментальних даних, які наведені у даному розділі.

2.1 Опис випробувальних стендів та їх модернізація для дослідження механічних характеристик та параметрів пошкоджуваності

Експериментальні дослідження проводились за запропонованою програмою, використовуючи відповідні випробувальні установки, які дають змогу реалізувати різні типи навантаження та оцінити зміни параметрів конструкційних матеріалів в реальному часі, використовуючи сучасну обчислювальну техніку та комплексу програмних забезпечень.

Експериментальний стенд УМЭ-10ТМ.

Для проведення експериментів з дослідження процесу накопичення мікропошкоджень в конструкційних матеріалах, як при простому, так і при складному навантаженні на кафедрі ДММ та ОМ КПІ ім. Ігоря Сікорського на основі експериментального стенду УМЭ-10ТМ було створено нову випробувальну установку, яка представлена на рис. 2.1. Нова випробувальна установка дає змогу навантажувати зразок, окрім осьової сили, крутним

моментом з максимальним навантаженням до 30 кН та 200 Нм, відповідно. Також створює комбінацію цих навантажень за заданою програмою складного навантаження. Завдяки модернізованому блоку управління та виводу даних є змога проводити експерименти, як в жорсткому режимі, контролюючи видовження та кут закручування, так і в м'якому, контролюючи осьове зусилля та момент кручення, одночасно. Це в свою чергу дозволяє дослідити кінетику накопичення пошкодження через зміну модулів пружності при різних механізмах руйнування.



Рис. 2.1. Вдосконалена установка УМЭ-10ТМ

Поздовжнє зусилля при осьовому навантаженні та крутний момент при крученні зразка вимірюється за допомогою динамометру з точністю до 1Н та до 0,5 Нм, відповідно. Динамометр встановили на верхній нерухомій траверсі. Нижня траверса може переміщатися вертикально, це в свою чергу дозволяє створити осьове навантаження на зразок. Кручення зразка відбувається за допомогою нижнього оборотного захвату та окремого механічного приводу, який не зв'язаний з приводом переміщення рухомої траверси.

Для вимірювання поздовжньої та поперечної деформації зразків використовували датчик MEGATRON MS30-1-TTL, який має базу вимірювання до 30 мм та має точність 0,001 мм. Вимірювання крута закручування

відбувається за допомогою двох енкодерів, які зчитують кут повороту дисків встановлених на зразках.

Для експериментального визначення кінетики накопичення пошкодження через зміну питомого електричного опору, захвати на установці були зроблені зі спеціального матеріалу, який не проводить електричний струм. Дані зміни величини електричного опору в реальному часі реєструється спеціальним мікрометром НІОКІ 3541.

Керування установкою, обробка та зняття даних експерименту виконується блоком АЦП та комп'ютером за допомогою спеціальної програми Nadijnist v.2.0, яка враховує усі потреби для ефективного проведення експерименту, включаючи зміну програми та швидкості навантаження. Також, для зручності, установкою можна керувати в ручному режимі та отримати дані по зусиллю та деформації в реальному часі з табло на блоці ручного керування.

Експериментальна установка TIRAtest 2300

Для дослідження механічних характеристик, кінетики накопичення мікропошкоджень при пружно-пластичному деформуванні металевих конструкційних матеріалів в багатофакторному експерименті, було модернізовано розривну машину TIRAtest 2300, яка представлена на рис. 2.2.



Рис. 2.2 Розривна машина Tiratest 2300

Дана установка має дві робочі зони для проведення експериментальних досліджень: перша знаходиться між нерухомою верхньою траверсою та рухомою нижньою, друга знаходиться між нижньою рухомою траверсою та станиною. Для визначення величини осьового навантаження використовуються зміні динамометри з різною точністю та максимальним навантаженням, які встановлюються на нижній частині рухомої та нерухомої траверс, в залежності від обраної робочої зони. Осьове навантаження на зразок відбувається за рахунок переміщення по вертикалі рухомої нижньої траверси, яка має пневматичний привід, що в свою чергу дозволяє досліджувати величину пошкоджуваності через зменшення модуля пружності при розвантаженні. Рівень пластичної деформації можна отримати за даними з установки отриманої з переміщення траверси або за допомогою екстензометра типу ножиць.

Дані по зусиллю, отримані з динамометра та дані по деформації, отримані з екстензометра або за переміщенням траверси, оброблюється спеціальним блоком управління (рис. 2.3) та виводиться на принтер. Також цей блок має табло, яке показує значення зусилля та величини деформації в реальному часі.



Рис. 2.3. Аналогові виходи Tiratest 2300.

Експериментальна установка TIRAtest 2300 на блоці управління має 3 аналогові канали, які видають сигнали в діапазоні 0-10В та відповідають за дані переміщення траверси, екстензометру та динамометру. Для зчитування, обробки, перетравлення аналогових сигналів отриманих з блоку управління створено універсальну схему для перетворення сигналів за допомогою АЦП ICP DAC i-7016 та перетворювач ICP DAC i-7561, яка представлено на рис. 2.4. [79].

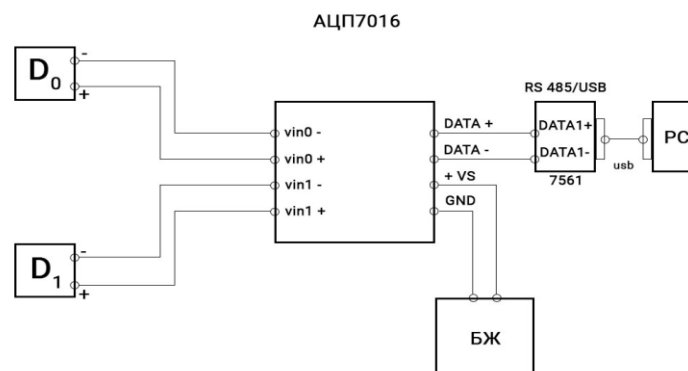


Рис. 2.4. Схема блоку АЦП.

АЦП ICP DAC i-7016 – має 9 виходів обробки даних, два з яких за замовчуванням відповідають за отримання даних зусилля та деформації з екстензометра або за переміщенням траверси. Інші вільні канали дозволяють досліджувати вплив різноманітних факторів.

Дані отриманих з блоку АЦП ICP DAC i-7016 передаються в перетворювач ICP DAC i-7561, який дозволяє підключити персональний комп'ютер по USB інтерфейсу. Для обробки отриманих даних з перетворювача використовується спеціально розроблена програмний модуль Dynamic. Цей модуль інтегрується з пакетом Microsoft Excel та розширює його функціонал підмодулями, необхідними для проведення багатофакторного експерименту.

Для керування каналами та отримання даних відповідних досліджуваних факторів, використовується підмодуль “Канали” (рис. 2.5.) [79], який має функціональну кнопку “Показать данные”, що дозволяє отримати величини досліджуваних факторів в реальному часі, як представлено на рис. 2.6. [79].

Рис. 2.5. Панель підмодуля “Каналы”.

L	M
Real time	
Canal 1	0,244
Canal 2	1,536
Canal 3	-
Canal 4	-
Canal 5	-
Canal 6	0,226
Canal 7	-
Canal 8	-
Canal 9	-

Рис. 2.6. Вікно з поточними значеннями факторів.

Налаштування частоти запису, час отримання та точність записаних експериментальних даних відбувається в підмодулі “Настройки” (рис. 2.5.) [79]. Для уникнення перевантаження датчиків та подальших ушкоджень, розроблено підмодуль “Максимальные значения” (рис. 2.7.) [79], який дозволяє встановити граничне значення будь-якого фактору, що досліджується, при досягненні якого програма попередить звуковим та візуальним сигналом про необхідність зупинити експеримент при досягнення максимальних навантажень датчиків.

Встановлення граничної величини досліджуваного фактору на відповідному каналі реалізується в підмодулі “Максимальные значения” (рис. 2.7.) [79].

Рис. 2.7. Панель налаштування критичних значень експериментальних факторів.

Це дозволяє вчасно зупинити проведення експерименту та уникнути пошкоджень та перевантажень датчиків завдяки попереджувальним звуковим та візуальним сигналам відповідного каналу (рис. 2.8.) в якому досягнуто максимальне навантаження датчиків [79].

L	M
Real time	
Canal 1	0,244
Canal 2	0,181
Canal 3	-
Canal 4	-
Canal 5	-
Canal 6	1,652
Canal 7	-
Canal 8	-
Canal 9	-

а)

	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J
1	Data									
2	Time	Canal 1	Canal 2	Canal 3	Canal 4	Canal 5	Canal 6	Canal 7	Canal 8	Canal 9
3	01:33,0	0,244	0,185	-	-	-	1,112	-	-	-
4	01:37,1	0,235	0,181	-	-	-	1,125	-	-	-
5	01:38,0	0,226	0,177	-	-	-	1,138	-	-	-
6	01:39,0	0,217	0,173	-	-	-	1,151	-	-	-
7	01:39,9	0,208	0,169	-	-	-	1,164	-	-	-
8	01:40,9	0,199	0,165	-	-	-	1,177	-	-	-
9	01:42,1	0,19	0,161	-	-	-	1,19	-	-	-
10	01:43,0	0,181	0,157	-	-	-	1,203	-	-	-
11	01:44,0	0,172	0,153	-	-	-	1,216	-	-	-
12	01:44,9	0,163	0,149	-	-	-	1,229	-	-	-
13	01:46,0	0,154	0,145	-	-	-	1,242	-	-	-
14	01:46,9	0,145	0,141	-	-	-	1,255	-	-	-
15	01:47,9	0,136	0,137	-	-	-	1,268	-	-	-
16	01:48,9	0,127	0,133	-	-	-	1,281	-	-	-
17	01:49,9	0,118	0,129	-	-	-	1,294	-	-	-
18	01:50,9	0,109	0,125	-	-	-	1,307	-	-	-
19	01:51,9	0,1	0,121	-	-	-	1,32	-	-	-

б)

Рис. 2.8. Попередження в відповідному каналі (а) та фіксація моменту появи максимально допустимого значення фактору (б).


Розроблений підмодуль “Диаграммы” (рис. 2.9а.) дозволяє побудувати діаграми залежностей між різними досліджуваними експериментальними факторами в реальному часі в необмеженій кількості. Функціонал даного підмодуля розширюється за допомогою потужних інструментів, які вже існують в пакеті Microsoft Excel, як показано на рис. 2.9б. [79].

X B

Y C

S 3

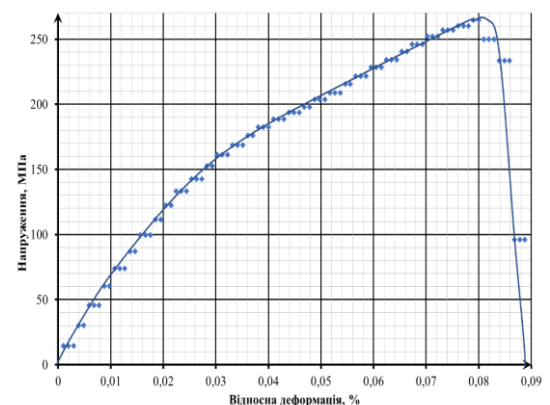
E 10000



Создать диаграмму

Диаграммы

а)



б)

Рис. 2.9. Підмодуль “Диаграммы” (а) та експериментальна діаграма з використанням інструментів Microsoft Excel (б).

Для підключення додаткових датчиків, що паралельно вимірюють досліджувані фактори та параметри в реальному часі та підключаються окремим портом без використання АЦП ICP DAC i-7016 в модулі Dynamic реалізовано підмодуль “Настройки порта” (рис. 2.10.). Завдяки цьому підмодулю можна налаштовувати фізичні та віртуальні порти необхідним чином, щоб уникнути конфліктів між підключеними обладнаннями для вимірювання в автоматичному та в ручному режимі [79].

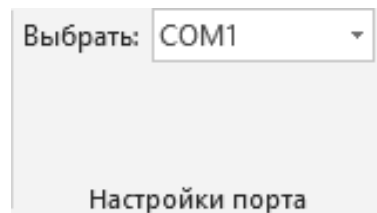


Рис. 2.10. Панель керування портів фізични та віртуальних портів.

Керування процесом збору, збереження та обробки експериментальних даних досліджуваних факторів у реальному часі виконується в підмодулі “Управление” (рис. 2.11.). [79].

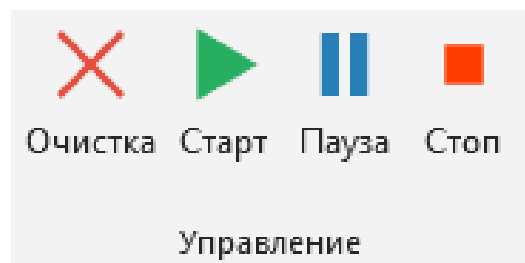


Рис. 2.11. Панель керування.

В цьому підмодулі можливість розпочати збір експериментальних даних в реальному часі виконується активною кнопкою “Старт”. Зупинка збору експериментальних даних та можливість продовжити зняття експериментальних даних з місця зупинки реалізована активною кнопкою “Старт”. Очищення експериментальних даних, та розпочаток нового експерименту реалізовано активними кнопками “Очистка” та “Стоп”, відповідно.

2.2 Методики та програми дослідження пружно-пластичних характеристик конструкційних матеріалів та кінетики накопичення пошкоджень

Дослідження механічних характеристик металевих конструкційних матеріалів та кінетику накопичення мікропошкоджень в умовах статичного навантаження за експериментальною програмою, яка складається з таких пунктів:

1) Експериментальне визначення механічних характеристик при пружно-пластичному деформуванні, представлених в даній роботі конструкційних матеріалів в умовах чистого розтягу.

2) Отримання повної діаграми деформування та кінетики накопичення мікропошкоджень при статичному навантаженні через зміну модуля пружності першого роду та питомого електричного опору при руйнуванні механізмом відриву.

3) Експериментальне визначення механічних характеристик при пружно-пластичному деформуванні, представлених в даній роботі конструкційних матеріалів та отримання повної діаграми деформування з використанням трубчастих зразків в умовах чистого кручення. Також, отримання кінетики накопичення мікропошкоджень при статичному навантаженні через зміну модуля пружності другого роду та питомого електричного опору, як з використанням трубчатих циліндричних, так і суцільних циліндричних зразків при руйнуванні механізмом зрізу.

4) Експериментальне визначення граничних величин механічних характеристик конструкційних металевих матеріалів та визначення критичної величини пошкоджуваності при комбінації двох механізмів руйнування (відриву та зрізу).

Дослідження проводилися для наступних конструкційних матеріалів: Д16Т, ВТ22, 07Х16Н6, 18Х2Н4ВА, 15ХСНД, 30ХГСА, 12Х18Н10Т, Сталь 45 та АМг2. Для яких було проведено статистичну обробку експериментальних

даних по визначенню пружно-пластичних характеристик матеріалів та параметру пошкоджуваності.

Використовуючи ГОСТ1497-84 було визначено початковий модуль Юнга:

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

де Δl – приріст деформації зразка після навантаження, ΔP – приріст навантаження, l_0 – початкова довжина робочої зони зразка до навантаження, F_0 – початкова площа зразка до навантаження.

Для визначення модуля пружності на ділянці розвантаження при розтязі, необхідно провести експеримент на розтяг та стиск за схемою навантаження, як представлено рис. 2.12. [80].

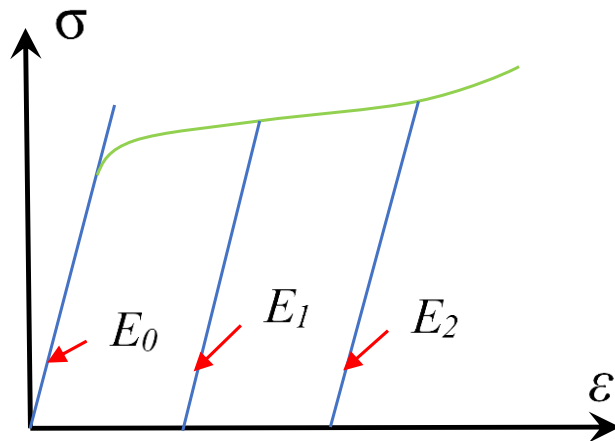


Рис. 2.12. Схема навантаження при визначенні модуля пружності на ділянці розвантаження

Використовуючи метод найменших квадратів при обробці експериментальних даних, отриманих за даною схемою навантаження, можна визначити величину модуля пружності при розвантаженні за формулою:

$$E = \frac{n \sum_{k=1}^n \sigma_k \varepsilon_k - \sum_{k=1}^n \sigma_k \sum_{k=1}^n \varepsilon_k}{n \sum_{k=1}^n \varepsilon_k^2 - \left(\sum_{k=1}^n \varepsilon_k \right)^2} \quad (2.2)$$

де n - число експериментальних точок, яким відповідає значення σ_k - напруження та відповідне значення ε_k відносної деформації при розтязі.

Відповідно до ГОСТ 3565-80, модуль пружності другого роду визначається за формулою:

$$G = \frac{\Delta M \cdot l_0}{\Delta \varphi \cdot I_p} \quad (2.3)$$

де $\Delta \varphi$ – приріст кута закручування, ΔM - приріст крутного моменту, I_p - момент інерції при крученні.

Для визначення модуля пружності другого роду на ділянці розвантаження при зсуві, необхідно провести експеримент на кручення з використанням схеми навантаження, як представлено на рис. 2.13..

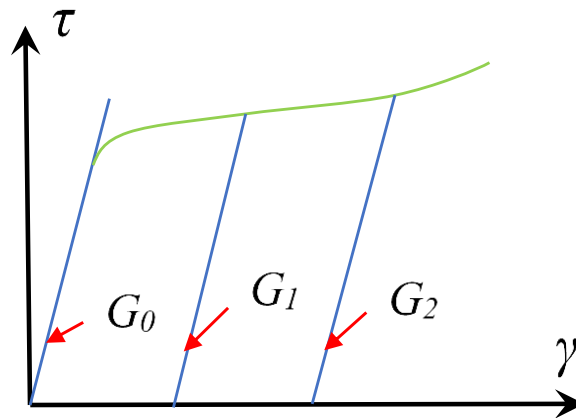


Рис. 2.13. Схема навантаження при визначенні модуля пружності другого роду на ділянці розвантаження

Та за аналогією до формули (2.2) отримаємо формулу для визначення величини модуля пружності при крученні на ділянках розвантаження [80]:

$$G = \frac{n \sum_{k=1}^n \tau_k \gamma_k - \sum_{k=1}^n \tau_k \sum_{k=1}^n \gamma_k}{n \sum_{k=1}^n \gamma_k^2 - \left(\sum_{k=1}^n \gamma_k \right)^2} \quad (2.4)$$

де n - число експериментальних точок, яким відповідає значення τ_k - напруження та відповідне значення γ_k кута зсуву при крученні.

За результатами експериментальних даних, зміни модулів пружності, отримана за вищезазначеною методикою.

Кінетика накопичення пошкодження була отримана згідно з запропонованою в роботі [81] методикою Ж. Леметра, яка базується на гіпотезі про еквівалентності деформацій. Таким чином оцінку величини накопичення пошкоджень можна зв'язати зі зміною модуля пружності при пружно-пластичній деформації металевих конструкційних матеріалів за формулою:

$$D = 1 - \frac{\tilde{E}}{E_0} \quad (2.5)$$

де E_0, \tilde{E} – початковий модуль пружності при розтязі та модуль пружності на ділянках розвантаження, відповідно.

Також для визначення кінетики накопичення пошкоджень в даній роботі використовувались інші підходи. Використовуючи постулат про еквівалентність приросту пружної енергії, в роботі [82], стверджується, що приріст пружної енергії, отриманої з приросту умовних напружень, має бути еквівалентним приросту пружної енергії, отриманої із дійсних напружень. Таким чином для оцінки величини пошкоджуваності запропоновано використовувати залежність від зміни модулів пружності у вигляді:

$$D = -\frac{1}{2} \ln \frac{\tilde{E}}{E_0}, \quad (2.6)$$

В подальшому, з розвитком теорії про еквівалентність енергій, за схожим до попереднього постулату, використовують замість приросту еквівалентної енергії - повну. Залежність кінетики накопичення пошкоджень через зміну модулів пружності, запропоновано визначати у вигляді [83]:

$$D = 1 - \sqrt{\frac{\tilde{E}}{E_0}} \quad (2.7)$$

За допомогою отриманих кривих деформації, в роботі [84] запропоновано величину пошкоджуваності визначати через зміну ентропії. Відмічено, що при руйнуванні матеріалу досягається максимальна величина ентропії, але ця величина є різною в залежності від матеріалу. Тому величину

пошкоджуваності запропоновано визначати, як відношення поточної величини ентропії S_i до максимального значення S_R для заданого конструкційного матеріалу [84]:

$$D = \frac{S_i}{S_R}. \quad (2.8)$$

Величина ентропії для довільного моменту часу, визначається за формулою [84]:

$$S_i = \frac{F_i}{T} \quad (2.9)$$

де F_i - площа під кривою деформації, яка дорівнює механічній роботі, витраченій на появу та накопичення пошкодження при пружно-пластичному деформуванні, T - температура.

Враховуючи, що температура під час експериментів була постійною $T = \text{const}$ та деформація здійснювалась на відносно малих рівнях, формула (2.8) з врахуванням (2.9) набуде нового вигляду [84]:

$$D = \frac{S_i}{S_R} = \frac{F_i}{T} \frac{T}{F_R} = \frac{F_i}{F_R}. \quad (2.10)$$

де F_R – максимальна механічна робота, що витрачена на руйнування конструкційного матеріалу.

Виходячи з загальної діаграми деформування, як представлено на рис. 2.14.. Поточна механічна робота F_i дорівнює площі між діаграмою деформування та січним модулем ($\triangle OABCO$), в той час, коли повна механічна робота F_R , що витрачається на руйнування матеріалу дорівнює повній площі під діаграмою деформування [84].

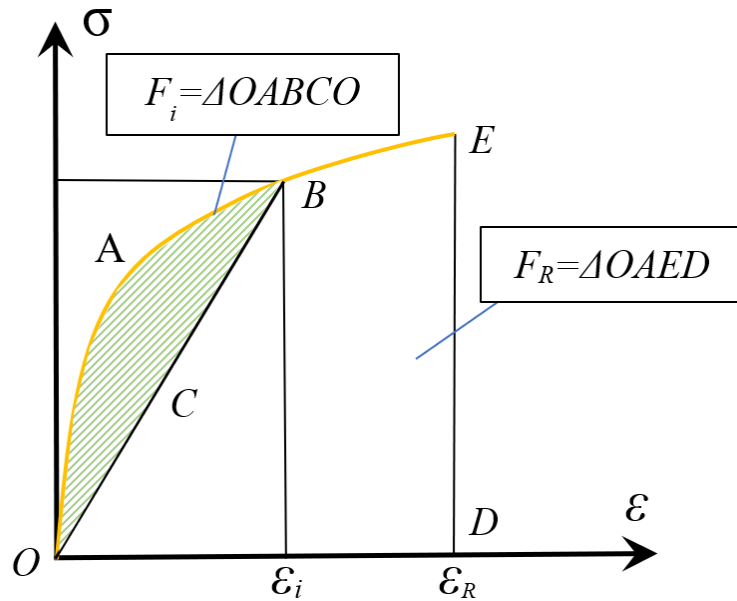


Рис. 2.14. – Методика визначення механічної роботи при пружно-пластичному деформуванні

В роботі [85] запропоновано методику визначення пошкоджуваності, що базується на зміні дотичного модуля пружності E_{tg} в залежності початкового модуля пружності:

$$E_{tg} = E_0(1 - D)^2 \quad (2.11)$$

В свою чергу в роботі [85] представлено взаємозв'язок між дотичним модулем пружності та січним модулем пружності в наступному вигляді:

$$E_{tg} = E_c + \frac{dE_c}{d\varepsilon_1} \varepsilon_1 \quad (2.12)$$

де ε_1 - поточна величина інтенсивності деформації при розтязі.

Підставляючи рівняння (2.12) в рівняння (2.11), отримаємо [85]:

$$D_1 = 1 - \sqrt{\frac{E_c}{E_o} + \frac{\varepsilon_1}{E_o} \cdot \frac{dE_c}{d\varepsilon_1}} \quad (2.13)$$

Залежність величини січного модуля пружності від енергії деформації, згідно з [85] визначається за формулою:

$$E_c = E_o \left[1 - B(U_p)^c + D(U_p) \right] \quad (2.14)$$

Враховуючи вищезазначене, рівняння (7) набуде новий вигляд [85]:

$$D_1 = 1 - \sqrt{\frac{U_e}{U_s} + \frac{2(K(U_p) - BC(U_p)^C)}{[1 + \frac{U_s}{U_e}(U_s - 2U_e)(BC(U_p)^{C-1} - K)]}} \quad (2.15)$$

де U_s, U_e, U_p, B, C, K – повна пружно-пластична енергія деформування, пружна енергія деформування, пластична енергія деформування та параметри матеріалу, відповідно. Графічно енергії в моделі (2.15) можна представити на діаграмі деформування, як зображено на рис. рис. 2.15. [85].

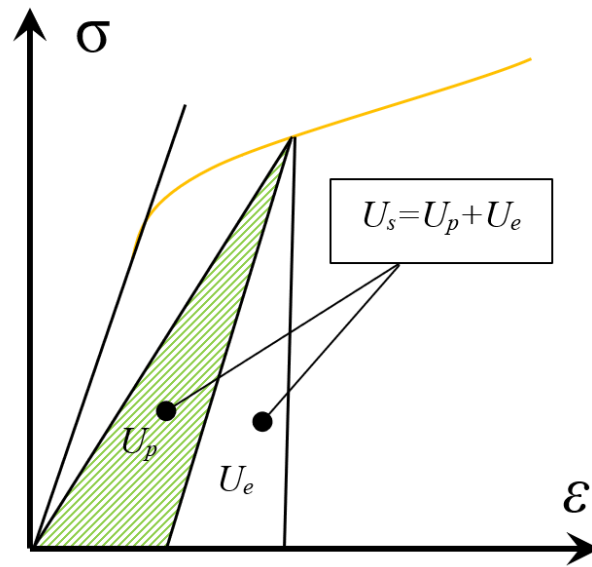


Рис. 2.15. Методика визначення енергії деформування при пружно-пластичній деформації матеріалу

Для визначення критичного значення величини параметра пошкоджуваності, використовувалась методика, яка запропонована в роботі [86]. Автором, на підставі великої кількості експериментальних досліджень кінетики накопичення пошкоджень, було відмічено закономірність залежності критичного значення пошкоджуваності від відношення між напруженням руйнування σ_K та границею міцності σ_B з умовної діаграми деформування [86]:

$$D_{1R} = 1 - \frac{\sigma_K}{\sigma_B} \quad (2.16)$$

Також в роботі для експериментального визначення кінетики накопичення мікропошкоджень при пружно-пластичному деформуванні використовувалась методика, яка запропонована в роботі [87], використовуючи зміну об'ємного питомого електроопору:

$$D = \frac{\Delta \rho}{\rho_0} \quad (2.17)$$

де $\Delta \rho, \rho_0$ - приріст та початкове значення об'ємного питомого електричного опору матеріалу.

Величина поточного об'ємного питомого електричного опору матеріалу ρ_i , дорівнює [88]:

$$\rho = \frac{R \cdot F}{l} \cdot \frac{l}{V} = \frac{R}{l} \cdot \frac{V}{l} \quad (2.18)$$

де V, R - робочий об'єм та поточний електричний опір, які відповідно дорівнюють [88]:

$$V = F \cdot l, \quad (2.19)$$

$$R = \frac{U}{I}, \quad (2.20)$$

де U - величина поточного напруження; I - величина постійного току.

Під час пружно-пластичної деформації в матеріалах, які мають пластичний характер руйнування на стадії зародження макротріщини з'являється концентрація інтенсивності деформації, що утворює нерівномірну зміну поперечного перерізу вздовж робочої зони зразка. Таким чином зразок можна розділити на такі ділянки, як представлено на рис. 2.16. [87*].

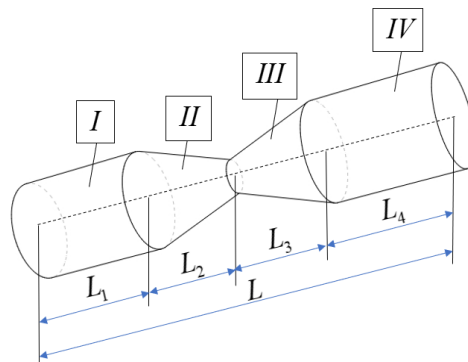


Рис. 2.16. Представлення ділянок зразка при утворенні шийки.

З рис. 2.16. видно, що робочу зону зразка можна представити у вигляді двох циліндрів - на ділянках I та IV та з двох усічених конусів - на ділянках II та III [87].

Таким чином формулу (2.14) можна переписати як складову двох значень поточного об'ємного питомого електричного опору матеріалу для циліндра та для усіченого конуса [89]:

$$\rho_i = \rho'_i + \rho''_i = \frac{R_u \cdot V_u}{l_u^2} + \frac{R_k V_k}{l_k^2}, \quad (2.21)$$

де R_u – поточна величина електричного опору на ділянках I та IV; $l_u = l_1 + l_4$ – довжина ділянок I та IV в поточному моменті часу; R_k - поточна величина електричного опору на ділянках II та III; V_u, V_k - об'єм ділянок I, IV та II, III в поточному моменті часу, відповідно; $l_k = l_2 + l_3$ – довжина ділянок II та III в поточному моменті часу [89].

В подальшому, в роботі, метод визначення кінетики накопичення пошкоджень, який базується на зміні об'ємного питомого електричного опору буде сприйматися за еталоном, так як цей метод дає найбільш достовірні значення опису кількості мікропошкодження в матеріалі.

Згідно з вище описаними методиками по визначенню кінетики накопичення пошкодження та її критичного значення, отримані експериментальні дані для ряду матеріалів, описаних далі.

На основі експериментальних результатів [90, 91] побудовані криві кінетики накопичення пошкодження в залежності від рівня пружно-пластичної деформації для алюмінієвого сплаву АМг2, як представлено на рис. 2.17. за відповідними методиками в відносних координатах за параметром пошкоджуваності.

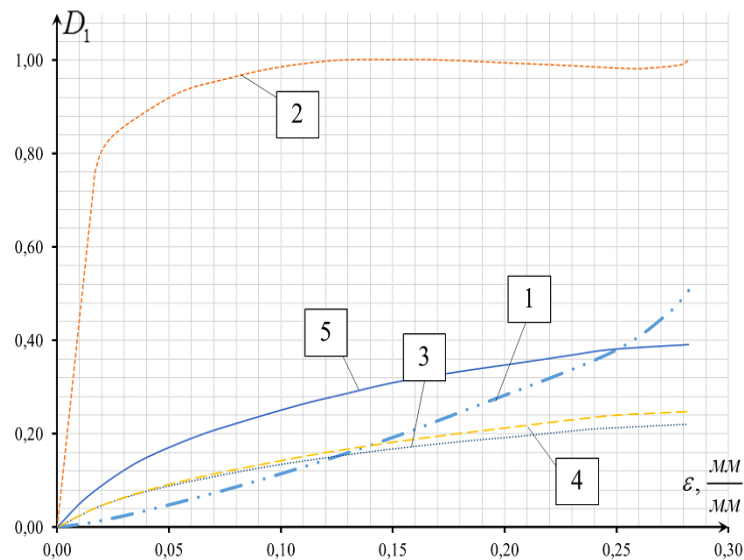


Рис. 2.17. Експериментально- теоретичні криві кінетики накопичення пошкодження для алюмінієвого сплава АМг2, відповідно криві: 1 – згідно з формулою (2.10), 2 – за формулою (2.15), 3 – за формулою (2.7), 4 – за формулою (2.6), 5 – за формулою (2.5)

Виходячи з аналізу результатів представлених на рис. 3 видно, що крива кінетики накопичення пошкоджень, отримана за методикою представленою в роботі [85], має найбільше відхилення відносно інших методів розглянутих в даній роботі. Тому в подальшому методика визначення кінетики накопичення пошкоджень згідно з роботою [85] не буде використовуватися, у зв'язку з складністю реалізації та завищеними результатами параметра пошкоджуваності.

Також за експериментальними дослідженнями інших конструкційних матеріалів, отримані криві кінетики накопичення пошкоджень при пружно-пластичній деформації за різними методиками, як представлено на рис. 2.18.-2.22..

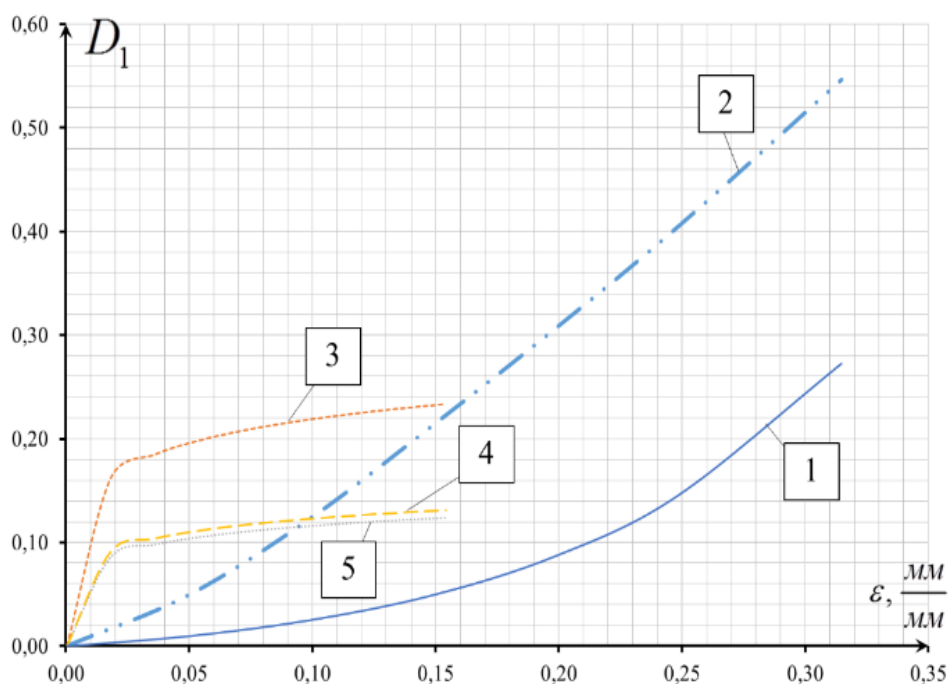


Рис. 2.18. Кінетика накопичення пошкодження для сплава типу Сталь 45, відповідно криві :1 – експериментальна крива за (2.17), 2 – за формулою (2.10), 3 – за формулою (2.5), 4 – за формулою (2.6), 5 – за формулою (2.7)

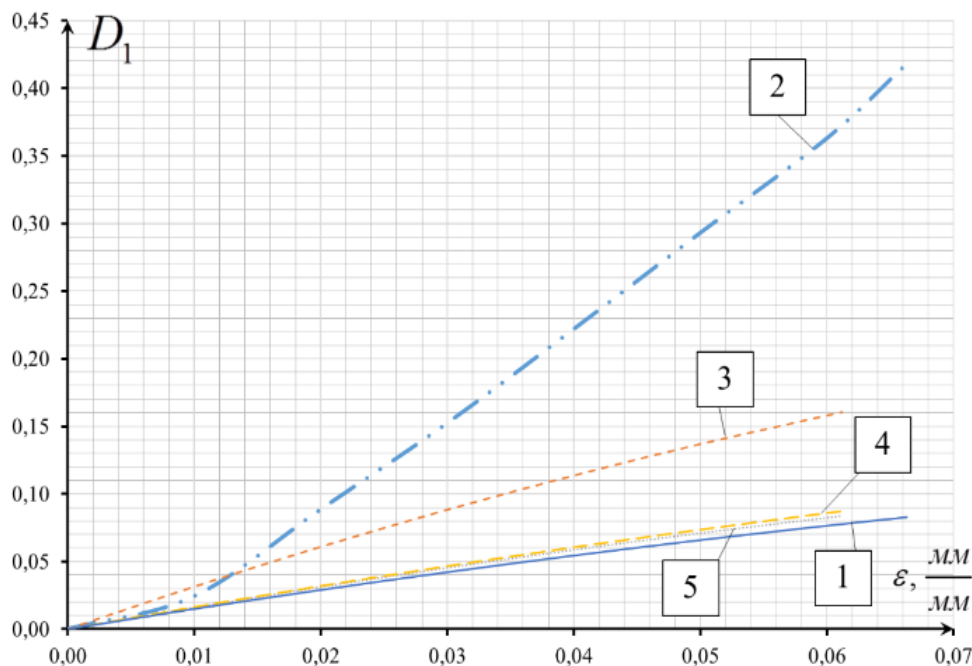


Рис. 2.19. Кінетика накопичення пошкодження для сплава типу Д16Т, відповідно криві: 1 – експериментальна крива за (2.17), 2 – за формулою (2.10), 3 – за формулою (2.5), 4 – за формулою (2.6), 5 – за формулою (2.7)

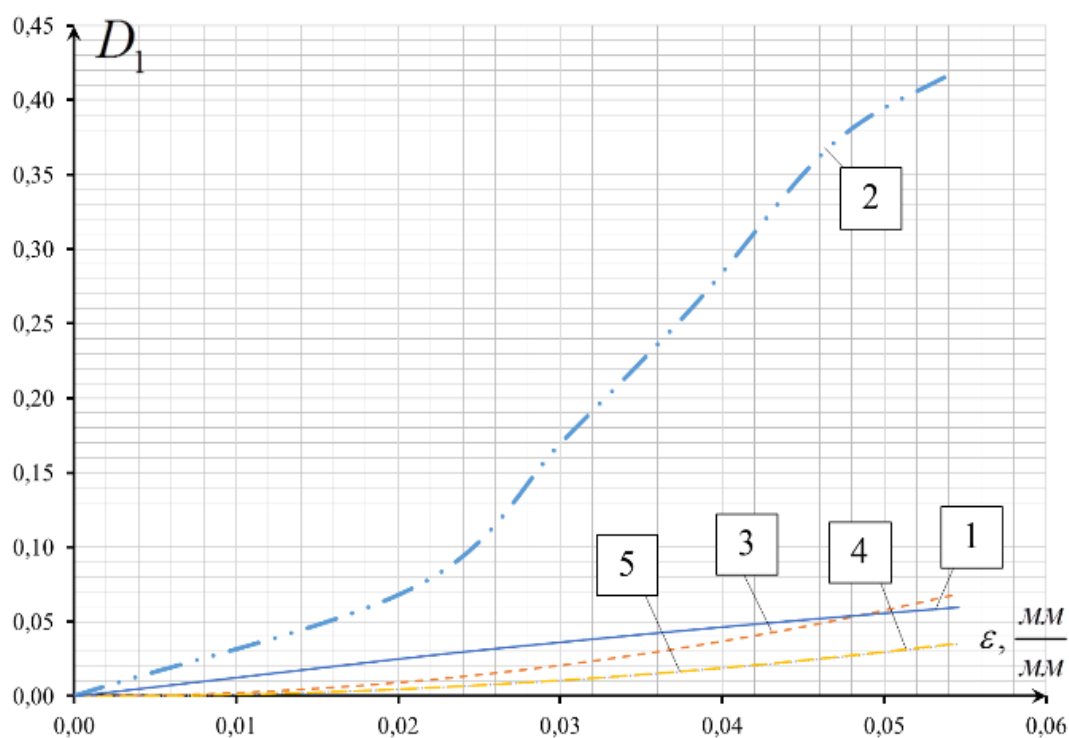


Рис. 2.20. Кінетика накопичення пошкодження для сплаву типу ВТ22, відповідно криві: 1 – експериментальна крива за (2.17), 2 – за формулою (2.10), 3 – за формулою (2.5), 4 – за формулою (2.6), 5 – за формулою (2.7)

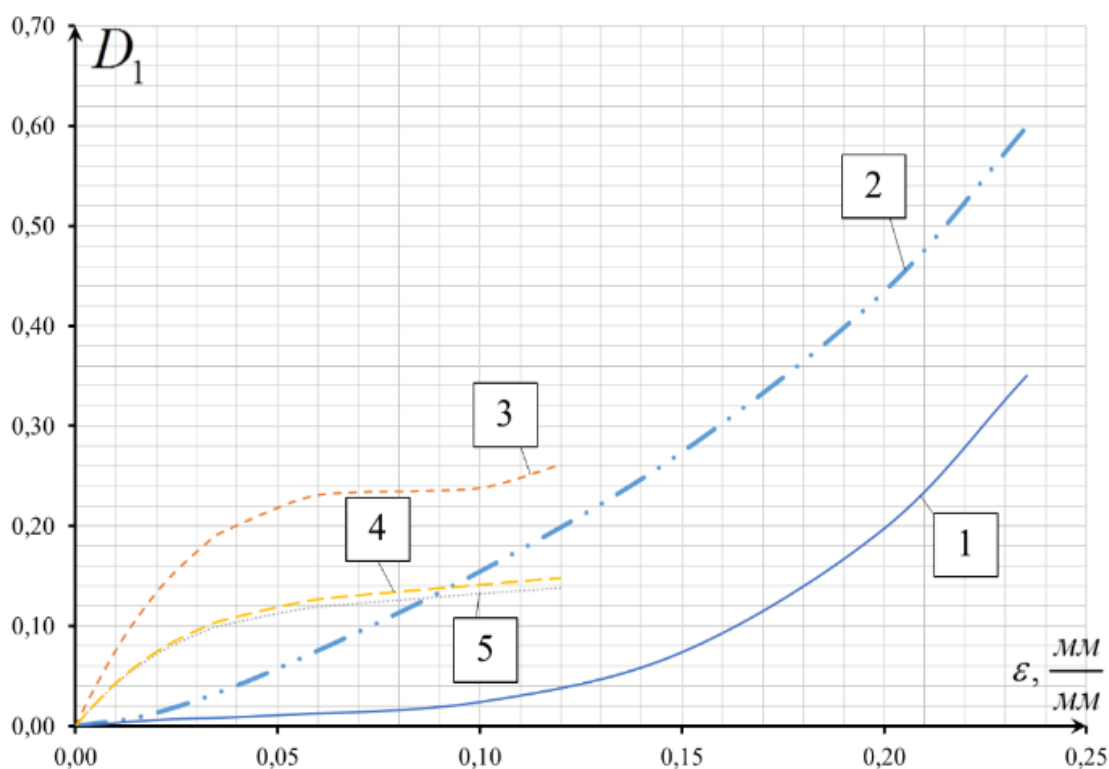


Рис. 2.21. Кінетика накопичення пошкодження для сплаву типу 30ХГСА, відповідно криві: 1 – експериментальна крива за (2.17), 2 – за формулою (2.10), 3 – за формулою (2.5), 4 – за формулою (2.6), 5 – за формулою (2.7)

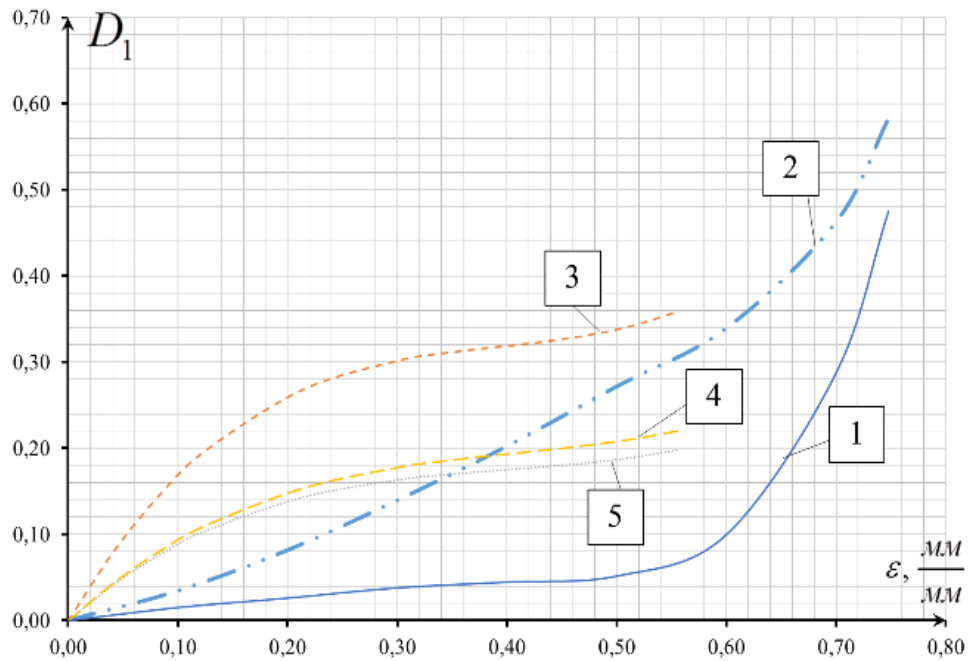


Рис. 2.22. Кінетика накопичення пошкодження для сплаву типу 12X18H10T, відповідно криві: 1 – експериментальна крива за (2.17), 2 – за формулою (2.10), 3 – за формулою (2.5), 4 – за формулою (2.6), 5 – за формулою (2.7)

З представлених результатів отримані криві кінетики накопичення пошкоджень, що представлені на рис. 2.18.-2.22.. Зроблено наступні висновки.

Характер кінетики накопичення пошкоджень при розтязі залежить від типу конструкційного матеріалу. Лінійний характер кінетики накопичення пошкоджень характерний більш крихким матеріалам. В даній роботі сплави Д16Т та ВТ22 вважаються крихкими матеріалами. В той час, як нелінійний характер кривої накопичення пошкоджень характерний більш пластичним матеріалам, які в даній роботі представлені сплавами 30ХГСА, Сталь 45 та 12X18H10T. Виявлена закономірність в достатній мірі підтверджується результатами, представленими в роботах Л.М. Качанова и Ю.М. Работнова [92, 93].

Також, згідно з результатами кінетики накопичення пошкоджень, отриманими за методом зміни об'ємного питомого електричного опору, представлених на рис. 2.18.-2.22. для металевих конструкційних матеріалів

можна описати залежність величини параметра пошкоджуваності від рівня пружно-пластичної деформації використовуючи степеневу модель, яка запропонована в роботі [94, 95] у наступному вигляді:

$$\frac{D_1}{D_{1R}} = \left[1 - \left(1 - \frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_{1R}} \right)^\alpha \right] \quad (2.22)$$

де α - параметр, що відповідає за характер кривизни кінетики накопичення пошкоджень та характеризує рівень пластичності матеріала, ε_{1R} - критичне значення інтенсивності пружно-пластичної деформації при розтязі.

Графічну залежність відносної кінетики накопичення пошкоджень від рівня пружно-пластичної деформації при різних значеннях параметра пластичності матеріалу α в відносних координатах за моделлю (2.22) представлено на рис. 2.23. [94, 95].

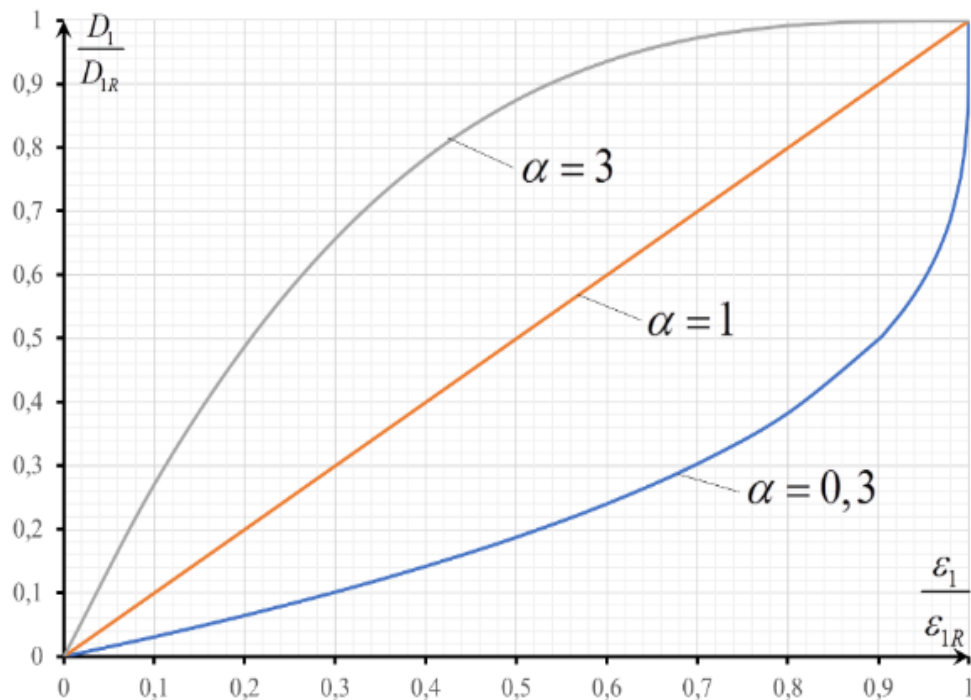


Рис. 2.23. Крива кінетики накопичення пошкоджень за моделлю (2.22) при різних значеннях параметра α в відносних координатах

Порівнюючи криву кінетики накопичення за моделлю (2.22) та експериментальні криві кінетики накопичення пошкоджень, отримані згідно з методикою зміни об'ємного електричного питомого опору, можна відмітити,

що теоретична крива накопичення пошкодження за формулою (2.22) має значно більшу швидкість накопичення пошкодження на початкових етапах пружно-пластичного деформування.

У зв'язку з цим в представлений роботі було запропоновано модернізувати модель накопичення пошкоджуваності Бонора з урахуванням актуальної швидкості накопичення пошкоджуваності у наступному вигляді:

$$\frac{D_1}{D_{1R}} = \left(\frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_{1R}} \right)^\alpha \quad (2.23)$$

Графічну залежність відносної кінетики накопичення пошкоджень від рівня пружно-пластичної деформації при різних значеннях параметра пластичності матеріалу α в відносних координатах за моделлю (2.23) представлено на рис. 2.24.

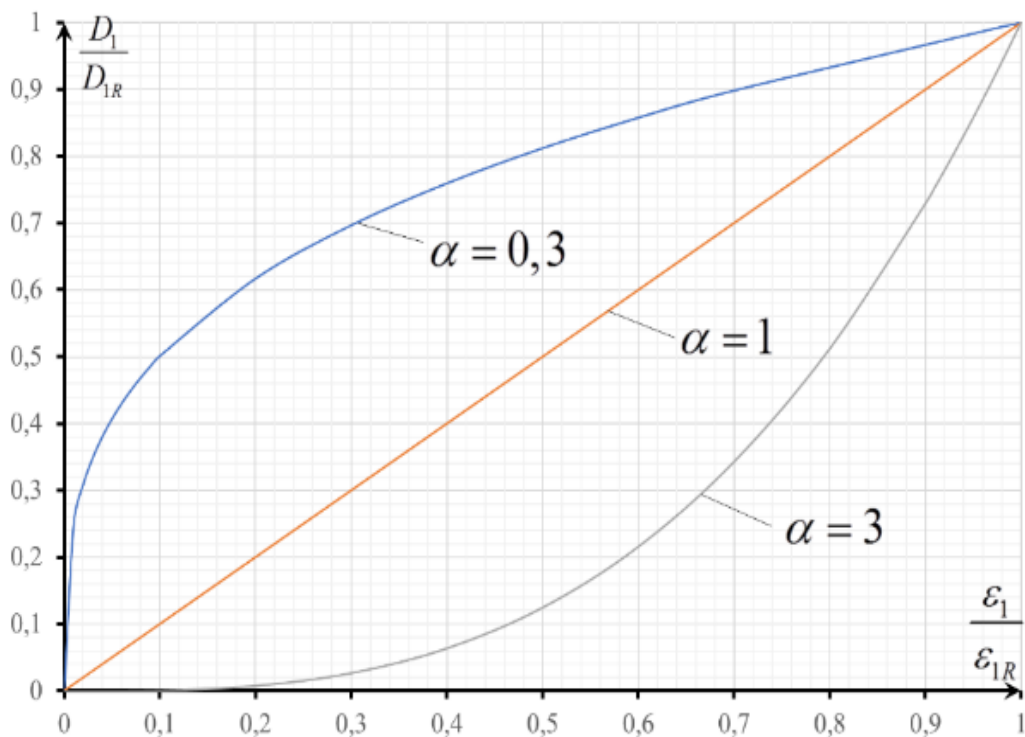


Рис. 2.24. Крива кінетики накопичення пошкоджень за моделлю (2.23) при різних значеннях параметра α в відносних координатах

За модернізованою моделлю Бонори (2.23), параметр α приймає значення наближене до 1 - для крихких матеріалів та менше 1 - для більш пластичних матеріалів.

Для дослідження кінетики накопичення пошкоджень та визначення механічних характеристик конструкційних матеріалів при пружно-пластичному деформуванні в умовах зсуву - модернізовано методику, яка базується на дослідженні кінетики накопичення пошкоджень в умовах зсуву, використовуючи зміну об'ємного питомого електричного опору. При дослідженні за цією методикою використовують тонкостінні трубчасті зразки, які дозволяють мінімізувати вплив неоднорідності розподілу напруження вздовж радіуса перерізу зразка. Але виготовлення таких зразків є складним процесом. Запропонована модернізована методика дозволяє досліджувати кінетику накопичення пошкоджень з використанням суцільних циліндричних зразків.

Тоді, нехай, пошкодження при пружно-пластичному деформуванні в умовах зсуву, отримане з випробування тонкостінного зразка у вигляді трубки дорівнює D_{icm} , і визначається через зміну питомого електроопору при різних величинах кута закручування γ_{max} , та записується по аналогії з моделлю (2.23):

$$D_{icm}(\gamma_{max}) = D_{icm}^{KR} \left(\frac{\gamma_{max}}{\gamma_R} \right)^{\beta_{icm}} \quad (2.24)$$

де D_{icm}^{KR} , - гранична величина пошкоджуваності, яка накопичена при пружно-пластичному деформуванні в умовах зсуву. β_{icm} - параметр, який характеризує пластичність матеріалу при крученні тонкостінної трубки, γ_R - максимальне значення кута зсуву.

Відповідно, використовуючи метод зміни об'ємного електричного опору для визначення кінетики накопичення пошкоджень при пружно-пластичному деформуванні в умовах зсуву з використанням суцільних циліндричних зразків, отримуємо умовну кінетику накопичення пошкодження $D_{ум}$, яка кількісно відображає величину пошкоджуваності в перерізі, але не

вказує її конкретного розподілу вздовж радіуса перерізу зразка. Перепишемо залежність (2.24) для отримання залежності величини умовного пошкодження $D_{ум}$ від деформації γ_{max} , у наступному вигляді:

$$D_{ум}(\gamma_{max}) = D_{ум}^{KR} \left(\frac{\gamma_{max}}{\gamma_R} \right)^{\beta_{ум}} \quad (2.25)$$

де $D_{ум}^{KR}, \beta_{ум}$ - гранична величина пошкоджуваності, яка накопичена при пружно-пластичному деформуванні в умовах зсуву та параметр, який характеризує пластичність матеріалу при крученні суцільних циліндричних зразків, відповідно.

Нерівномірність розподілу кута зсуву та дотичного напруження в циліндричних суцільних зразках при пружно-пластичному деформуванні представлено на рис. 2.25..

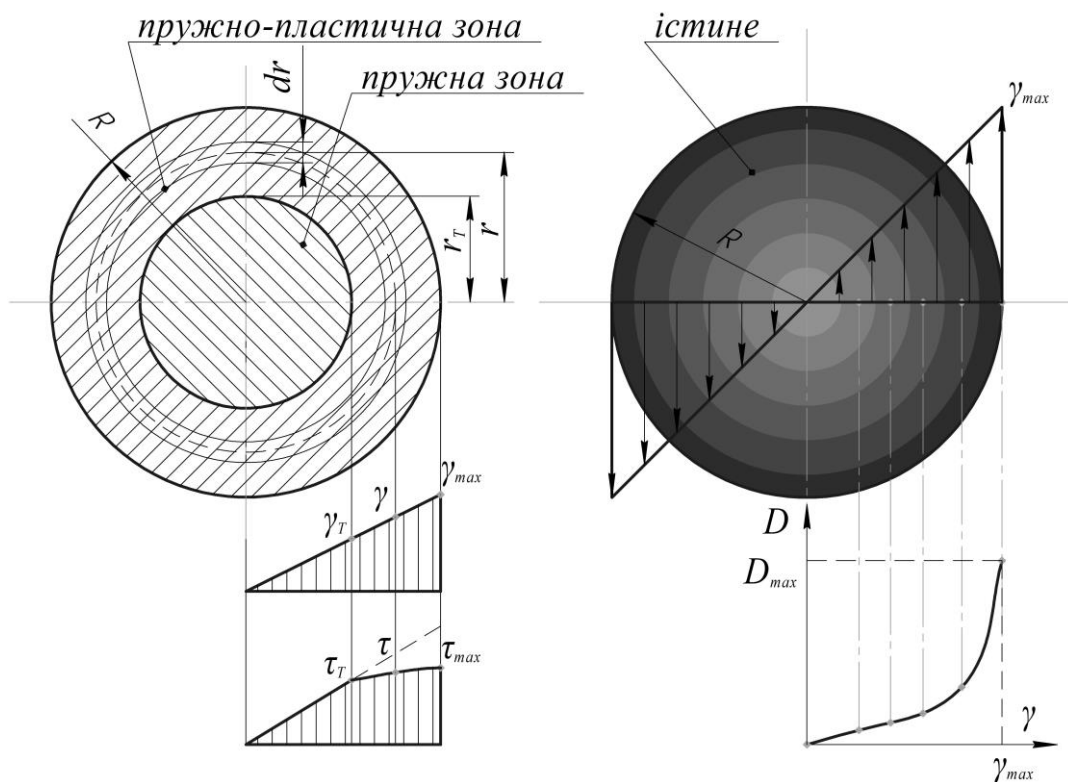


Рис. 2.25. – Розподіл значення кута зсуву, параметра пошкоджуваності та дотичних напружень при пружно-пластичному деформуванні в умовах зсуву в суцільних циліндричних зразках

Враховуючи, що навантаження зразків під час експерименту на кручення, вважається жорстким, можемо записати лінійну залежність γ від радіуса робочої зони зразка r для суцільних циліндричних зразків:

$$\gamma(r) = \frac{\gamma_{\max}}{R} r \quad (2.26)$$

де R - максимальний радіус суцільного циліндричного зразка.

Тоді підставляючи $\gamma(r)$ на місце γ_{\max} у виразі (2.25), отримаємо:

$$D_{icm}(\gamma) = D_{icm}(\gamma_{\max}, r) = D_{icm}^{KR} \left(\frac{\gamma_{\max}}{R \cdot \gamma_R} r \right)^{\beta_{icm}} \quad (2.27)$$

Рівняння (2.27) визначає рівень пошкоджуваності в кільці з середнім радіусом r , що має нескінчену малу ширину dr (рис. 2.25.), відповідна площа кільця дорівнює $S(r) = 2\pi r dr$.

Відповідно, якщо відома величина пошкоджуваності в поточний момент часу для заданого кільця з середнім радіусом r і знаючи повну площу кільця, можна знайти теоретичну площу дефектів $S_{nop}^{meop}(\gamma_{\max}, r)$ у наступному вигляді:

$$S_{nop}^{meop}(\gamma_{\max}, r) = S(r) \cdot D_{icm}(\gamma_{\max}, r) = 2\pi r dr \cdot D_{icm}^{KR} \left(\frac{\gamma_{\max}}{R \cdot \gamma_R} r \right)^{\beta_{icm}} \quad (2.28)$$

Інтегруючи вираз (2.28) по радіусу r , отримаємо теоретичну площу мікропошкоджень перерізу циліндричного зразка з максимальним радіусом R в залежності від величини кута зсуву γ_{\max} :

$$S_{nop}^{meop}(\gamma_{\max}) = \int_0^S S_{nop}^{meop}(\gamma_{\max}, r) dS = \frac{2\pi \cdot D_{icm}^{KR} \left(\frac{\gamma_{\max}}{\gamma_R} \right)^{\beta_{icm}} \cdot R^2}{\beta_{icm} + 2} \quad (2.29)$$

Тоді сумарна площа мікродфектів перерізу зразка в поточний момент часу дорівнює:

$$S_{nop}^{exc}(\gamma_{\max}) = \pi R^2 \cdot D_{ym}(\gamma_{\max}) = \pi R^2 \cdot D_{ym}^{KR} \left(\frac{\gamma_{\max}}{\gamma_R} \right)^{\beta_{ym}} \quad (2.30)$$

Враховуючи рівняння (2.29) та (2.30), отримаємо:

$$S_{пор}^{теор}(\gamma_{\max}) = S_{пор}^{екс}(\gamma_{\max}) \quad (2.31)$$

Відповідно:

$$\frac{2\pi \cdot D_{icm}^{KR} \left(\frac{\gamma_{\max}}{\gamma_R} \right)^{\beta_{icm}} \cdot R^2}{\beta_{icm} + 2} = \pi R^2 \cdot D_{ym}^{KR} \left(\frac{\gamma_{\max}}{\gamma_R} \right)^{\beta_{ym}} \quad (2.32)$$

Значення величини пошкоджуваності отриманої за формулою (2.32) є теоретичною істиною величиною, так як отримана для зразка у вигляді трубки з нескінченно малою товщиною стінки. Для порівняння необхідно зробити перерахунок з врахуванням товщині стінок зразка, що використовувались в експерименті на зсув. Для цього, необхідно в рівняння (2.29) підставити відповідні границі інтегрування, нижня границя має відповідати внутрішньому діаметру зразка, а верхня границя інтегрування має відповідати величині значення зовнішнього діаметра зразка.

Порівняння результатів кінетики накопичення пошкоджень при пружно-пластичному деформуванні в умовах зсуву було проведено на сплаві Д16Т, як показано на рис. 2.26..

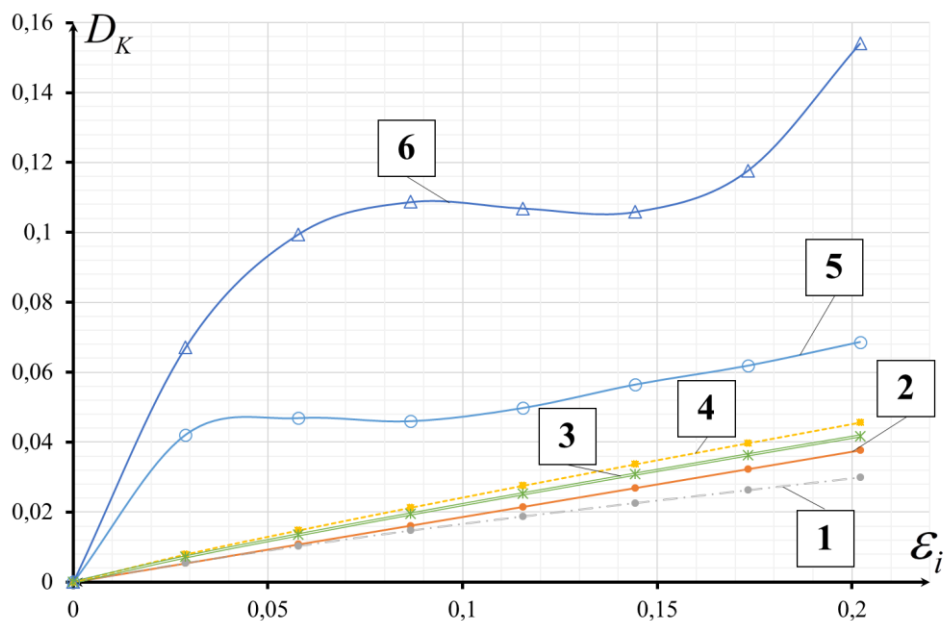


Рис. 2.26. Порівняння теоретичних та експериментальних результатів кінетики накопичення пошкоджень для сплаву Д16Т

Відповідно до рис. 2.26., крива 1 – експериментальна крива отримана з використанням суцільного циліндричного зразку за формулою (2.17), 2 – експериментальна крива отримана з використанням зразків у вигляді трубки за формулою (2.17), 3 – за формулою (2.32), яка враховує товщину стінки зразка, 4- за формулою (2.32), яка відповідає зразку з нескінченно малою стінкою, 5 та 6- криві кінетики накопичення пошкоджень, що відповідають залежностям (2.6) та (2.5) з використанням зразків у вигляді трубки, замінивши модуль пружності при розтязі (E) на модуль пружності при крученні (G).

За результатами, представлених на рис. 2.26. показано працездатність запропонованої моделі (2.32), яка дає похибку до 30% для сплаву Д16т. В порівнянні з іншими, представленими в даній роботі, існуючими методами, запропонована модель дає найбільш точні результати, а запропонована методика є більш простою з точки зору інженерного використання.

В таблиці 2.1 праведно порівняння різних зразків та методик по визначенню характеристик матеріалів при пружно-пластичному деформуванні в умовах зсуву, представлених в роботах [96, 97, 98, 99] та методик представлених вище. В таблиці 2.1 кількість * відображає ефективність методу згідно підпункту.

Таблиця 2.1

Порівняння різних методів по визначенню характеристик матеріалу в умовах зсуву.

Методика та зразки	Міяучі [98]	Подвійні мости [99]	ASTM B831 [96,97]	Труб. зразок	Циліндричний зразок
К-ть зразків необхідних для визначення пружно-пластичних характеристик матеріалу при	1	1	1	1	2

зсуві					
К-ть зразків необхідних для визначення кінетики накопичення пошкоджень матеріалу при зсуві	-	-	-	1	1
Простота виготовлення зразків	* * * *	* * * *	* * * * *	*	* * *
Простота проведення експерименту	* * * *	* * *	* * * * *	* * *	* * *
Можливість досліджувати анізотропні властивості матеріалу	так	так	так	ні	ні
Складність визначення деформації	* * * * *	* * * * *	* * * * *	* *	* *
Можливість використовувати метод зміни об'ємного електричного опору	*	*	*	* * * * * *	* * * * *

Можливість досліджувати кінетику накопичення пошкоджень методом зміни пружних характеристик матеріала	***	***	****	**** *	*****
Відсутність потреби в додаткового, складного обладнання	***	***	***	**** *	*****

Згідно з результатами представлених на рис. 2.26. та таблиці 2.1, можна зробити висновок, що запропонований метод за формулою (2.32) дає можливість достатньо точно визначати експериментальну величину пошкоджуваності в порівнянні з методом, який базується на зміні питомого електричного опору. При цьому запропонована методика згідно (2.32) є найбільш простим в реалізацію при дослідженні кінетики накопичення пошкоджуваності в умовах чистого зсуву.

2.3 Обробка результатів експериментальних досліджень конструкційних матеріалів

Метою проведення експериментальних досліджень є отримання механічних властивостей та визначення параметрів моделі для заданого матеріалу в залежності від різних факторів, що досліджуються. В свою чергу ці експерименти обмежуються кількістю повторювань дослідів, враховуючи

унікальність кожного експерименту, викликаного природною неоднорідністю досліджуваного матеріалу та інших випадкових факторів. Отримані експериментальні дані відрізняються від генеральних значень, які визначаються з результатів нескінченного числа дослідів. З цього слідує, що для оцінки величини характеристики та параметрів моделі матеріалу необхідно провести статистичну обробку отриманих даних.

Таким чином, як вже зазначалось, кількість повторювань дослідів є обмеженою, тому при проведенні експериментального дослідження, задана кількість зразків є експериментальною вибіркою. Отримані величини характеристик та параметрів моделі матеріалу є випадковою величиною, та відповідно називається вибірковими характеристиками або параметрами. У загальному випадку статистичної обробки експериментальних даних при обмеженому кількості випробувань, основними характеристиками є математичне сподівання, дисперсія, коефіцієнт варіації та середньоквадратична похибка.

Згідно з [100] математичне сподівання для механічних характеристик та параметрів моделі матеріалу визначається наступним чином:

$$\bar{X} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i, \quad (2.33)$$

де x_i – величина параметра моделі або характеристики матеріалу відповідного i -го зразка, n – кількість дослідів, що відповідає кількості зразків.

Величина дисперсія є характеристикою розсіювання випадкової величини x_i по відношенню до математичного сподівання, як [100]:

$$S^2 = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (x_i - \bar{X})^2. \quad (2.34)$$

Також, згідно з [100] використовують для статистичного аналізу середньоквадратичне відхилення, яке зв'язане з величиною дисперсії у наступному вигляді:

$$S = \sqrt{S^2} \quad (2.35)$$

або незміщене середньоквадратичне відхилення, згідно з [100]:

$$S_1 = \mathcal{S}, \quad (2.36)$$

де \mathcal{S} – коефіцієнт, який залежить від кількості вибірки.

Для порівняння величини математичного сподівання в порівнянні з середньоквадратичним відхиленням, застосовують вибіровий коефіцієнт варіації згідно з [100] у наступному вигляді:

$$\nu = \frac{S}{\bar{X}}, \quad (2.37)$$

В процесі експериментального дослідження по визначенню величини механічних характеристик або параметрів моделі матеріалу, можуть виникнути значення, які викликані похибкою в результаті різних факторів впливу, що не досліджуються та враховуються в експерименті. Таким чином, використання таких даних призводить до помилкового визначення величини механічних характеристик та їх розподілу, яка належить до генеральної сукупності. Тому механічні характеристики та параметри моделей матеріалу необхідно піддати перевірці на наявність величин, що не мають входити в подальшому аналізі.

Виходячи з вищесказаного, для визначення величин які необхідно відкинути з подальшого розрахунку використовувалось критерій Смірнова. Цей критерій потребує розташувати відповідні результати експериментального дослідження у вигляді зростаючого ряду, у наступному вигляді [100]:

$$x_1 \leq x_2 \leq \dots \leq x_i \leq \dots \leq x_n, \quad (2.38)$$

Та згідно з [100], визначити необхідні статистики:

$$u_1 = \frac{\bar{X} - x_1}{S}, \quad u_n = \frac{x_n - \bar{X}}{S}, \quad (2.39)$$

Після чого, використовуючи відповідні довідникові таблиці, необхідно визначити граничні значення u_α , що залежать від рівня кількості зразків та рівня значущості [100]. Та порівнюємо зі значеннями отриманих за формулою (2.39).

У випадку, коли, u_1 або u_n , менше або дорівнює u_α , то це значить, що величини x_1 та x_n відповідної характеристики або параметра необхідно використовувати в подальших розрахунках. У протилежному випадку, коли, u_1

або u_n , більше ніж u_α , то величини x_1 та x_n відповідної характеристики або параметра необхідно виключити з подальших розрахунків [100].

Використовуючи критерій Шапіро-Уїлка, було визначено, яким розподілам відповідають експериментальні дані, відповідно логарифмічно нормальному або нормальному розподілу. Цей критерій був вибраний, так як найбільше підходить для дослідження яке має невелику кількість повторювань, та найбільш точно дозволяє відкинути хибну гіпотезу, згідно з [100]. За аналогією до критерію Смірнова, для критерія Шапіро -Уїлка необхідно розташувати експериментальні дані згідно з (2.38) та визначити відповідні статистики, згідно з [100]:

$$Q = \sum_{i=1}^l a_{n-i+1} (x_{n-i+1} - x_i), \quad (2.40)$$

$$S^2 = \sum_{i=1}^n (x_i)^2 - \frac{\left(\sum_{i=1}^n x_i \right)^2}{n}, \quad (2.41)$$

$$w = \frac{Q^2}{S^2}, \quad (2.42)$$

де a_{n-i+1} – таблично -довідниковий коефіцієнт.

Визначаємо максимальне значення величини w_α та порівнюємо його з величиною w , у випадку, якщо $w \geq w_\alpha$ значить що для заданої характеристики або параметра моделі матеріалу, можна використовувати логарифмічно-нормальний або нормальний розподіл [100].

Використовуючи описану методику статистичної обробки експериментальних даних, в таблиці 2.2 записані оброблені значення характеристик та параметрів моделі матеріалів, що описані в даній роботі для подальшого аналізу.

Таблиця 2.2

Статистично оброблені значення характеристик та параметрів моделі
відповідних матеріалів

	ε_{1R}	σ_K , МПа	σ_B , МПа	$E_0, 10^5$ МПа	D_{1R}	α
12X18H10T	0,7479	458	620	1,840	0,475082	5
30ХГСА	0,2352	459	648	2,080	0,350473	3,5
ВТ22	0,0545	1434	1434	1,060	0,059664	0,85
Д16Т	0,0662	521	524	0,700	0,082963	0,86
Сталь 45	0,3146	582	696	2,000	0,272197	2,4
18Х2Н4ВА	0,1703	765	1351	1,760	0,579025	1,45
15ХСНД	0,3531	324	518	1,740	0,463199	4
07Х16Н6	0,4172	923	923	1,770	0,139752	1,5

Досліджувані параметри та характеристики матеріалу, як правило, залежать не від величини одного фактору, а від дії багатьох різних факторів, які впливають одночасно. Тому критичне значення параметра пошкоджуваності D_{1R} та параметра α , що характеризує пластичність матеріалу, можуть залежати від наступних факторів: модуля пружності, напруження розриву, інтенсивність пластичної деформації при руйнуванні, границі міцності, температури під час проведення експерименту та т.п.

Для кількісної оцінки впливу різних досліджуваних факторів на кінцеву величину критичного значення пошкоджуваності та параметра α необхідно визначити вигляд та міцність зв'язку між досліджуваними параметрами та факторами, які на них діють. Використання багатофакторного регресійного аналізу дозволить вирішити наступні задачі [100, 101]:

- визначити вигляд рівняння багатфакторної регресії;
- визначити ступінь впливу факторів на кінцеву величину досліджуваних параметрів;
- визначити міцність зв'язку факторів між собою та їх вплив на кінцеве значення досліджуваних параметрів;
- визначити рівень надійності отриманого рівняння регресії;
- визначити здатність до прогнозування досліджуваних параметрів.

Рівняння багатфакторної регресії характеризує залежність середнього значення досліджуваного параметра \hat{y} від зміни рівня двох або більше факторів x_i [101]:

$$\hat{y} = f(x_i); i = 0, 1, 2, 3, \dots \quad (2.43)$$

Перед визначенням факторів, що можуть впливати на величину досліджуваного параметра для побудови рівняння багатфакторної регресії, необхідно визначити компоненти кореляційної матриці, що в свою чергу дозволить обрати ті фактори які мають найбільший зв'язок з досліджуваним параметром ніж з іншими факторами, за наступною нерівністю [101]:

$$r_{yx_j} > r_{x_i x_j} (i \neq j), \quad (2.44)$$

В роботі [101] не рекомендується використовувати фактори, які мають сильний зв'язок з досліджуваним параметром і мають коефіцієнт кореляції $r_{yx_j} > 0,7$. Також не рекомендується використовувати фактори x_i та x_j , які дублюють одне одного. Врахування таких факторів при побудові багатфакторної регресійної моделі залежності величини досліджуваного параметра не дає додаткового опису впливу. За рекомендаціями представлених в [101] для багатфакторної регресії не використовують фактори, які є складовою досліджуваного параметра (мають колінеарну залежність).

Найбільш простою та поширеною є побудова та аналіз досліджуваного параметра, використовуючи лінійне рівняння багатфакторної регресії у вигляді [101]:

$$y = a + b_1 x_1 + b_2 x_2 + \dots + b_k x_k, \quad (2.45)$$

Вищезазначену методику використовують для отримання залежності параметрів критичного значення пошкоджуваності D_{1R} та параметра пластичності матеріалу α від характеристик матеріалу, отриманих після статистичної обробки експериментальних даних, представлених в таблиці 2.2..

Модель багатофакторної регресії обрана у вигляді полінома з різними степенями, у загальному вигляді:

$$y = A_0 + B_1X_1 + B_2X_2 + B_3X_3 + B_4X_1^2 + B_5X_2^2 + B_6X_3^2 + B_7X_1X_2X_3, \quad (2.51)$$

Коефіцієнти, якої знаходили за методикою для лінійної багатофакторної регресії, закодувавши взаємозв'язок факторів для простоти обробки даних, як представлено в таблиці 2.3.

Таблиця 2.3

Шифрування параметрів моделі та матеріалу

α	D_{1R}	ε_{1R}	$\frac{\sigma_B}{\sigma_K}$	E_0	ε_{1R}^2	$\left(\frac{\sigma_B}{\sigma_K}\right)^2$	E_0^2	$\varepsilon_{1R} \cdot \frac{\sigma_B}{\sigma_K} \cdot E_0$
Y_1	Y_2	X_1	X_2	X_3	X_1^2	X_2^2	X_3^2	$X_1 \cdot X_2 \cdot X_3$
Y_1	Y_2	x_1	x_2	x_3	x_4	x_5	x_6	x_7

Виходячи з цього, отримано кореляційну матрицю за методикою вказаної в роботі [101], результати розрахунків представлено в таблиці 2.4, які використовуються для отримання регресійної моделі залежності параметра α від характеристик матеріалу.

Таблиця 2.4

Кореляційна матриця для побудови регресійної моделі параметра α

Y_1	x_1	x_2	x_3	x_4	x_5	x_6	x_7
x_1	1						
x_2	0,79112	1					

x_3	0,46734	0,16909	1				
x_4	0,62622	0,57179	0,52610	1			
x_5	0,73646	0,95565	0,08369	0,36760	1		
x_6	0,40113	0,12150	0,99663	0,48283	0,03977	1	
x_7	0,89338	0,96951	0,37032	0,64563	0,92339	0,3178	1

За аналогією, отримано кореляційну матрицю, як представлено в таблиці 2.5. Матрицю використовують для отримання регресійної моделі залежності критичного значення параметра пошкоджуваності D_{IR} від характеристик матеріалу.

Таблиця 2.5

Кореляційна матриця для побудови регресійної моделі параметра D_{IR}

Y_2	x_1	x_2	x_3	x_4	x_5	x_6	x_7
x_1	1						
x_2	0,44876	1					
x_3	0,94955	0,16909	1				
x_4	0,63622	0,57179	0,52610	1			
x_5	0,37363	0,95565	0,08369	0,36760	1		
x_6	0,93274	0,12150	0,99663	0,48283	0,03977	1	
x_7	0,608938	0,54531	0,49999	0,99283	0,34216	0,45258	1

Згідно з результатами, отриманими з кореляційних матриць, були обрані фактори які найбільше підходять для опису досліджуваних параметрів D_{IR} та α . Знайдені коефіцієнти багатовекторної регресійної моделі для кожного параметра відповідно до таблиці 2.6..

Таблиця 2.6

Значення параметрів моделі

	A_0	B_1	B_2	B_3	B_4	B_5	B_6	B_7
α	0	-11,5	4,3	-1	-9,1	-2,4	0	10,3
D_{1R}	0	-0,04	-0,07	-0,2	0,43	0,25	0,09	-0,02

Підставляючи дані з таблиці 2.6 в модель (2.51) та зробивши перетворення, отримаємо залежність параметра D_{1R} та α від пружно-пластичних характеристик металевих конструкційних матеріалів, відповідно:

$$D_{1R} = \frac{1}{100} \left\{ \frac{\sigma_B}{\sigma_k} \cdot \left[25 \cdot \frac{\sigma_B}{\sigma_k} - 2 \cdot E_0 \cdot 10^{-5} \cdot \varepsilon_{1R} - 7 \right] + \right. \\ \left. + E_0 \cdot 10^{-5} [9 \cdot E_0 \cdot 10^{-5} - 20] + \varepsilon_{1R} [43 \cdot \varepsilon_{1R} - 4] \right\}, \quad (2.52)$$

$$\alpha = \frac{\sigma_B}{\sigma_k} \cdot \left[10,3 \cdot E_0 \cdot 10^{-5} \cdot \varepsilon_{1R} - 2,4 \cdot \frac{\sigma_B}{\sigma_k} + 4,3 \right] - \\ - \varepsilon_{1R} [9,1 \cdot \varepsilon_{1R} + 11,5] - E_0 \cdot 10^{-5} \quad (2.53)$$

Підставляючи (2.52) та (2.53) в модернізовану модель накопичення пошкоджуваності (2.23), отримаємо модель накопичення пошкоджуваності в залежності від пружно-пластичних характеристик матеріалу при різних рівнях пружно-пластичної деформації. Здатність моделі (2.23) до прогнозування експериментальних значень пошкоджуваності отриманих за формулою (2.17) в умовах чистого розтягу при різних рівнях пружно-пластичної деформації представлено на рис. 2.30.-2.37. для ряду матеріалів, описаних в даній роботі.

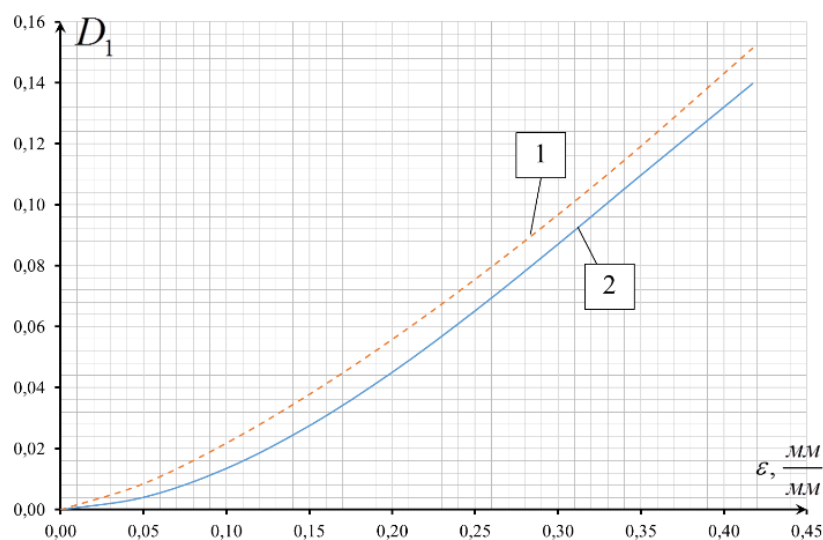


Рис. 2.30. Порівняння здатності моделі прогнозувати величину накопиченої пошкоджуваності при пружно-пластичному деформуванні по відношенню до експериментальних даних для сплаву типу 07X16N6, відповідно криві :1 – експериментальна крива згідно (2.17), 2 – теоретична крива згідно (2.23)

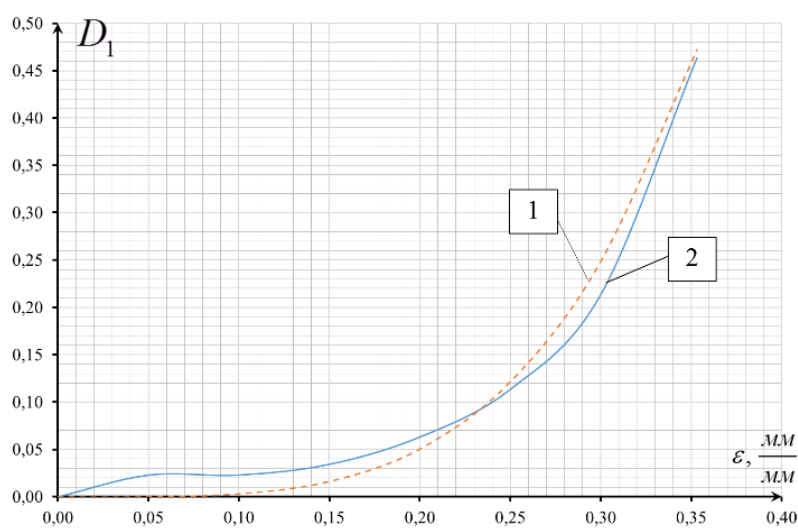


Рис. 2.31. Порівняння здатності моделі прогнозувати величину накопиченої пошкоджуваності при пружно-пластичному деформуванні по відношенню до експериментальних даних для сплаву типу 15XCHD, відповідно криві :1 – експериментальна крива згідно (2.17), 2 – теоретична крива згідно (2.23)

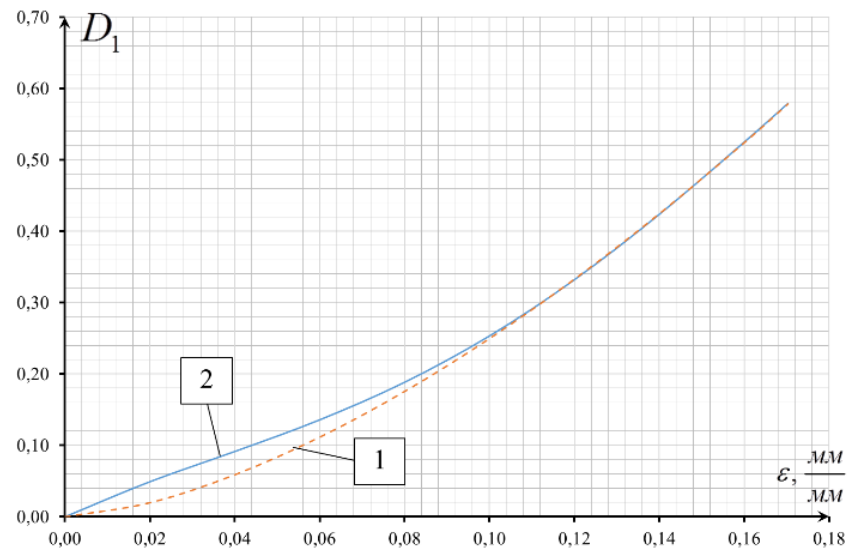


Рис. 2.32. Порівняння здатності моделі прогнозувати величину накопиченої пошкоджуваності при пружно-пластичному деформуванні по відношенню до експериментальних даних для сплаву типу 18X2H4BA, відповідно криві :1 – експериментальна крива згідно (2.17), 2 – теоретична крива згідно (2.23)

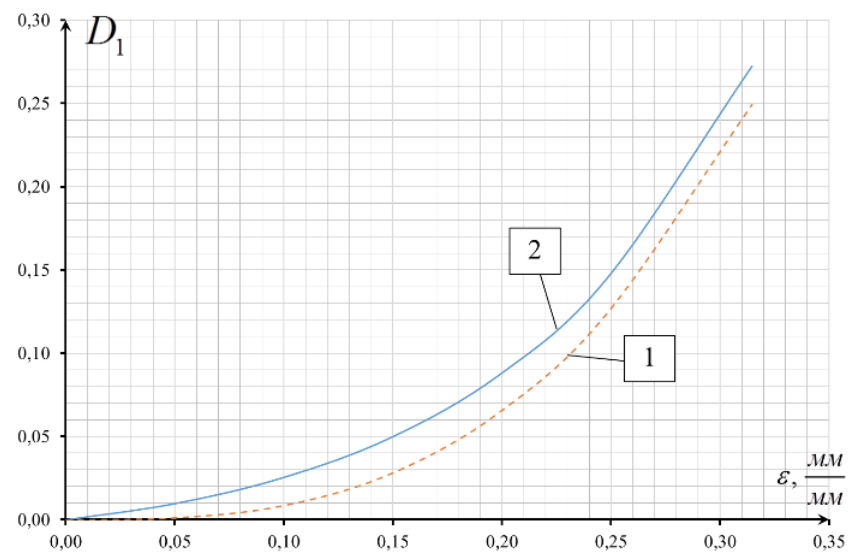


Рис. 2.33. Порівняння здатності моделі прогнозувати величину накопиченої пошкоджуваності при пружно-пластичному деформуванні по відношенню до експериментальних даних для сплаву типу Сталь 45, відповідно криві :1 – експериментальна крива згідно (2.17), 2 – теоретична крива згідно (2.23)

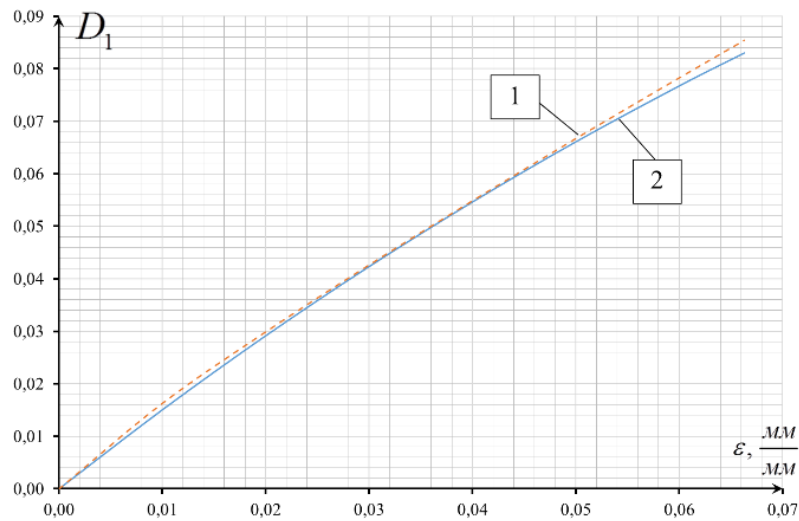


Рис. 2.34. Порівняння здатності моделі прогнозувати величину накопиченої пошкоджуваності при пружно-пластичному деформуванні по відношенню до експериментальних даних для сплава типу Д16Т, відповідно криві :1 – експериментальна крива згідно (2.17), 2 – теоретична крива згідно (2.23)

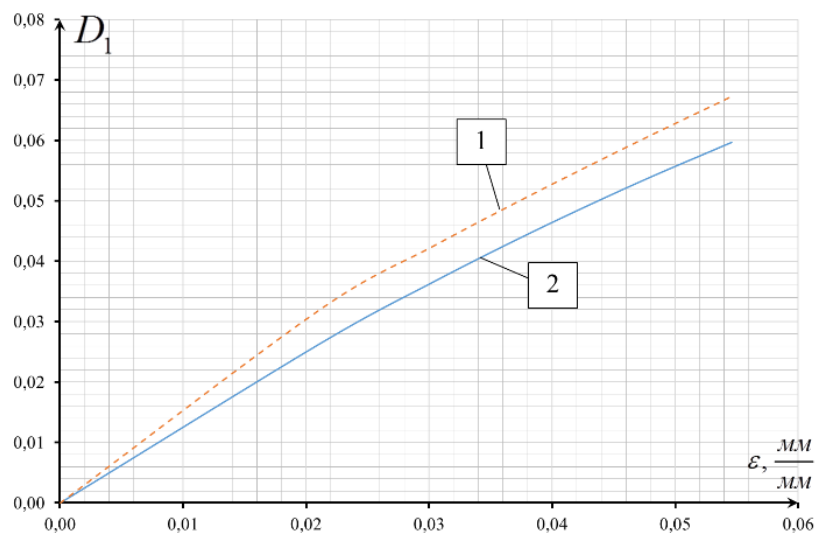


Рис. 2.35. Порівняння здатності моделі прогнозувати величину накопиченої пошкоджуваності при пружно-пластичному деформуванні по відношенню до експериментальних даних для сплава типу ВТ22, відповідно криві :1 – експериментальна крива згідно (2.17), 2 – теоретична крива згідно (2.23)

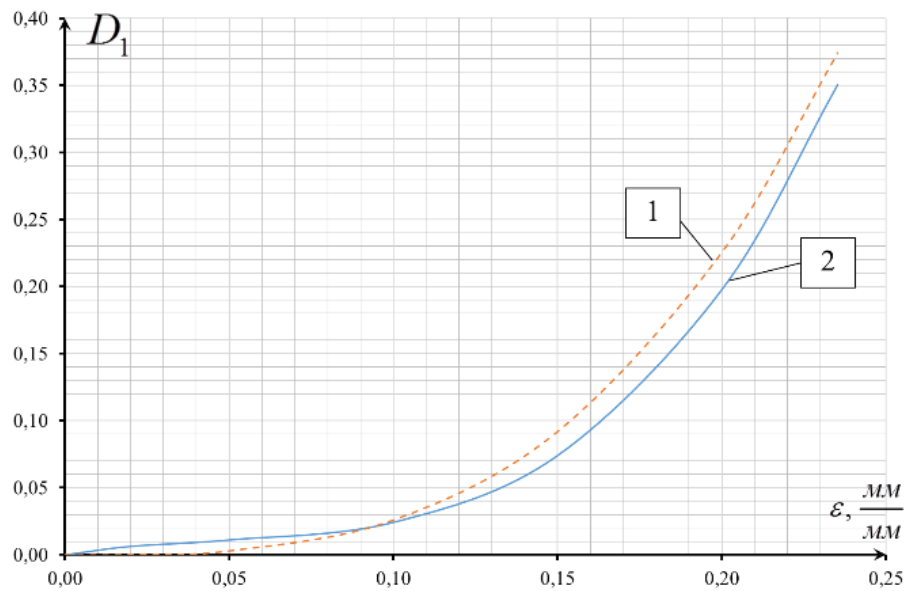


Рис. 2.36. Порівняння здатності моделі прогнозувати величину накопиченої пошкоджуваності при пружно-пластичному деформуванні по відношенню до експериментальних даних для сплаву типу 30ХГСА, відповідно криві :1 – експериментальна крива згідно (2.17), 2 – теоретична крива згідно (2.23)

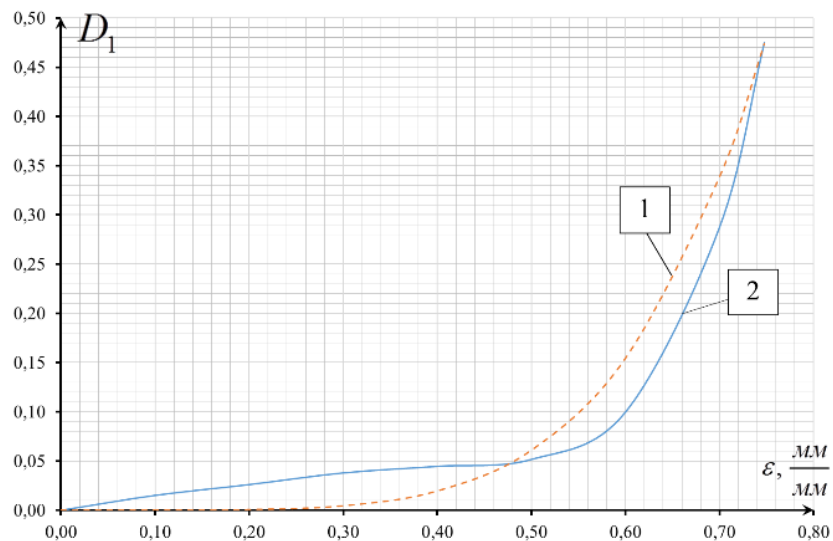


Рис. 2.37. Порівняння здатності моделі прогнозувати величину накопиченої пошкоджуваності при пружно-пластичному деформуванні по відношенню до експериментальних даних для сплаву типу 12Х18Н10Т, відповідно криві :1 – експериментальна крива згідно (2.17), 2 – теоретична крива згідно (2.23)

Перевірка критерія граничного стану за параметром пошкоджуваності в умовах розтягу представлено в таблиці 2.7. В якій представлені натуральні величини критичного значення пошкоджуваності за формулою (2.8), (2.16) та (2.52) по відношення до експериментального значення, та представлені їх похибки δ для різних металевих конструкційних матеріалів.

Таблиця 2.7

Порівняння критеріїв граничного стану в умовах розтягу.

Р-ня Матеріал	(2.8)		(2.16)		(2.52)		(2.17)
	D_{1R}	$\delta, \%$	D_{1R}	$\delta, \%$	D_{1R}	$\delta, \%$	D_{1R}
12X18H10T	0,58	20,8	0,74	-45,40	0,47	-2,0	0,48
30ХГСА	0,60	71,4	0,71	-16,46	0,37	5,7	0,35
ВТ22	0,42	600,0	0,99	-99,09	0,07	16,7	0,06
Д16Т	0,42	425,0	0,99	-91,40	0,09	12,5	0,08
Сталь 45	0,55	103,7	0,83	-39,14	0,25	-7,4	0,27
18Х2Н4ВА	0,66	13,8	0,56	-25,17	0,58	0,0	0,58
15ХСНД	0,65	41,3	0,62	-18,54	0,47	2,2	0,46
07Х16Н6	0,43	207,1	0,99	-99,94	0,15	7,1	0,14

Висновки до другого розділу

1) Для досягнення поставленої мети було модернізовано розривну машину TIRAtest 2300 для оцифрування даних. Це в свою чергу дало змогу робити експериментальні дослідження з більшою кількістю факторів. Також було розроблено програмне забезпечення, що збільшило ефективність проведення та обробки експериментальних даних з більшою точністю.

2) Представлено програми та методику по визначенню механічних характеристик металевих конструкційних матеріалів та методики дослідження кінетики накопичення пошкоджень.

3) За поставленою метою було отримано кінетику накопичення пошкоджень для ряду металевих конструкційних матеріалів, що представлені в роботі, використовуючи різні методи і підходи.

4) Модернізовано модель накопичення пошкоджуваності запропонованою в роботі Бонори, з урахування актуальної швидкості накопичення пошкоджуваності отриманої з експериментальних даних.

5) За допомогою статистичного та регресійного аналізу отримано залежність критичного значення пошкоджуваності в умовах розтягу в залежності від механічних характеристик матеріалу.

6) Встановлено залежність параметрів модернізованої моделі накопичення пошкоджуваності від механічних характеристик матеріалу. Показано здатність моделі прогнозувати теоретичні значення в порівнянні з експериментальними даними, що показало похибку модернізованої моделі в межах до 23% для сплавів типу 07X16H6, 15XCHД, 18X2H4BA, Сталь 45, Д16Т, ВТ22, 30ХГСА, 12Х18Н10Т.

7) Розроблена методика визначення кінетики накопичення пошкоджень при пружно-пластичному деформуванні в умовах зсуву, використовуючи суцільні циліндричні зразки з врахуванням нерівномірності розподілу напруження та деформації вздовж радіуса зразка. Показано порівняння кінетики накопичення пошкоджень за даною методикою з експериментальними значеннями на сплаві Д16Т, що дало похибку запропонованого методу в межах 16%. Показано ефективність даного методу в порівнянні з іншими сучасними підходами при дослідженні механічних характеристик матеріалів та кінетики накопичення пошкоджуваності.

РОЗДІЛ 3

ВПЛИВ ВИДУ НАПРУЖЕНОГО СТАНУ НА ХАРАКТЕРИСТИКИ ПОШКОДЖУВАНOSTІ ТА ПАРАМЕТРИ КОНСТРУКЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ

В більшості випадків деформаційні критерії граничного стану базуються на критеріях міцності, які визначаються через напруження. Для розробки адекватного критерія граничного стану необхідно правильно зв'язати параметри матеріалу з інваріантами тензора та інваріантами девіатора напруження. Що в свою чергу дозволить зв'язати інваріанти тензора напружень з механізмами руйнування, який впливає на величину граничних значень параметрів матеріала, це детально показано в першому розділі.

Виходячи з цього в даному розділі використовуючи поверхні критеріїв міцності представлено їх опис за допомогою циліндричної системи координат. Це в свою чергу дозволило зв'язати інваріанти тензора та інваріанти девіатора напруження через параметри виду напруженого стану. Показано достатність використання запропонованих параметрів виду напруженого стану при розробці критерія граничного стану. Зв'язано вплив двох механізмів руйнування на величини граничних значень параметрів матеріала за допомогою використання параметра Надаї-Лоде. Та для збільшення можливостей розробленої моделі враховано параметр жорсткості виду напруженого стану.

3.1 Вплив першого інваріанта тензора, другого та третього інваріантів девіатора напруження

В основному критеріїв граничного стану за деформацією закладено припущення про порушення постулата ізотропії простору девіатора тензора напруження, відповідно, деформаційні критерії граничного стану формуються на базі критеріїв напруженого стану, який можна описати інваріантами тензора або інваріантами девіатора тензора напруження.

На сьогоднішній день існує велика кількість критеріїв міцності, що описують поверхню в координатах головних напружень, як представлено на рис. 3.1. згідно з [102]. Відповідно, поверхня початку пластичності матеріала знаходиться в межах простору девіатора відповідного критерія. Одними з найпоширеніших критеріїв міцності відповідають поверхням запропонованих Треска та Мізесом.

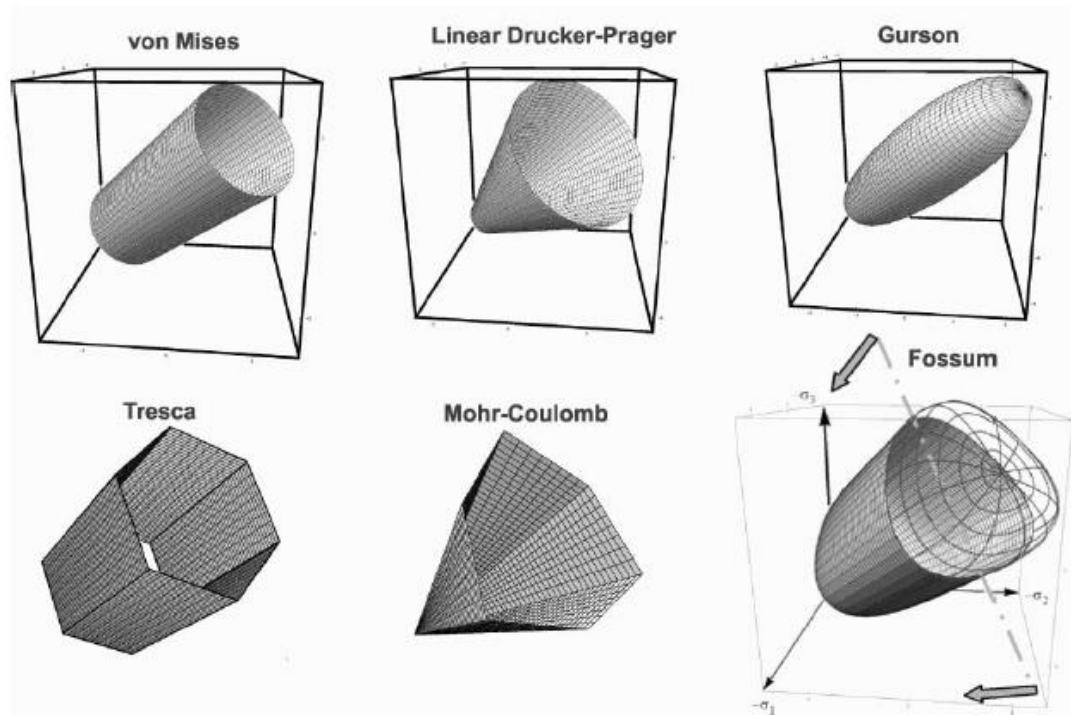


Рис. 3.1. – Поверхні міцності.

В даній роботі було обрано за критерій міцності поверхню Мізеса, цей критерій не є найточнішим, але найбільше підходить для опису граничного стану більшості конструкційних матеріалів, також з інженерної точки зору є простішим в використанні та опису.

Для визначення будь якої точки на поверхні міцності можна використати інваріанти тензора та інваріанти девіатора тензора напруження [102, 103, 104]. Таким чином, використовуючи перший інваріант тензора напруження I_1 , який дорівнює:

$$I_1 = \sigma_0 = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3}, \quad (3.1)$$

де σ_0 - гідростатичне напруження.

Другий інваріант девіатора тензора напруження J_2 , що входить в значення інтенсивності напруження за Мізесом, як [104]:

$$\sigma_i = \sqrt{3J_2} = \sqrt{\frac{3}{2}[S]:[S]} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]}, \quad (3.2)$$

де $[S]$ - девіатор тензора напруження.

Третій інваріант девіатора тензора напруження J_3 , який виражається через r , що є проекцією прямих при $\sigma_n = \sigma_m$, де $n, m=1, 2, 3$ та $m \neq n$, на девіаторну поверхню, як [103]:

$$r = \left[\frac{27}{2} J_3 \right]^{\frac{1}{3}} = \left[\frac{27}{2} \det([S]) \right]^{\frac{1}{3}} = \left[\frac{27}{2} (\sigma_1 - \sigma_0)(\sigma_2 - \sigma_0)(\sigma_3 - \sigma_0) \right]^{\frac{1}{3}}, \quad (3.3)$$

Таким чином, поверхню міцності Мізеса можна переписати за допомогою циліндричній системі координат, як представлено на рис. 3.2..

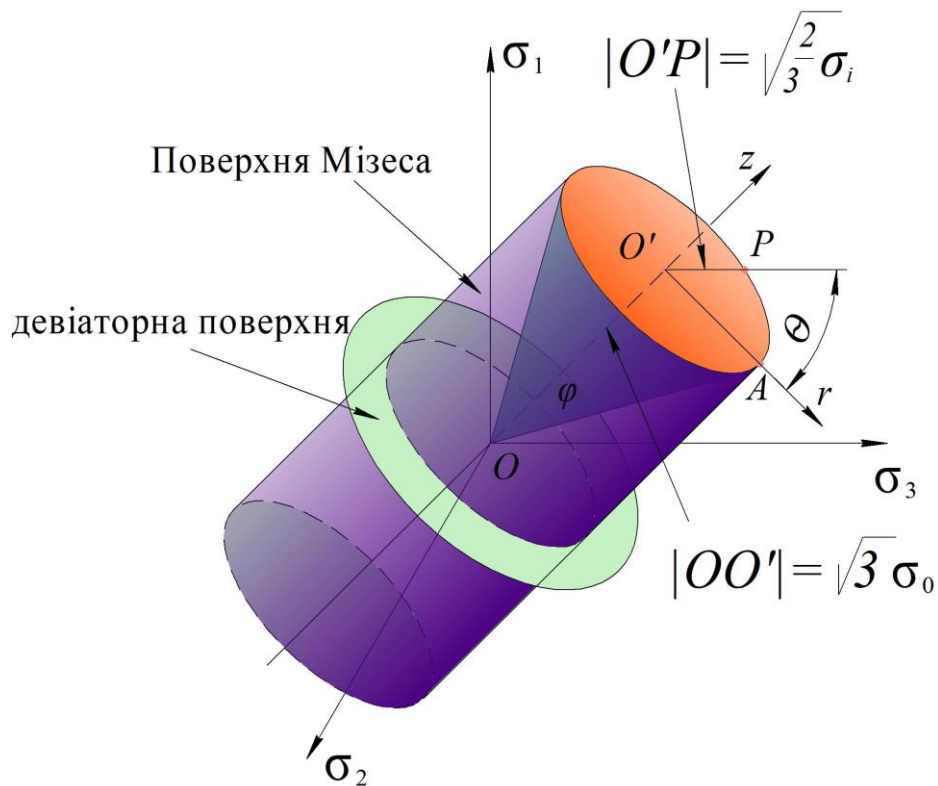


Рис. 3.2. – Поверхня Мізеса в координатах головних напружень.

Тоді кут φ виходячи з рис. 3.2. дорівнює:

$$\operatorname{ctg} \varphi = \frac{|OO'|}{|O'P|}, \quad (3.4)$$

Враховуючи, що довільна точка Р, лежить на контурі девіаторної поверхні, що в свою чергу належить до поверхні міцності Мізеса, залежність (3.4), можна переписати у вигляді напруження, як:

$$\operatorname{ctg} \varphi = \frac{3\sigma_0}{\sqrt{2}\sigma_i}, \quad (3.5)$$

Відношення $\frac{\sigma_0}{\sigma_i}$ в роботах [102, 103, 104] називають параметром жорсткості виду напруженого стану η , який часто використовують для характеристики виду напруженого стану. Це параметр враховує в собі, як перший інваріант тензора напруження I_1 так й другий інваріант девіатора тензора напруження J_2 , таким чином параметр η можна записати, як:

$$\eta = \frac{\sigma_0}{\sigma_i}, \quad (3.6)$$

Врахування тільки параметра жорсткості виду напруженого стану η дає змогу знайти конкретний перерізу контура девіатора напруження, але не дає змогу вказати конкретну точку на самому контурі.

Тому для опису довільної точки Р необхідно врахувати кут напруженого стану (кут Лоде) θ_L . Якщо розглянути девіатор напруження за Мізесом, як представлено на рис. 3.3. [105].

$$\xi = \cos(3\theta) = \left(\frac{r}{\sigma_i} \right)^3 = \frac{27}{2} \frac{J_3}{\sigma_i^3}, \quad (3.8)$$

Використовуючи ці два параметра виду напруженого стану з теоретичної точки зору достатньо для описання виду напруженого стану, що в свою чергу дозволяє описати положення будь якої точки на поверхні Мізеса при розробці критерія граничного стану.

3.2 Вплив двох механізмів руйнування (відриву та зрізу) на граничне значення параметрів руйнування конструкційних матеріалів

Як було сказано в попередніх розділах, механізми руйнування впливають на кінцеве значення параметрів матеріалу, що супроводжуються різними механізмами накопичення пошкоджуваності при пружно-пластичній деформації.

Таким чином використовуючи принцип, який запропонований в моделі Давіденко-Фрідмана [18, 106, 107], що враховує два механізми руйнування (відриву та зрізу) та результатів отриманих з експериментального дослідження в розділі 2. За якими показано, що критична величина пошкоджуваності D_{1R} в умовах руйнування відривом приймає максимальне значення, критична величина пошкоджуваності D_{KR} умовах накопичення мікропошкодження механізмом руйнування при зсуві приймає мінімальне значення. Тоді критична величина пошкоджуваності $D_{\mu R}$, що відповідає іншим напруженим станам при яких мікропошкодження накопичуються за двох механізмах руйнування, але руйнування тіла, як відомо відбувається за одним з механізмів, що найбільш превілює [107], та приймає значення в межах:

$$D_{KR} < D_{\mu R} < D_{1R}, \quad (3.9)$$

Тоді границю критичного значення пошкоджуваності, представимо як на рис. 3.4..

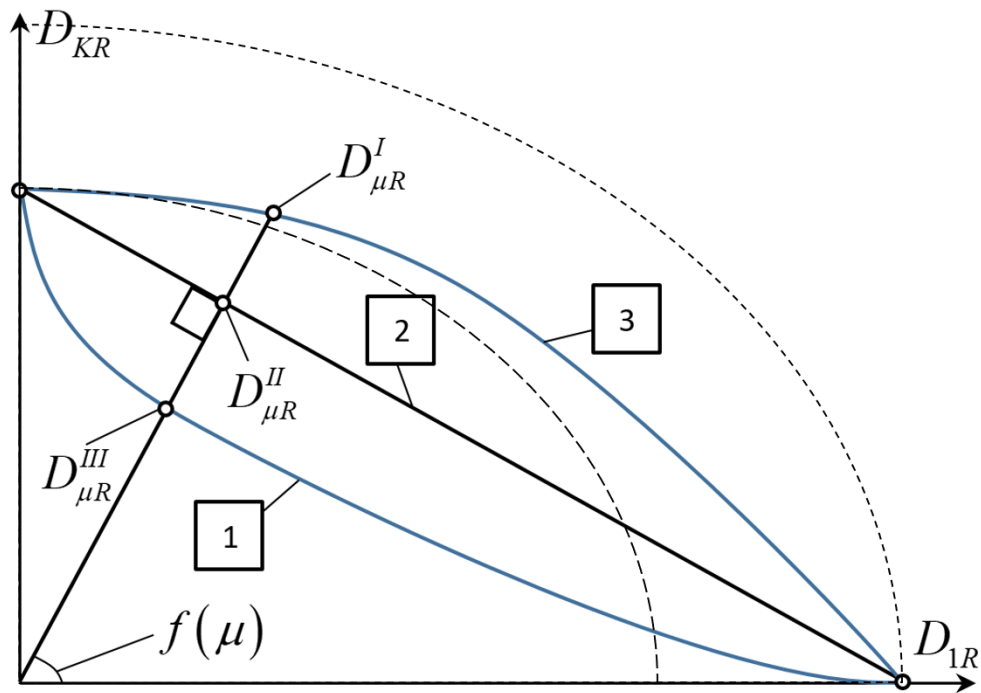


Рис. 3.4. Можливі криві граничного значення величини пошкоджуваності в залежності від виду напруженого стану.

Де горизонтальна вісь відповідає напрямку руйнування механізмом відриву та горизонтальна вісь відповідає напрямку руйнування механізмом зрізу. При складному напруженому стані, при якому накопичення пошкоджуваності відбувається за рахунок двох механізмів руйнування відповідає напрям прямої, яка лежить під відповідним кутом функції $f(\mu)$.

Де $f(\mu)$ - функція виду напруженого стану, в якому параметр, що характеризує вид напруженого стану було прийнято використати параметр Надаї-Лоде в напруженнях, як [108, 109]:

$$\mu = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3}, \quad (3.10)$$

Параметр Надаї-Лоде характеризує не тільки вид напруженого стану та враховує вплив усіх головних напружень, а й враховує вид похилих площадок, відповідно яким відбувається ковзання. Також цей параметр враховує вплив двох максимальних дотичних напружень [108]:

$$\tau_{23} = (\sigma_2 - \sigma_3) / 2; \quad \tau_{12} = (\sigma_1 - \sigma_2) / 2, \quad (3.11)$$

Перевагами видраного параметра для опису виду напруженого стану є можливість використання для різних матеріалів на підставі використання узагальненої діаграми Мора. Також що даний параметр дорівнює $\mu = -1$ в умовах чистого розтягу, в умовах чистого зсуву $\mu = 0$ та при стиску $\mu = 1$. Таким чином роль поверхні з дотичними напруженнями при $\mu = -1$ у порівнянні з випадком, коли $\mu = 0$ - зростає.

Враховуючи вищесказане, що параметр Надаї-Лоде приймає значення від -1 до 1 та згідно з описом критичного значення пошкоджуваності в залежності від виду напруженого стану згідно з рис. 3.4., можна записати залежність функції виду напруженого стану від параметра Надаї-Лоде в першому наближенні, законом косинуса, як представлено на рис. 3.5. [110]:

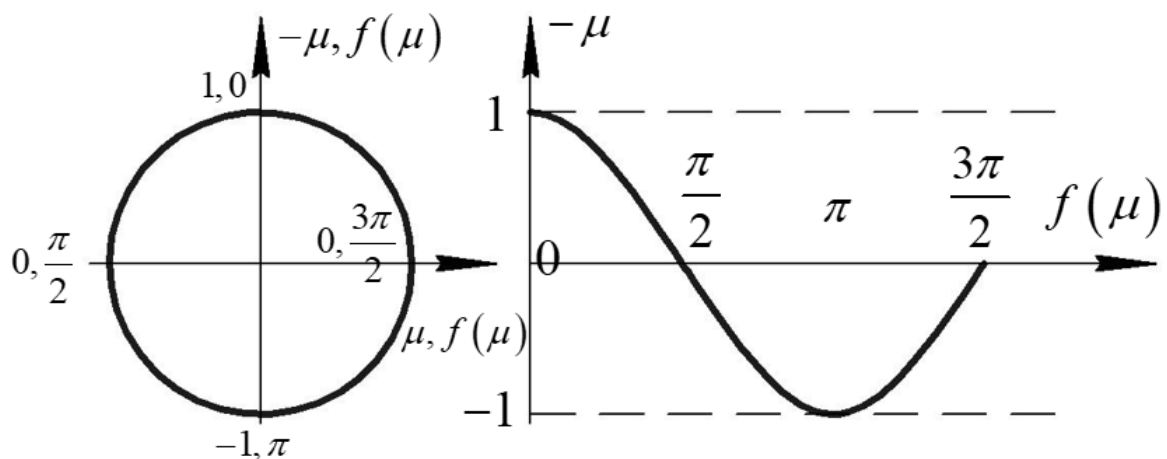


Рис. 3.5. Вплив параметра надаї лоде на функцію виду напруженого стану

Матиматично, цю залежність можна записати, як [110]:

$$f(\mu) = \arccos(-\mu) \quad (3.12)$$

Згідно з рис. 3.4. та вищесказаного, функцію величини граничного значення пошкоджуваності в залежності від виду напруженого стану, можна представити трьома простими кривими, які задовільняють наступним системам:

За кривою 1 на рис. 3.4., система нерівностей має вигляд [110, 111]:

$$\begin{cases} D_{\mu R}^I \leq D_{KR} \leq D_{1R}, \text{ при } \mu \leq 0 \\ D_{\mu R}^I \leq D_{KR} \leq D_{-1R}, \text{ при } \mu \geq 0, D_{KR} \leq D_{-1R}, \\ D_{\mu R}^I \geq D_{KR} \geq D_{-1R}, \text{ при } \mu \geq 0, D_{KR} \geq D_{-1R} \end{cases} \quad (3.13)$$

За кривою 2 на рис. 3.4., система нерівностей має вигляд:

$$\begin{cases} D_{\mu R}^{II} \leq D_{KR} \leq D_{1R}, \text{ при } \mu \leq 0 \\ D_{\mu R}^{II} \leq D_{KR} \leq D_{-1R}, \text{ при } \mu \geq 0, D_{KR} \leq D_{-1R}, \\ D_{\mu R}^{II} \geq D_{KR} \geq D_{-1R}, \text{ при } \mu \geq 0, D_{KR} \geq D_{-1R} \end{cases} \quad (3.14)$$

За кривою 3 на рис. 3.4., система нерівностей має вигляд:

$$\begin{cases} D_{KR} \leq D_{\mu R}^{III} \leq D_{1R}, \text{ при } \mu \leq 0 \\ D_{KR} \leq D_{\mu R}^{III} \leq D_{-1R}, \text{ при } \mu \geq 0, D_{KR} \leq D_{-1R}, \\ D_{KR} \geq D_{\mu R}^{III} \geq D_{-1R}, \text{ при } \mu \geq 0, D_{KR} \geq D_{-1R} \end{cases} \quad (3.15)$$

де D_{-1R} -критичне значення параметра пошкоджуваності при стиску.

Враховуючи умову, яка представлена нерівністю (3.9), маємо, що її задовільняє тільки система нерівностей згідно з кривою 3. Так як крива 1 представляє собою вогнуту криву, крива 2 є прямою та крива 3 є вигнутою кривою. Математично, в першому наближенні, криву 3 зручно описати рівнянням еліпса. Критичне значення пошкоджуваності $D_{\mu R}$ в цьому випадку в залежності від кута, який виконує роль впливу виду напруженого стану через зміну функції виду напруженого стану $f(\mu)$, згідно з рис. 3.4. , можна записати у наступному вигляді [110, 111]:

$$D_{\mu R} = \frac{D_{1R} \cdot D_{KR}}{\sqrt{D_{KR}^2 \cdot \cos^2 f(\mu) + D_{1R}^2 \cdot \sin^2 f(\mu)}}, \mu \leq 0, \quad (3.16)$$

З великої кількості експериментальних робіт, відомо, що характеристики матеріалів відрізняються в залежності від умов стискання або розтягу. Таким чином, для врахування критичної величини пошкоджуваності при розтязі (D_{1R})

з критичною величиною пошкоджуваності при стиску (D_{-1R}), що також буде впливати на складний напружений стан при комбінації цих випадків з механізмом руйнування в умовах зсуву. Таким чином криву критичних величин параметра пошкоджуваності в залежності від виду напруженого стану можна описати за допомогою двох еліпсів, тоді нерівність (3.16), запишеться у вигляді системи нерівностей, як [110]:

$$\begin{cases} D_{\mu R} = \frac{D_{1R} \cdot D_{KR}}{\sqrt{D_{KR}^2 \cdot \cos^2 f(\mu) + D_{1R}^2 \cdot \sin^2 f(\mu)}}, \mu \leq 0 \\ D_{\mu R} = \frac{D_{-1R} \cdot D_{KR}}{\sqrt{D_{KR}^2 \cdot \cos^2 f(\mu) + D_{-1R}^2 \cdot \sin^2 f(\mu)}}, \mu > 0 \end{cases}, \quad (3.17)$$

Графічно систему рівнянь (3.17) представлено на рис. 3.6..

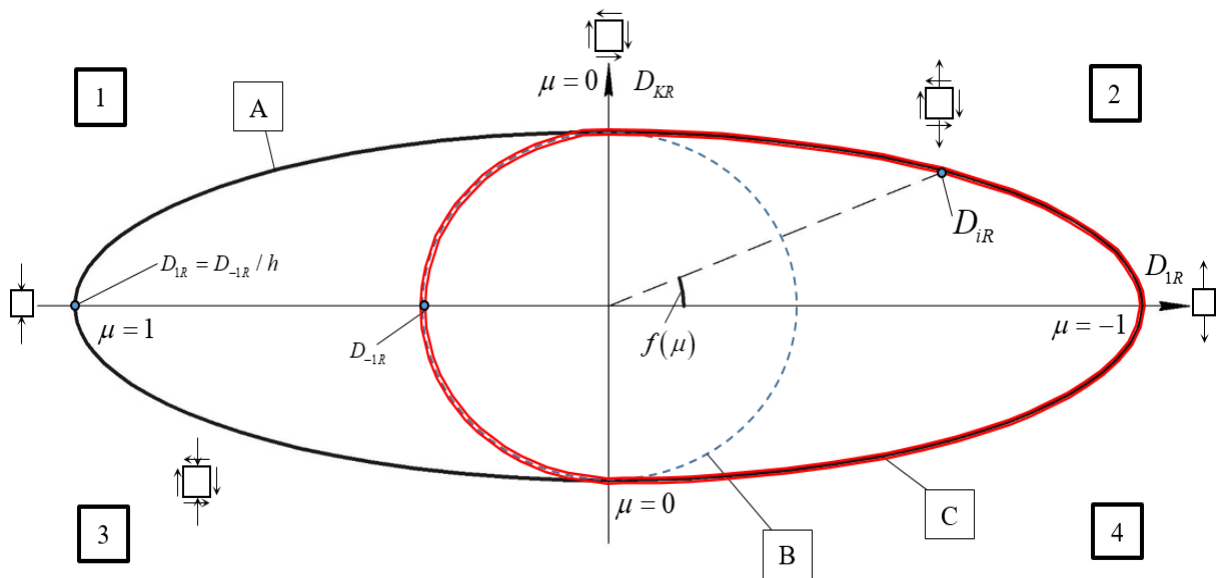


Рис. 3.6. Залежність граничної величини пошкоджуваності від виду напруженого стану з врахуванням ефекту при розтязі та стиску

Згідно з рис. 3.6., перше рівняння в системі (3.17) описує еліпс -А в 2 і 4 четвертині, який відповідає виду напруженого стану при комбінації розтягу та кручення. Відповідно друге рівняння в системі (3.17) описує еліпс -В в 1 і 3 четвертині, яка відповідає виду напруженого стану при комбінації стиснення та кручення. Виходячи з цього система рівнянь (3.17) графічно описує контур

фігури С, яка складається з двох половинок контуру відповідних еліпсів А та В.

Згідно з роботою, показано, що критичне значення величини пошкоджуваності D_{-1R} має залежність від величини критичної значення величини пошкоджуваності при розтягуванні D_{1R} , у наступному вигляді:

$$h \cdot D_{1R} = D_{-1R}, \quad (3.18)$$

де h - параметр заліковування, який є характеристикою матеріала та визначається експериментально.

Для врахування залежності (3.18), запропоновано функцію, яка враховує знак параметра Надаї-Лоде, що вказує на наявність стискальних або розтягуючих поздовжніх напружень та впливає на кінцеве значення граничної величини пошкоджуваності $D_{\pm 1R}$ у наступному вигляді [110]:

$$D_{\pm 1R} = D_{1R} \left[\frac{\left(\frac{\mu}{|\mu|} + 1 \right) (h - 1)}{2} + 1 \right], \quad (3.19)$$

Підставимо рівняння (3.18) і (3.19) в перше рівняння системи (3.17), що дозволить переписати систему (3.17) у новому вигляді [110]:

$$D_{\mu R} = \frac{D_{\pm 1R} \cdot D_{KR}}{\sqrt{D_{KR}^2 \cdot \cos^2 \arccos(-\mu) + D_{\pm 1R}^2 \cdot \sin^2 \arccos(-\mu)}}, \quad (3.20)$$

Рівняння (29) згідно з рис. 3.6. повністю описує контур фігури С, який описує критичну величину пошкоджуваності в залежності від виду напруженого стану з урахуванням різних знаку поздовжнього напруження від впливу ефекта стиску або розтягу.

Таким чином, за аналогією отримання рівняння (3.20), було отримано рівняння залежності критичного значення інтенсивності деформацій від виду напруженого стану, у наступному вигляді [110]:

$$\varepsilon_{\mu R} = \frac{\varepsilon_{\pm 1R} \cdot \varepsilon_{KR}}{\sqrt{\varepsilon_{KR}^2 \cdot \cos^2 \arccos(-\mu) + \varepsilon_{\pm 1R}^2 \cdot \sin^2 \arccos(-\mu)}}, \quad (3.21)$$

Тоді графічне представлення рівняння (3.20) та (3.21) можна представити відповідно, як на рис. 3.7..

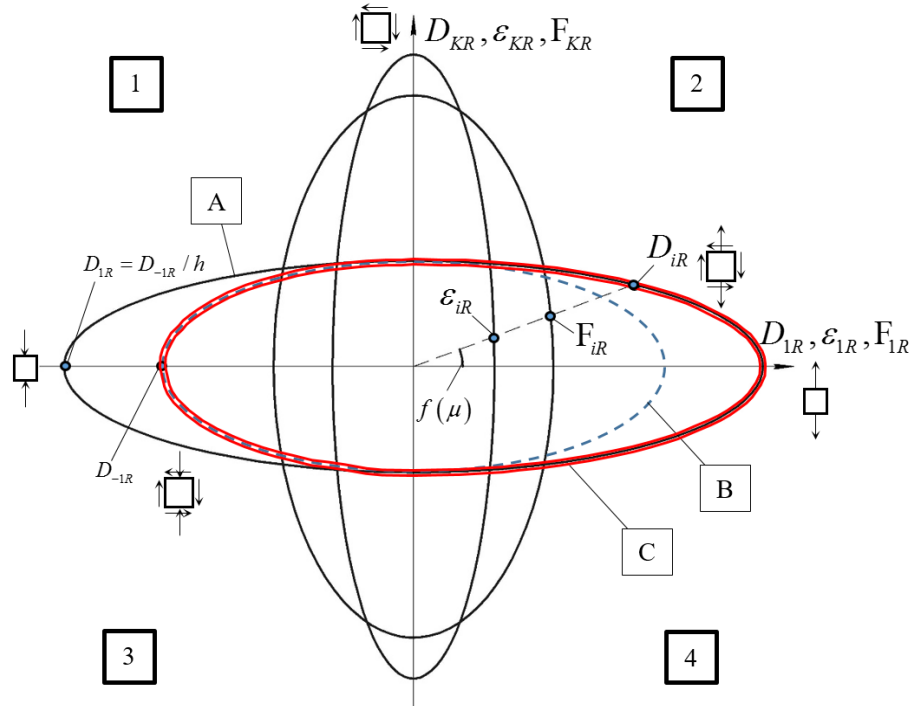


Рис. 3.7. Опис граничних значень параметра пошкоджуваності та інтенсивності деформації в залежності від виду напруженого стану.

Згідно з рис. 3.7., конкретному виду напруженого стану відповідає конкретне критичне значення параметра пошкоджуваності і відповідне йому значення критичного значення інтенсивності деформації. Таким чином рівняння (3.20) та (3.21) можна об'єднати в систему рівнянь, у наступному вигляді [110]:

$$\begin{cases} D_{\mu R} = \frac{D_{\pm 1R} \cdot D_{KR}}{\sqrt{D_{KR}^2 \cdot \cos^2 \arccos(-\mu) + D_{\pm 1R}^2 \cdot \sin^2 \arccos(-\mu)}}, \\ \varepsilon_{\mu R} = \frac{\varepsilon_{\pm 1R} \cdot \varepsilon_{KR}}{\sqrt{\varepsilon_{KR}^2 \cdot \cos^2 \arccos(-\mu) + \varepsilon_{\pm 1R}^2 \cdot \sin^2 \arccos(-\mu)}} \end{cases}, \quad (3.22)$$

За методикою представленому в розділі 2, було отримано критичне значення параметра пошкоджуваності та інтенсивності деформації в умовах зсуву для Д16Т, 30ХГСА і 12Х18Н10Т, як представлено в таблиці 3.1.

Таблиця 3.1

Експериментальні дані критичної величини пошкоджуваності і інтенсивності деформацій в умовах зсуву для сплавів типу Д16Т, 30ХГСА і 12Х18Н10Т.

Матеріал	Д16Т	30ХГСА	12Х18Н10Т
D_{KR}	0,022	0,0151	0,067
ε_{KR}	0,189	0,742	1,057

Використовуючи експериментальні дані отриманих в умовах чистого розтягу та чистого кручення, представлених в даній роботі для сплавів типу Д16Т, 30ХГСА і 12Х18Н10Т і системи рівнянь (3.22), отримано залежність критичної величини пошкоджуваності в залежності від граничного значення інтенсивності деформацій, які відповідають певному виду напруженому стані і представлено кривою 3 на рис. 3.8.-3.10., відповідно та криві 1 та 2 – криві кінетики накопичення пошкодження в умовах чистого розтягу та чистого зсуву, відповідно [110].

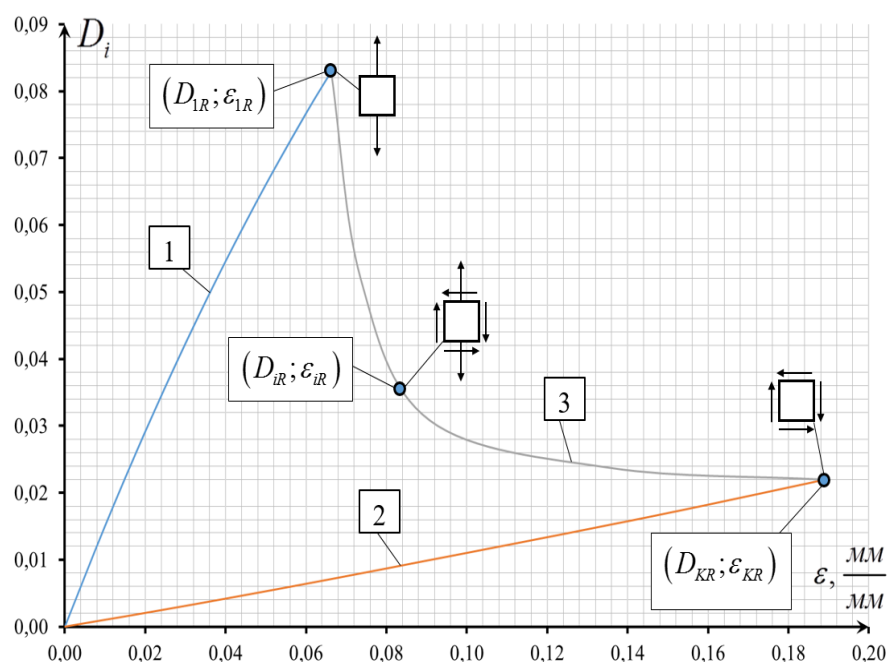


Рис. 3.8. Крива граничного стану для сплаву Д16Т та криві кінетики накопичення пошкоджуваності в умовах чистого розтягу та чистого кручення, відповідно

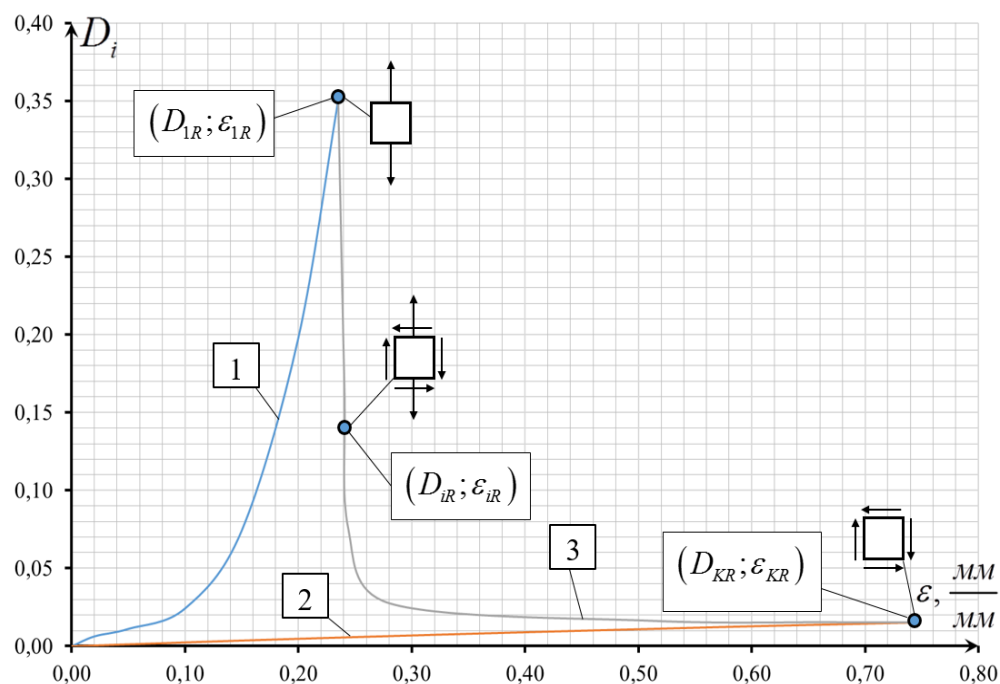


Рис. 3.9. Крива граничного стану для сплаву 30ХГСА та криві кінетики накопичення пошкоджуваності в умовах чистого розтягу та чистого кручення, відповідно

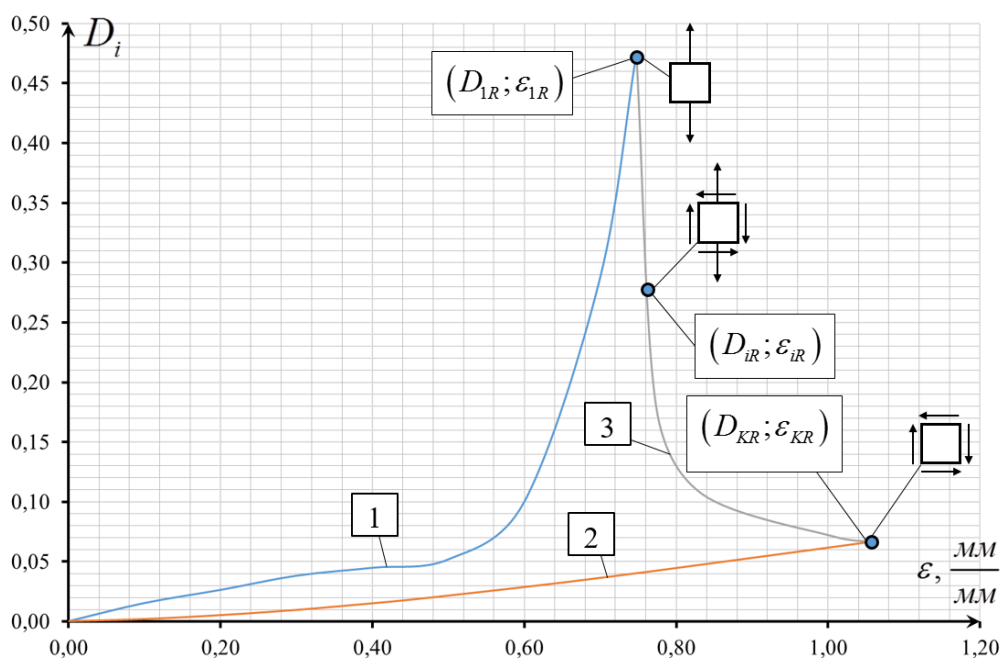


Рис. 3.10. Крива граничного стану для сплаву 12Х18Н10Т та криві кінетики накопичення пошкоджуваності в умовах чистого розтягу та чистого кручення, відповідно

3.3 Взаємозв'язок параметра Надаї-Лоде та параметра жорсткості виду напруженого стану на граничний стан конструкційних матеріалів

Як було показано в розділі 3.1, для побудови критерія граничного стану в залежності, який залежить від напруженого стану, необхідно врахувати два параметра виду напруженого стану η та ξ . В той час, як запропонований критерій граничного стану за формулою (3.21), враховує тільки параметр Надаї-Лоде.

Використовуючи залежність кута Лоде, як представлено в роботі [112] у вигляді головних напружень, як:

$$\operatorname{tg}(\theta_L) = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3}; \quad (3.23)$$

Та зробивши перетворення, перепишемо у новому вигляді:

$$\theta_L = \operatorname{arctg} \left[\frac{1}{\sqrt{3}} \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} \right], \quad (3.24)$$

Підставляючи вираз (3.10) в (3.24), отримаємо залежність кута Лоде від параметра Надаї-Лоде:

$$\theta_L = \operatorname{arctg} \left[\frac{\mu}{\sqrt{3}} \right], \quad (3.25)$$

Тоді, враховуючи залежність (3.8), отримаємо, що:

$$\xi = \cos \left(3 \cdot \left\{ \operatorname{arctg} \left[\frac{\mu}{\sqrt{3}} \right] + \frac{\pi}{6} \right\} \right), \quad (3.26)$$

Зробивши математичне перетворення виразу (3.26) отримаємо взаємозв'язок параметра Надаї-Лоде через параметр ξ , як:

$$\mu(\xi) = \sqrt{3} \cdot \operatorname{tg} \left[\frac{\arccos \xi}{3} - \frac{\pi}{6} \right]; \quad (3.27)$$

Згідно з виразом (3.27), запропонований критерій граничного стану за деформаціями (3.21), враховує параметр виду напруженого стану ξ , через параметр Надаї-Лоде.

Графічно залежність (3.27) параметра ξ від параметра Надаї-Лоде представлено на рис. 3.11..

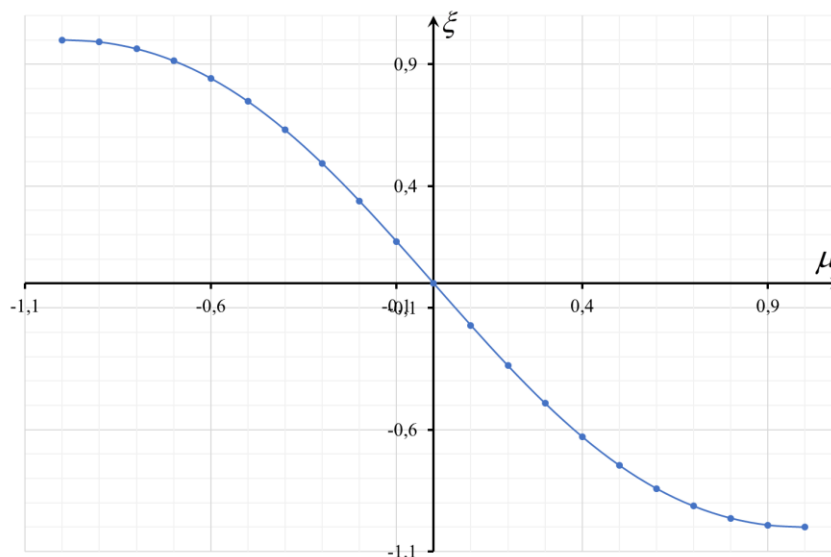


Рис. 3.11. Залежність параметра ξ від параметра Надаї-Лоде

Величини параметрів виду напруженого стану при простих навантаженнях представлено в таблиці 3.2.

Таблиця 3.2

Величини параметрів виду напруженого стану при простих навантаженнях

	η	ξ	μ
Розтяг	0,333	1	-1
Кручення	0	0	0
Стиск	-0,333	-1	1

Вплив параметра жорсткості виду напруженого стану, який враховує вплив першого інваріанта тензора напруження та другого інваріанта девіатора тензора напруження, враховуємо за допомогою залежності запропонованої в роботі [113], отриманий з великої кількості експериментів і є узагальненим виглядом опису залежності граничного значення інтенсивності виду напруженого стану від параметра η , при фіксованому значенні $\mu = const$, як:

$$\varepsilon_{\mu R}^{(\eta)} = C_{1\mu} e^{-C_{2\mu}\eta} \quad (3.28)$$

де $C_{1\mu}, C_{2\mu}$ - константи матеріалу, які визначаються експериментально при заданому μ .

Враховуючи (3.28) в рівнянні (3.21), отримаємо:

$$\varepsilon_{iR}(\eta; \mu) = \frac{\varepsilon_{\pm 1R}(\eta; \mu) \cdot \varepsilon_{0R}}{\sqrt{\varepsilon_{0R}^2(\eta) \cdot \cos^2 \arccos(-\mu) + \varepsilon_{\pm 1R}^2(\eta; \mu) \cdot \sin^2 \arccos(-\mu)}} \quad (3.29)$$

При цьому враховуючи, що $\varepsilon_{\pm 1R}$:

$$\varepsilon_{\pm 1R} = \varepsilon_{1R}(\eta) + \frac{\left[\frac{\mu}{|\mu|} + 1 \right] [\varepsilon_{-1R}(\eta) - \varepsilon_{1R}(\eta)]}{2} \quad (3.30)$$

де $\varepsilon_{-1R}, \varepsilon_{+1R}$ - критичні значення інтенсивності деформації при розтязі та стиску, відповідно.

Проекція поверхні граничного стану на площину $\eta - \xi$ показана а рис.13.

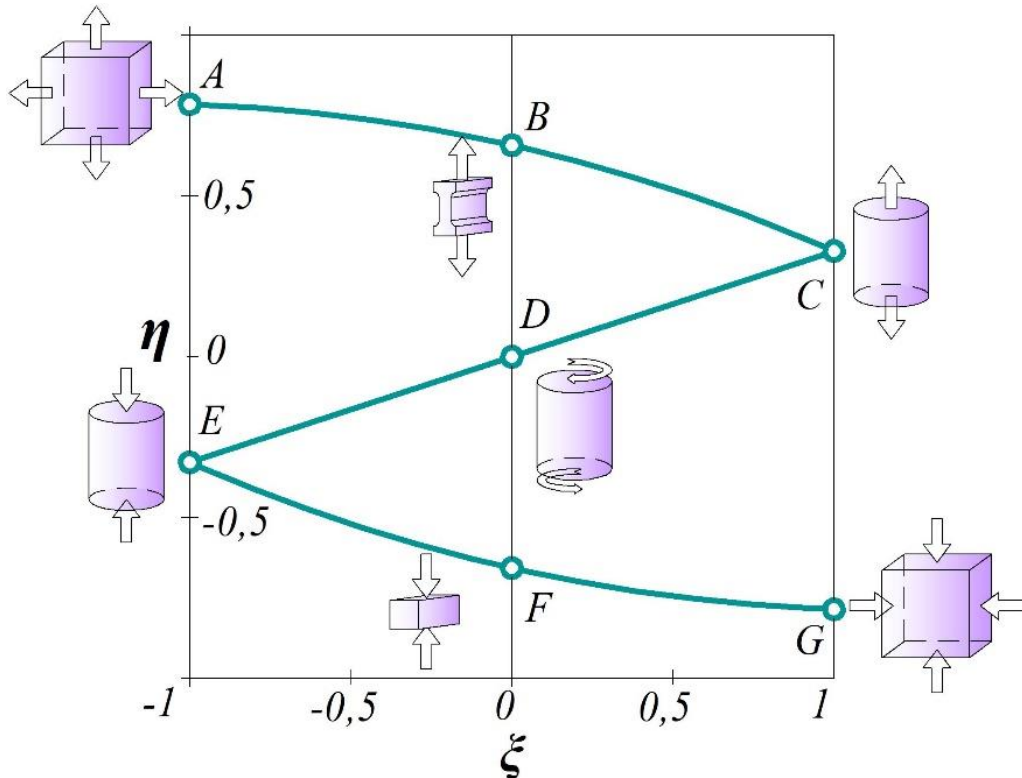


Рис. 3.12. Проекція поверхні граничної величини інтенсивності незворотної деформації на площину $\eta - \xi$

Якщо розглянути слід проєкцій величини граничного значення інтенсивності деформації при плоскому напруженому стані, як представлено на рис. 3.12. Видно, що деформаційний критерій граничного стану у вигляді (30), який враховує тільки третій інваріант девіатора тензора напруження дозволяє описати тільки лінію поверхні, проєкція якого відображається кривою С, D , Е. Критерій за формулою (3.29), який враховує обидва параметра виду напруженого стану, дозволяє описати повну поверхню в будь-якій точці на площині $\eta - \xi$.

Висновки до третього розділу

1) Представлено необхідність врахування двох параметрів виду напруженого стану, які в соді враховують вплив першого інваріанта тензора напруження, другого і третього інваріанта девіатора тензора напруження, що дозволить описати будь, яку точку поверхні міцності в напруженнях. Це в свою чергу дає змогу розробити адекватний критерій граничного стану.

2) Запропоновано метод врахування двох механізмів руйнування, що оснований на підході в роботі Давіденко-Фрідмана. Це в свою чергу дозволило зв'язати вплив механізмів руйнування на параметри матеріала з видом напруженого стану.

3) Показано необхідність врахування коефіцієнта заліковування при розробці критерія граничного стану, що дозволило врахувати ефект знаку поздовжнього напруження, який проявляється при наявності умов розтягу або стискання.

4) Представлено розробку критеріїв граничного стану за величиною пошкоджуваності та за величиною інтенсивності деформації в умовах складного напруженого стану з використанням параметра виду напруженого стану Надаї-Лоде. Отримано криві граничного стану залежності пошкоджуваності та інтенсивності деформації для сплавів типу Д16Т, 30ХГСА і 12Х18Н10Т.

5) Розширено границі використання критерію граничного стану за допомогою введення запропонованої функції інтенсивності деформації в залежності від параметра жорсткості виду напруженого стану при фіксованому значенні параметра Надаї-Лоде та дозволяє врахувати вплив першого інваріанта та другого інваріанта девіатора тензора напруження.

РОЗДІЛ 4

МЕТОД РОЗРАХУНКУ ЕЛЕМЕНТІВ КОНСТРУКЦІЙ В УМОВАХ МАЛОЦИКЛОВОЇ ВТОМИ З УРАХУВАННЯМ ПОШКОДЖУВАНOSTI

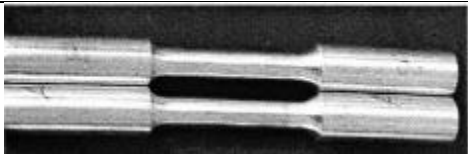
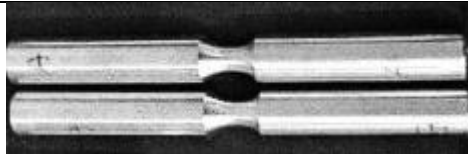
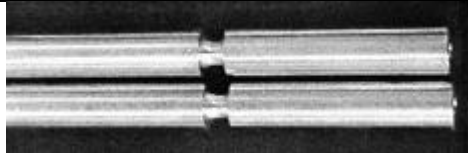



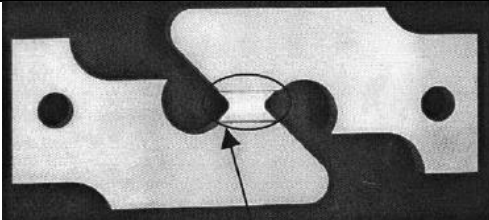
В даному розділі представлено перевірка працездатності розробленого критерія граничного стану металевих конструкційних матеріалів з врахуванням пошкоджуваності за величиною інтенсивності деформації, порівнюючи прогнозовані результати з результатами отриманих з експериментів. Проведено чисельне моделювання процесів деформування зразків, відповідно до проведених експериментальних досліджень. Представлено поля розподілу інтенсивності напруження, та параметрів виду напруженого стану для кожного експерименту з врахуванням кінетики накопичення пошкоджуваності. Побудовані графіки залежності параметрів виду напруженого стану від величини напруження в небезпечній точці. На прикладі сплава типу 2024-T351 побудовано поверхню граничного стану в залежності від виду напруженого стану.


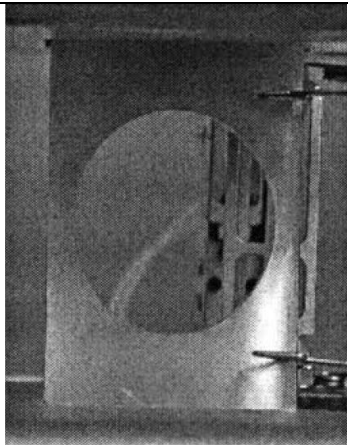
4.1 Чисельне моделювання полів розподілу напружень та параметрів виду напруженого стану з врахуванням пошкодження

Для перевірки критерія (3.29) до прогнозування граничного стану металевих конструкційних матеріалів при різних видах напруженого стану, були використані експериментальні результати для сплаву типу 2024-T351, що наведені в роботі [114]. Тому згідно з цими експериментальними даними, були проведені чисельні розрахунки полів розподілу інтенсивності напруження та параметрів виду напруженого стану для відповідних зразків, що наведені в таблиці 4.1.

Таблиця 4.1

Зразки представлених в роботі [114] для визначення критичного значення інтенсивності деформації при різних видах напруженого стану.

Зразок типу	Вид навантаження	Вигляд зразків згідно з [114]
№1	Розтяг	
№2	Розтяг	
№3	Розтяг	
№4	Розтяг	
№5	Стиск	
№6	Стиск	
№7	Розтяг	

№8	Розтяг	
№9	Розтяг	

Відповідно до зразків, що наведені в таблиці 4.1, проведено чисельні розрахунки в умовах пружно-пластичного деформування, що в свою чергу проводилось з використанням, як умовної, так й ефективної діаграми деформування, що дозволяє врахувати кінетику накопичення пошкоджуваності для сплаву типу 2024-T351 та в подальшому дає змогу порівняти вплив пошкоджуваності на параметри виду напруженого стану. Крива деформації у загальному випадку при чисельних моделюванні, закладається у вигляді масивів оброблених експериментальних даних. Таким чином при чисельному моделюванні з використанням чисельного пакету Ansys Workbench було враховані деякі особливості розрахунків, що дозволило проводити розрахунки більш ефективно.

При використанні повної кривої деформування, точки, що утворюються масивами даних з'єднуються прямими. З цього випливає, що чим більше використано експериментальних точок, тим менше виникають погрішності в розрахунках, але занадто великий масив даних приводить до більш довгих розрахунків та збільшує частоту накопичення помилок. Тому, для зменшення кількості помилок, ділянку зміцнення матеріалу було представлено у вигляді:

$$\sigma_i = A \varepsilon_i^B \quad (4.1)$$

де A , B - параметри матеріалу.

В результаті, було змодельовано процес пружно-пластичного деформування зразків. Навантаження відбувалось за рахунок прикладання переміщення в місцях максимально реального контакту поверхні зразка з захватами. Процес деформування був розділений на 100 підшагів, що в результаті дало змогу отримати необхідні дані в процесі моделювання пружно-пластичного процесу деформування в кожному із підшагів.

Для зразку типу №1 розрахунки були проведені на моделі згідно рис. 4.1. з представленою скінченою елементною сіткою.

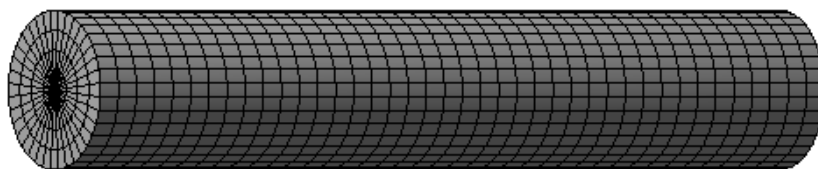


Рис. 4.1. Скінчено елементна сітка для моделювання пружно-пластичного деформування зразків типу №1

Отримані результати розподілу інтенсивності напруження з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №1 представлено на рис. 4.2..

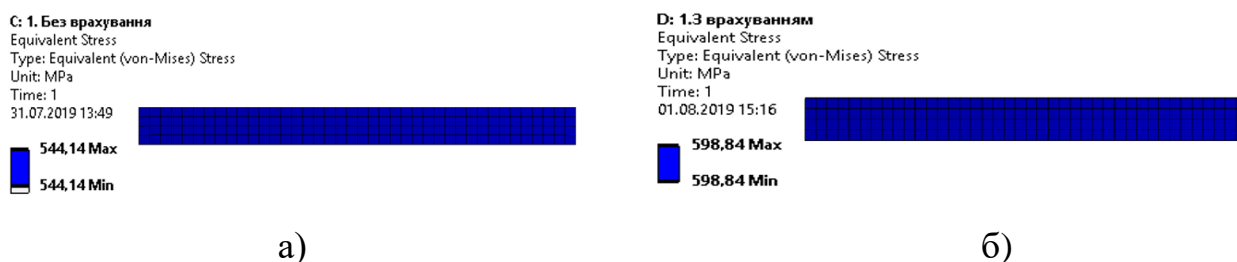


Рис. 4.2. Розподіл інтенсивності напруження при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №1: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

Отримані результати розподілу параметра жорсткості виду напруженого стану з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №1 представлено на рис. 4.3..

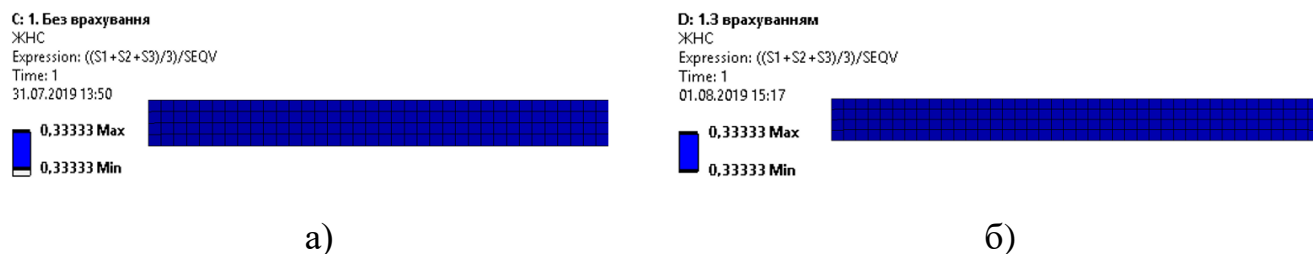


Рис. 4.3. Розподіл параметра жорсткості виду напруженого стану при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №1: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

Отримані результати розподілу параметра Надай-Лоде з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №1 представлено на рис . 4.4..

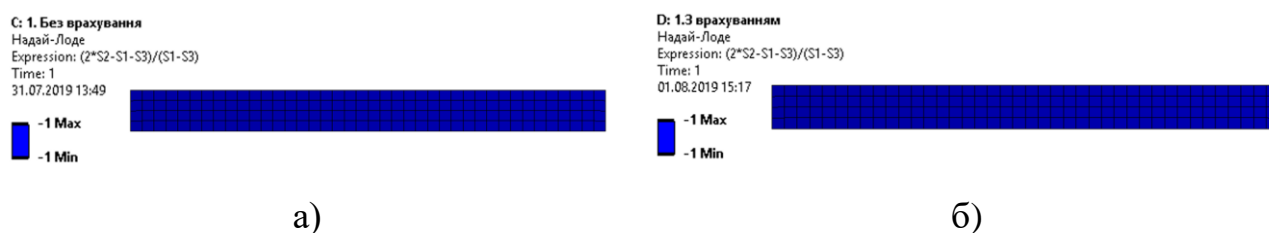


Рис. 4.4. Розподіл параметра Надай-Лоде при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №1: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

За результатами представлених на рис. 4.1.-4.4. напружений стан – є рівномірно розподіленим, тому усі точки тіла – однаково небезпечні, а параметри виду напруженого стану відповідають умові при розтязі.

Для зразку типу №2 розрахунки були проведені на моделі згідно рис. 4.5. з представленою скінченого елементною сіткою.

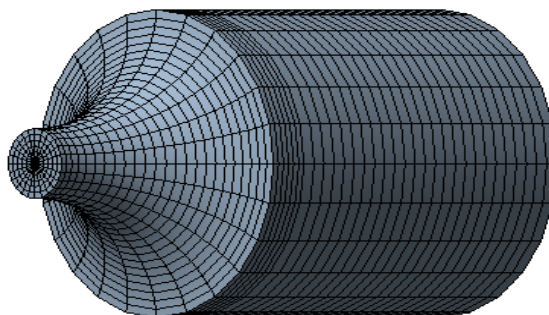


Рис. 4.5. Скінчено елементна сітка для моделювання пружно-пластичного деформування зразків типу №2

Отримані результати розподілу інтенсивності напруження з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №2 представлено на рис. 4.6..

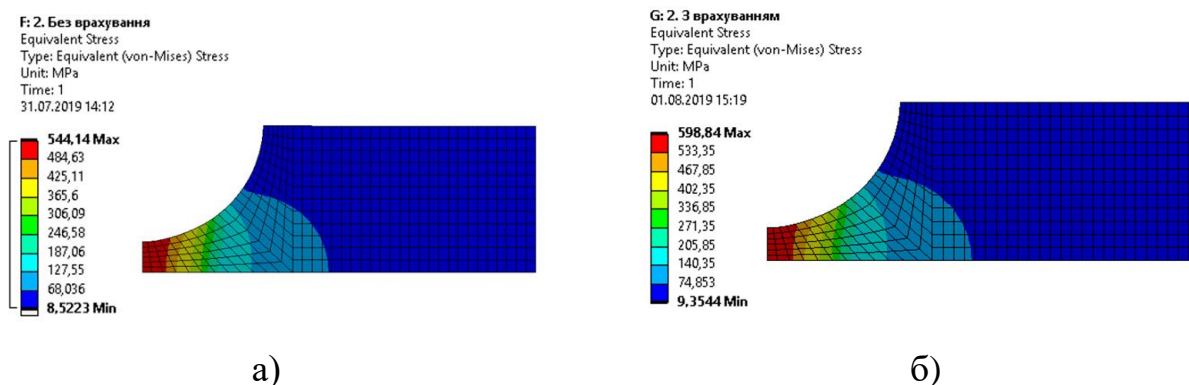


Рис. 4.6. Розподіл інтенсивності напруження при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №2: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

Отримані результати розподілу параметра жорсткості виду напруженого стану з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №2 представлено на рис. 4.7..

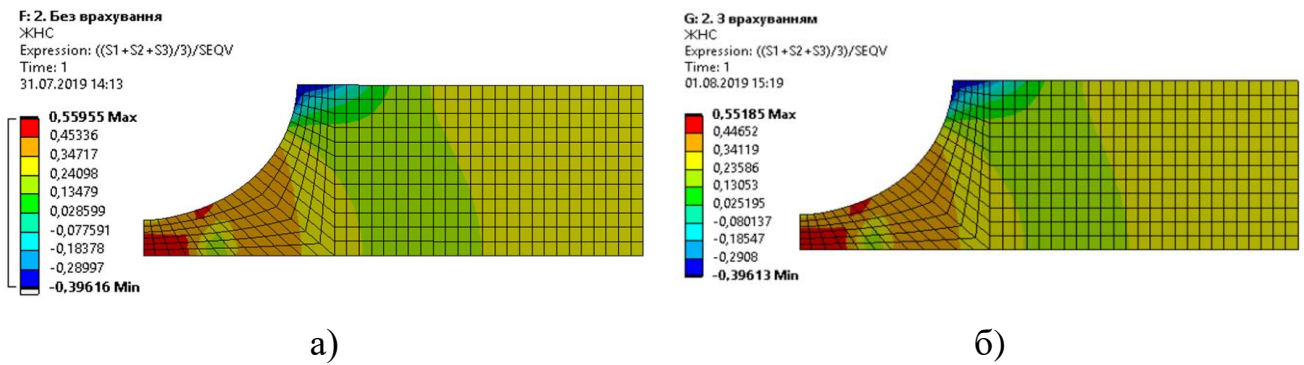


Рис. 4.7. Розподіл параметра жорсткості виду напруженого стану при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №2: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

Отримані результати полів розподілу параметра Надаї-Лоде з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №2 представлено на рис. 4.8..

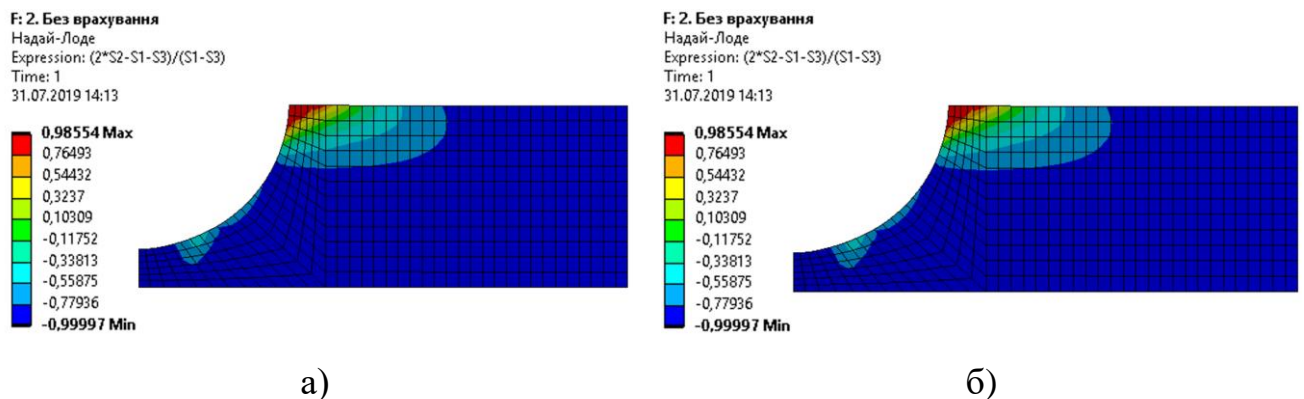


Рис. 4.8. Розподіл параметра Надаї-Лоде при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №2: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

З результатів представлених на рис. 4.6.-4.8. за рахунок змін геометрії зразка, виникає концентратор напруження. Згідно параметра Надаї-Лоде, вид напруженого стану наближений до чистого розтягу. Параметр жорсткості виду напруженого стану показує вид напруженого стану, що відповідає комбінації механізмів руйнування в небезпечній точці.

Для зразку типу №3 розрахунки були проведені на моделі згідно рис. 4.9. з представленою скінченою елементною сіткою.

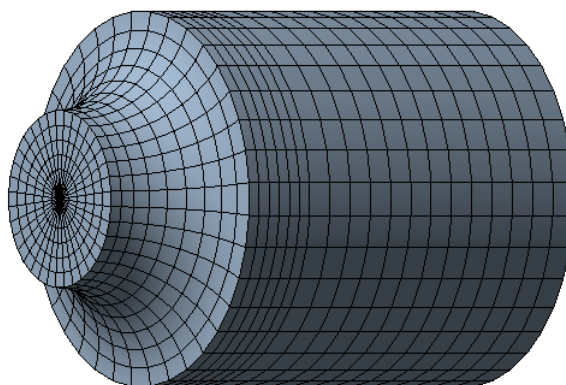


Рис. 4.9. Скінчено елементна сітка для моделювання пружно-пластичного деформування зразків типу №3

Отримані результати полів розподілу інтенсивності напруження з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №3 представлено на рис. 4.10..

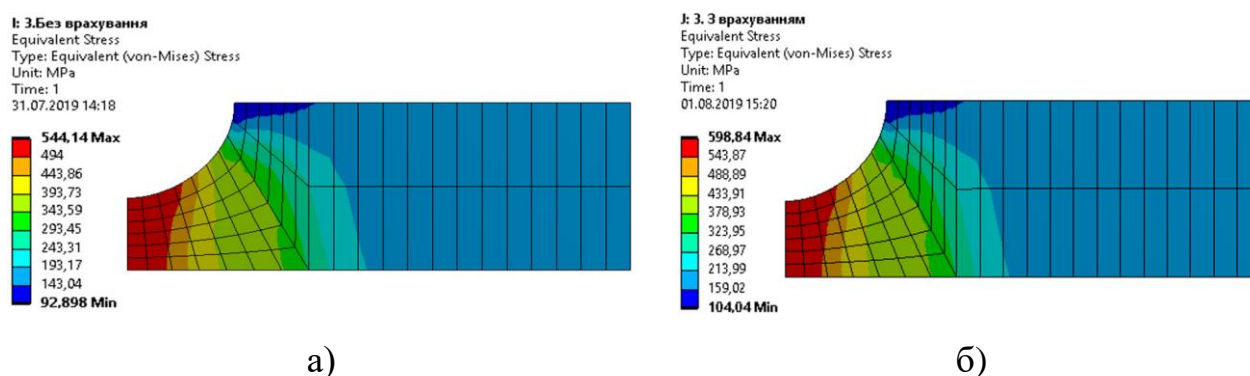


Рис. 4.10. Розподіл інтенсивності напруження при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №3: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

Отримані результати полів розподілу параметра жорсткості виду напруженого стану з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №3 представлено на рис. 4.11.

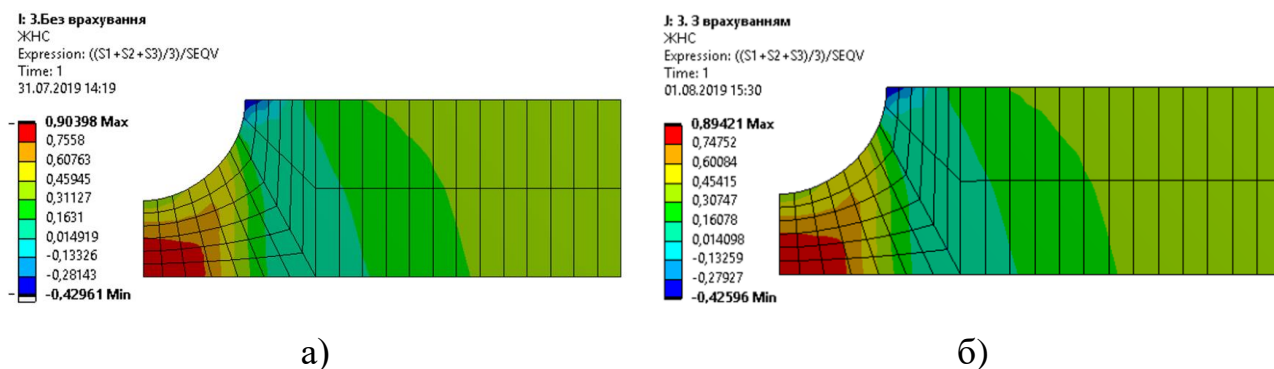


Рис. 4.11. Розподіл параметра жорсткості виду напруженого стану при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №3: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

Отримані результати полів розподілу параметра Надаї-Лоде з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №3 представлено на рис. 4.12..

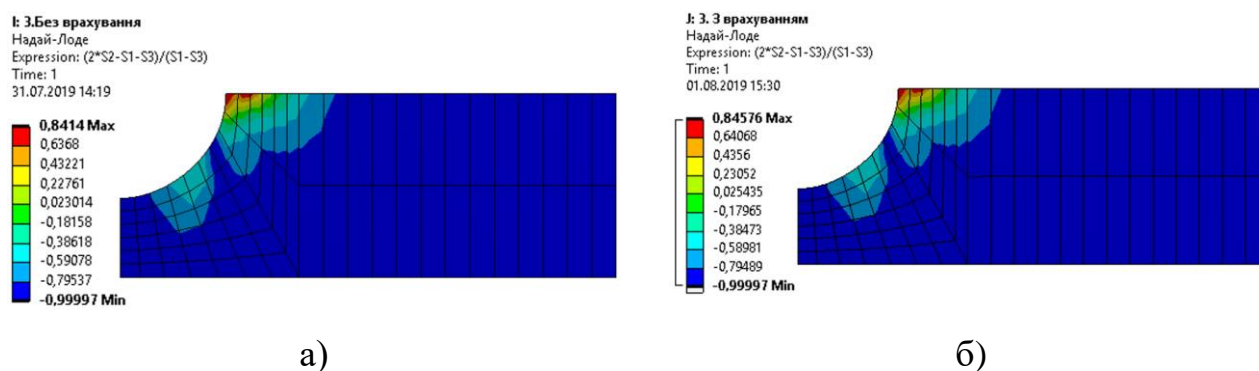


Рис. 4.12. Розподіл параметра Надаї-Лоде при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №3: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

З результатів представлених на рис. 4.10.-4.12. за рахунок змін геометрії зразка, виникає концентратор напруження. Згідно параметра Надаї-Лоде, вид напруженого стану наближений до чистого розтягу. Параметр жорсткості виду напруженого стану показує вид напруженого стану, що відповідає комбінації механізмів руйнування в небезпечній точці.

Для зразку типу №4 розрахунки були проведені на моделі згідно рис. 4.13. з представленою скінченою елементною сіткою.

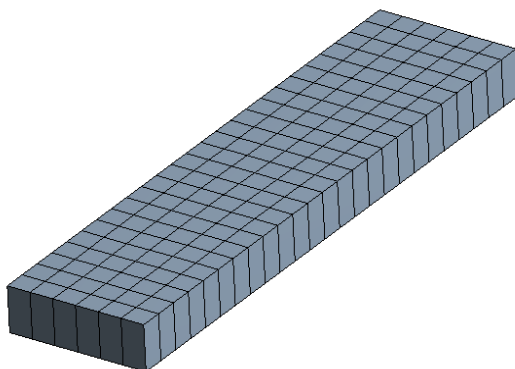


Рис. 4.13. Скінчено елементна сітка для моделювання пружно-пластичного деформування зразків типу №4

Отримані результати полів розподілу інтенсивності напруження з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №4 представлено на рис. 4.14..

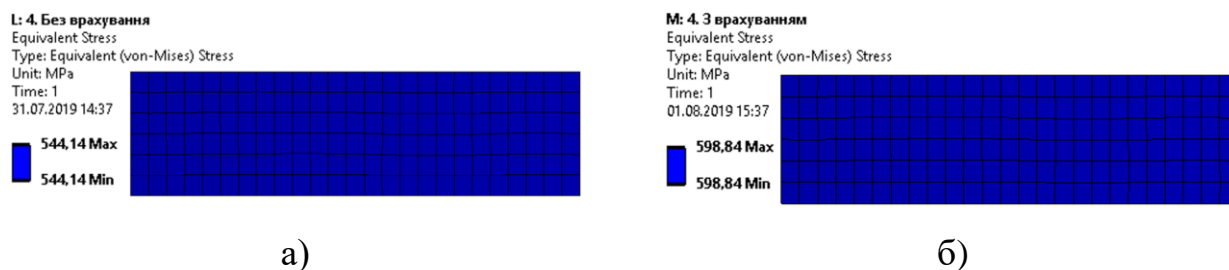


Рис. 4.14. Розподіл інтенсивності напруження при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №4: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

Отримані результати полів розподілу параметра жорсткості виду напруженого стану з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №4 представлено на рис. 4.15..

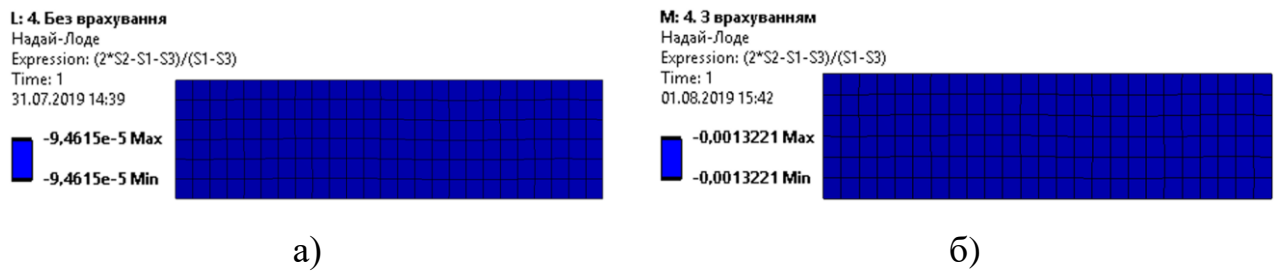


Рис. 4.15. Розподіл параметра жорсткості виду напруженого стану при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №4: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

Отримані результати полів розподілу параметра Надаї-Лоде з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №4 представлено на рис. 4.16..

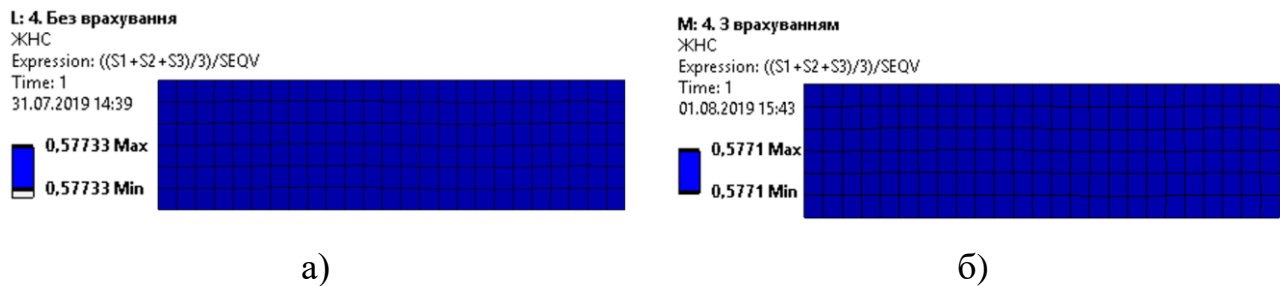


Рис. 4.16. Розподіл параметра Надаї-Лоде при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №4: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

З результатів представлених на рис. 4.14.-4.16. напружений стан – є рівномірно розподіленим, тому усі точки тіла – однаково небезпечні. Згідно параметра Надаї-Лоде та параметра жорсткості виду напруженого стану руйнування буде відбуватися за рахунок двох механізмів руйнування, це викликано товщиною пластини, що відповідає випадку плоского деформованого стану.

Для зразку типу №5 розрахунки були проведені на моделі згідно рис. 4.17. з представленою скінченою елементною сіткою.

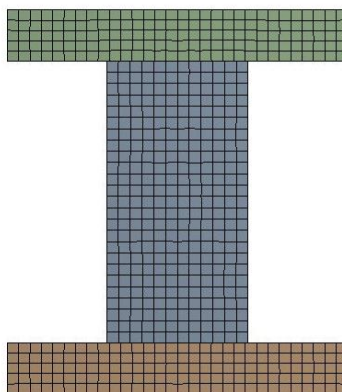


Рис. 4.17. Скінчено елементна сітка для моделювання пружно-пластичного деформування зразків типу №5

Виходячи з результатів дослідження представлених в роботі [114, 115], в якому показано необхідність врахування коефіцієнта тертя при випробуванні на стиск між зразком та захватами. Було досліджено розподіли різних параметрів з врахуванням коефіцієнта тертя, без врахування коефіцієнта тертя та застосування жорсткого защемлення в місцях контакту, що імітує нескінчену величину коефіцієнта тертя.

Отримані результати полів розподілу інтенсивності напруження з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №5 представлено на рис. 4.18., без врахування коефіцієнта тертя.

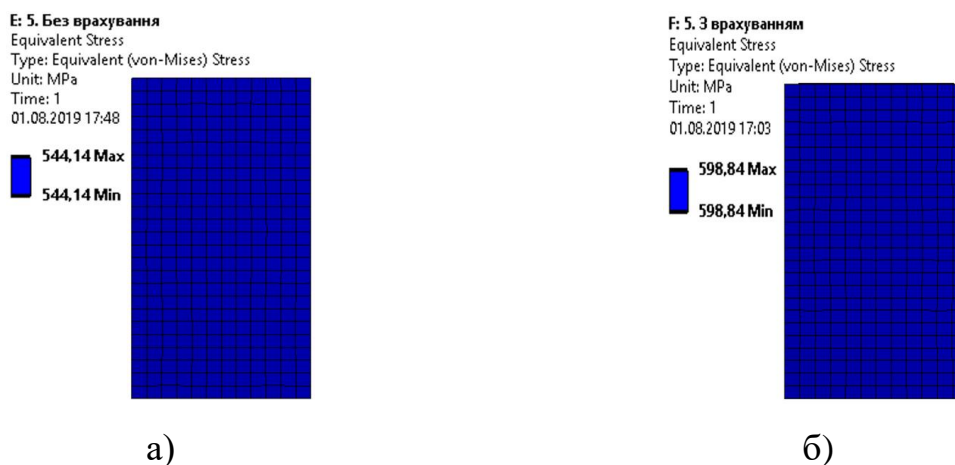


Рис. 4.18. Розподіл інтенсивності напруження при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №5 при $K=0$: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

Отримані результати полів розподілу параметра жорсткості виду напруженого стану з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №5 представлено на рис. 4.19., без врахування коефіцієнта тертя.

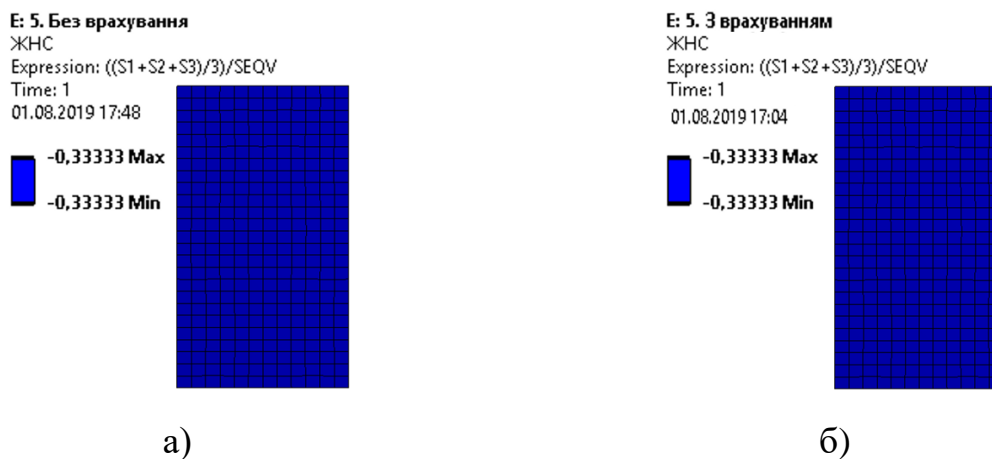


Рис. 4.19. Розподіл параметра жорсткості виду напруженого стану при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №5 при $K=0$: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

Отримані результати полів розподілу параметра Надаї-Лоде з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №5 представлено на рис. 4.20., без врахування коефіцієнта тертя.

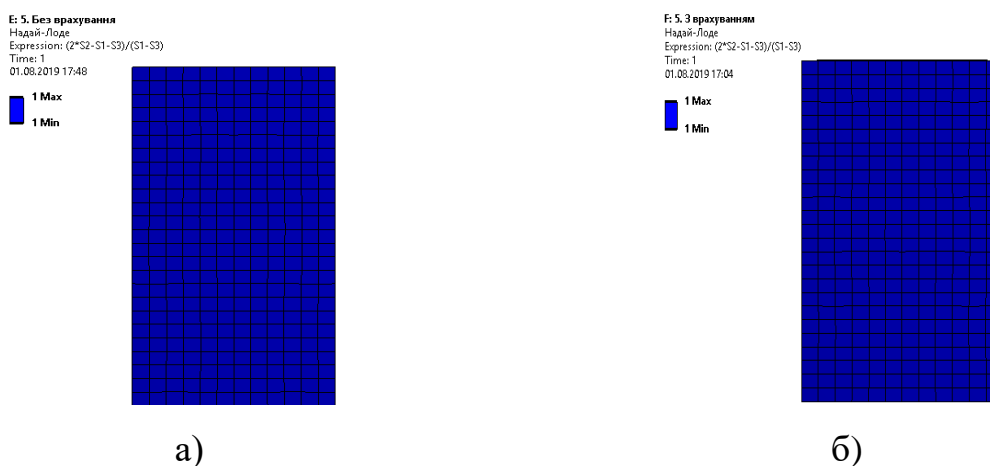


Рис. 4.20. Розподіл параметра Надаї-Лоде при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №5 при $K=0$: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

Отримані результати полів розподілу інтенсивності напруження з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №4 представлено на рис. 4.21., з врахування коефіцієнта тертя.

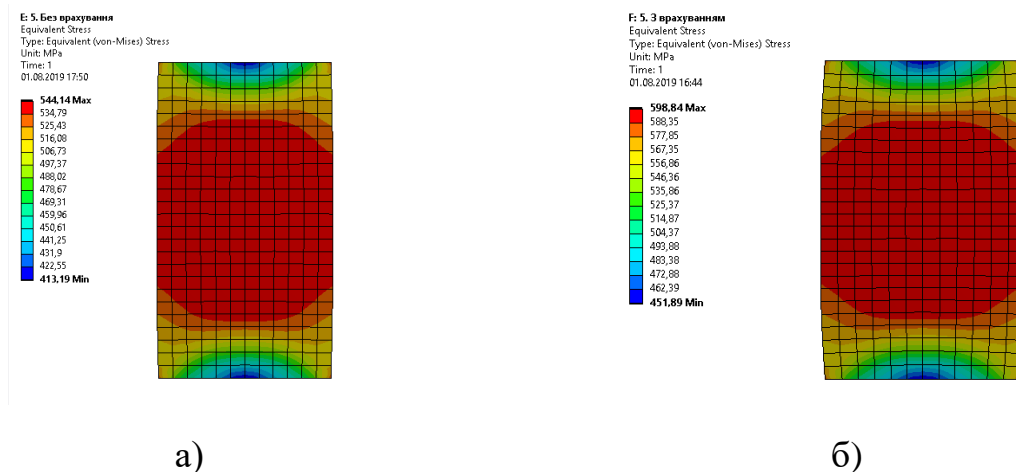


Рис. 4.21. Розподіл інтенсивності напруження при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №5 при $K=15$: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

Отримані результати розподілу параметра жорсткості виду напруженого стану з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №5 представлено на рис. 4.22., з врахування коефіцієнта тертя.

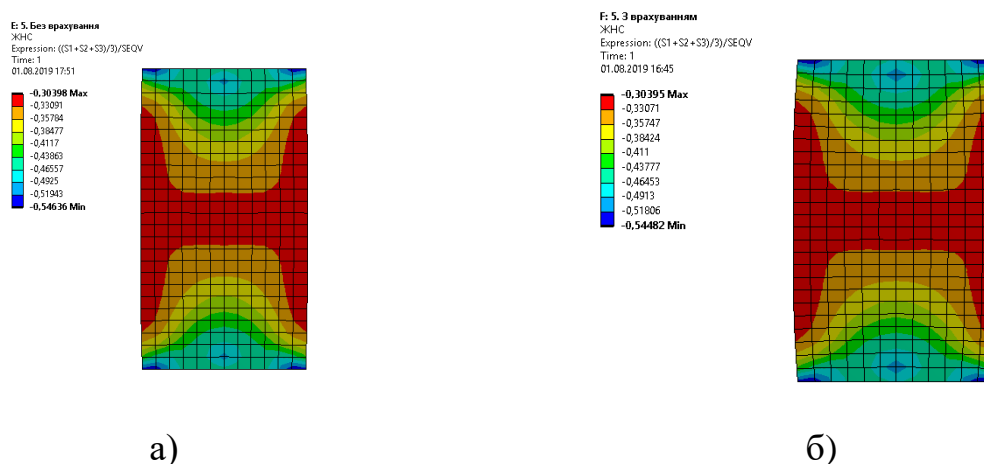


Рис. 4.22. Розподіл параметра жорсткості виду напруженого стану при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №5 при $K=15$: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

Отримані результати розподілу параметра Надаї-Лоде з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №5 представлено на рис. 4.23., з врахування коефіцієнта тертя.

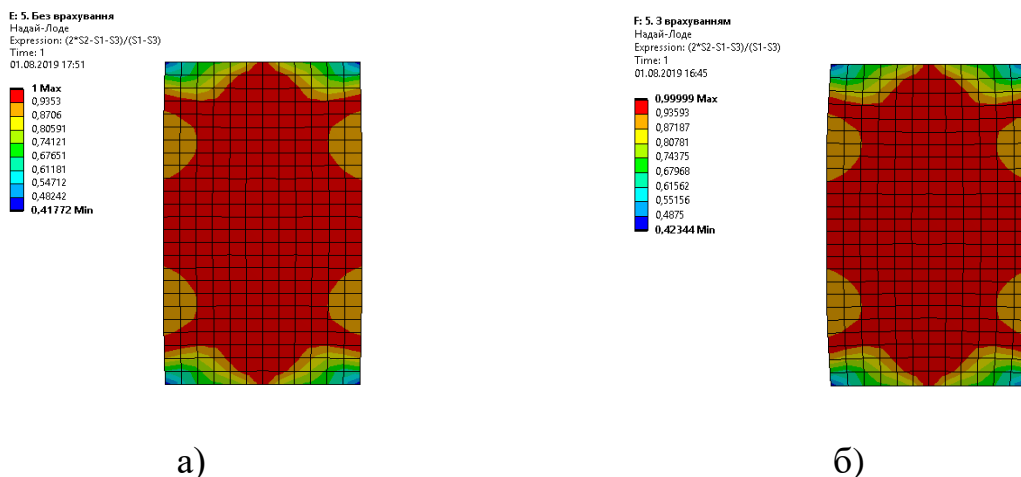


Рис. 4.23. Розподіл параметра Надаї-Лоде при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №5 при $K=15$: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

Отримані результати розподілу інтенсивності напруження з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №5 представлено на рис. 4.24., з жорстким зацмленням.

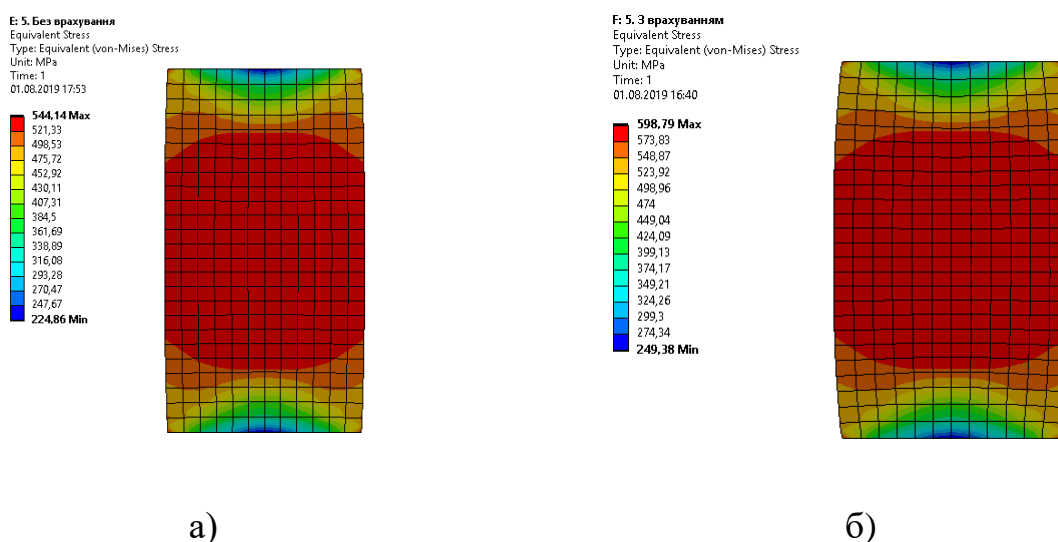


Рис. 4.24. Розподіл інтенсивності напруження при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №5 при $K=\infty$: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

Отримані результати розподілу параметра жорсткості виду напруженого стану з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №5 представлено на рис. 4.25., з жорстким защемленням.

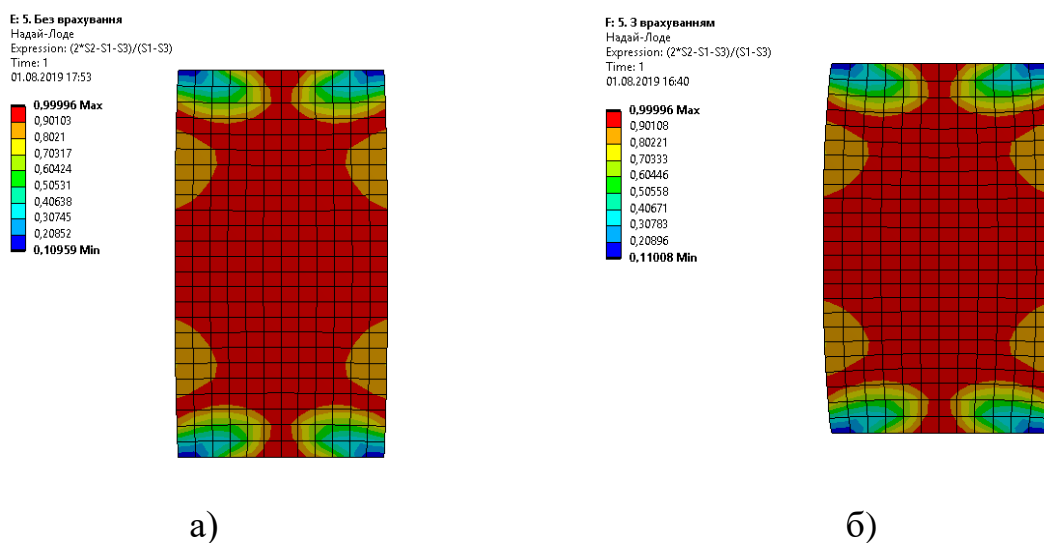


Рис. 4.25. Розподіл параметра жорсткості виду напруженого стану при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №5 при $K=\infty$: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

Отримані результати розподілу параметра Надай-Лоде з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №5 представлено на рис. 4.26., з жорстким защемленням.

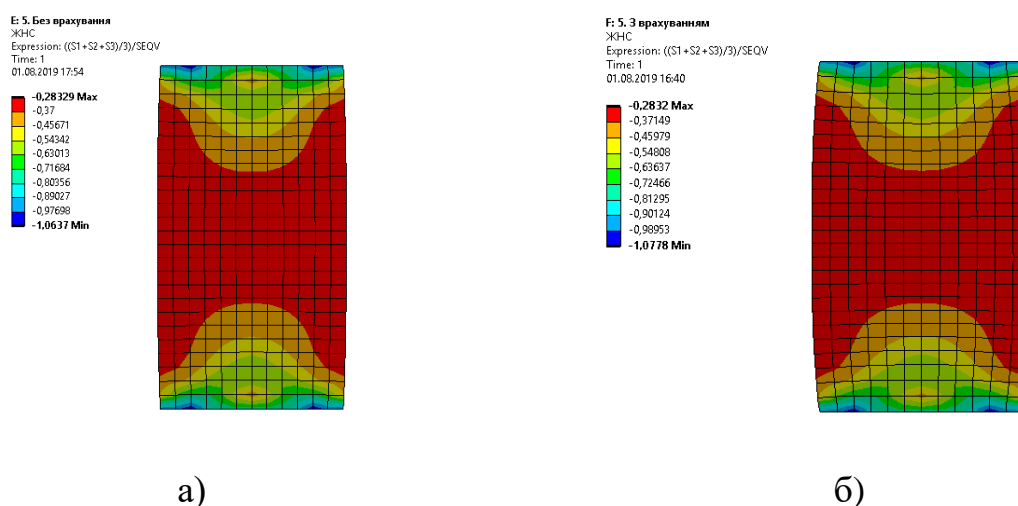


Рис. 4.26. Розподіл параметра Надай-Лоде при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №5 при $K=\infty$: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

З результатів представлених на рис. 4.17.-4.26. показано, що для отримання більш точних результатів полів розподілу напруження необхідно враховувати коефіцієнт тертя. Згідно параметра Надаї-Лоде та параметра жорсткості виду напруженого стану, в випадку врахування тертя в небезпечній точці напружений стан наближений до умов чистого стискання.

Для зразку типу №6 розрахунки були проведені на моделі згідно з рис. 4.27. з представленою скінченою елементною сіткою.

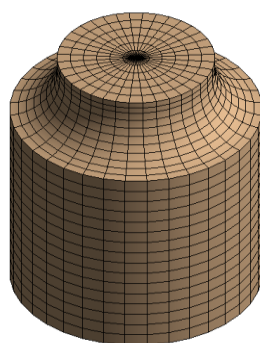


Рис. 4.27. Скінчено елементна сітка для моделювання пружно-пластичного деформування зразків типу №6

Отримані результати розподілу інтенсивності напруження з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №6 представлено на рис. 4.28..

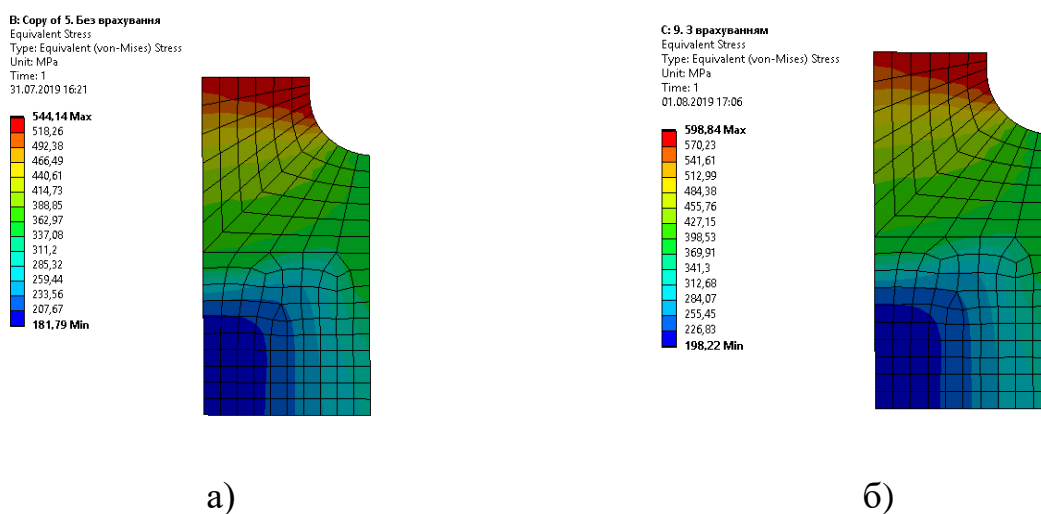


Рис. 4.28. Розподіл інтенсивності напруження при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №6: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

Отримані результати розподілу параметра жорсткості виду напруженого стану з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №6 представлено на рис. 4.29..

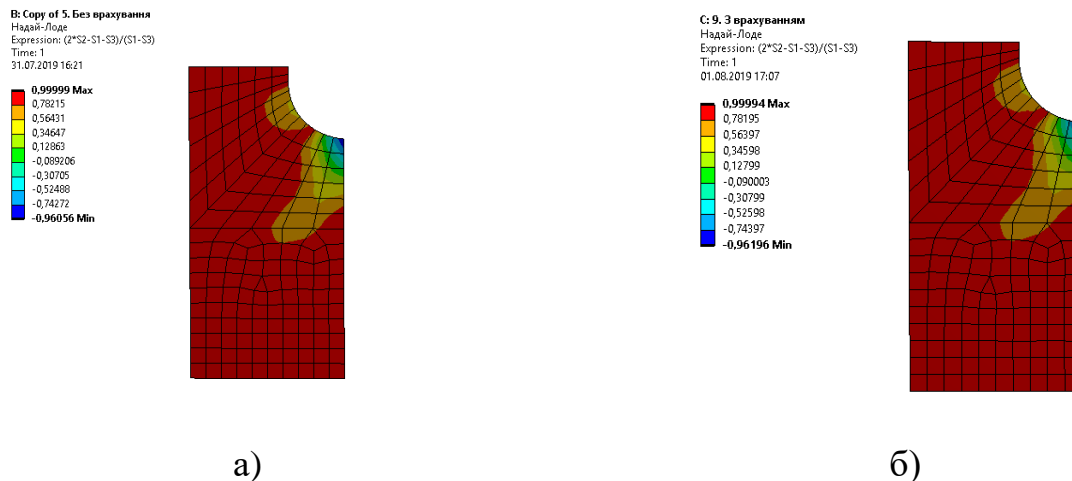


Рис. 4.29. Розподіл параметра жорсткості виду напруженого стану при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №6: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

Отримані результати розподілу параметра Надаї-Лоде з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №6 представлено на рис . 4.30..

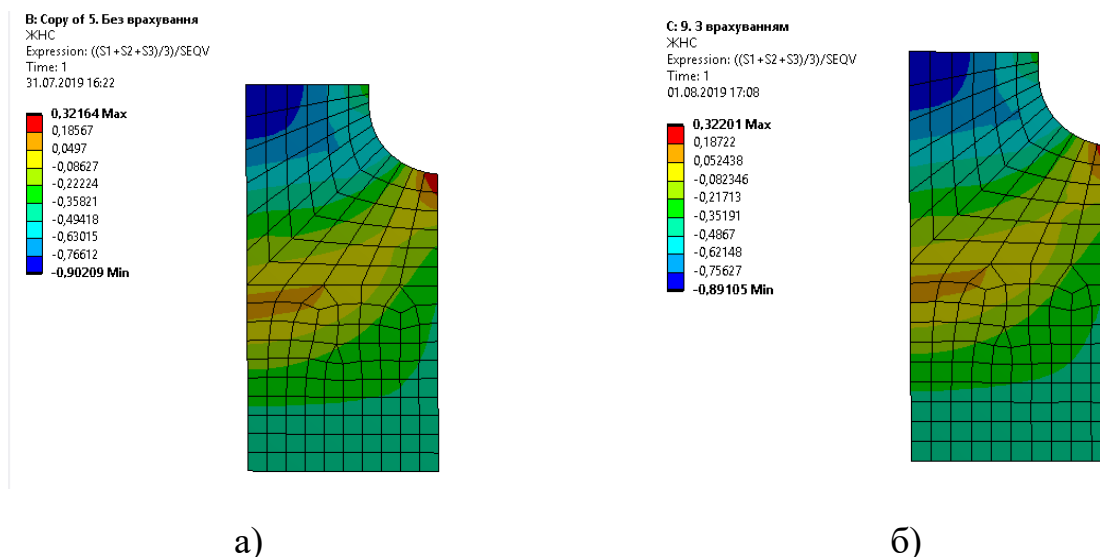


Рис. 4.30. Розподіл параметра Надаї-Лоде при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №6: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

З результатів представлених на рис. 4.28.-4.30. за рахунок змін геометрії зразка, виникає концентратор напруження. Згідно параметра Надаї-Лоде та параметр жорсткості виду напруженого стану в небезпечній точці, вид напруженого стану відповідає накопичення руйнування за рахунок двох механізмів руйнування.

Для зразку типу №7 розрахунки були проведені на моделі згідно з рис. 4.31. з представленою скінченою елементною сіткою.

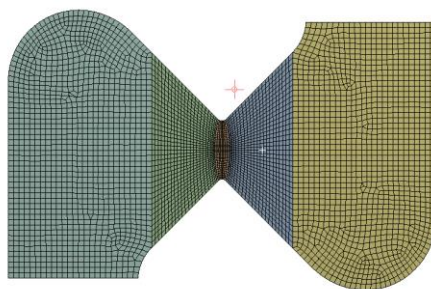


Рис. 4.31. Скінчено елементна сітка для моделювання пружно-пластичного деформування зразків типу №7

Отримані результати розподілу інтенсивності напруження з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №7 представлено на рис. 4.32..

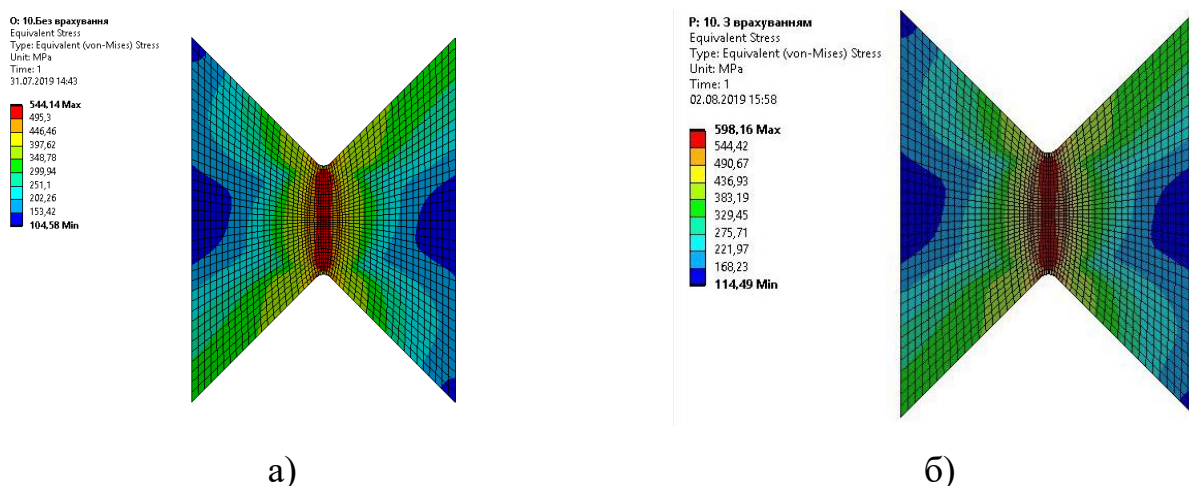


Рис. 4.32. Розподіл інтенсивності напруження при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №7=0: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

Отримані результати розподілу параметра жорсткості виду напруженого стану з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №7 представлено на рис. 4.33.

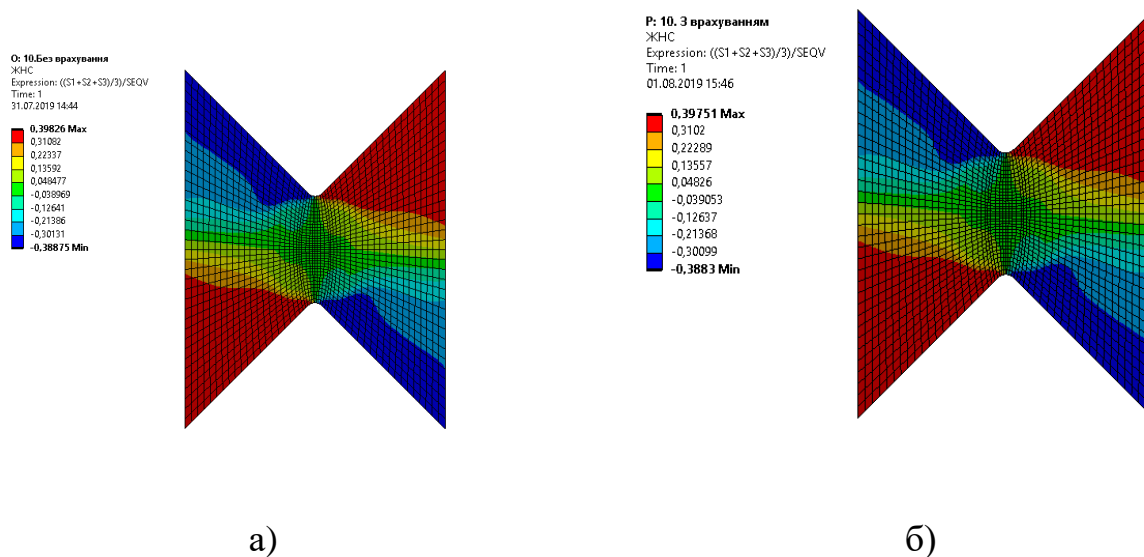


Рис. 4.33. Розподіл параметра жорсткості виду напруженого стану при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №7 при $K=0$: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

Отримані результати розподілу параметра Надаї-Лоде з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №7 представлено на рис . 4.34.

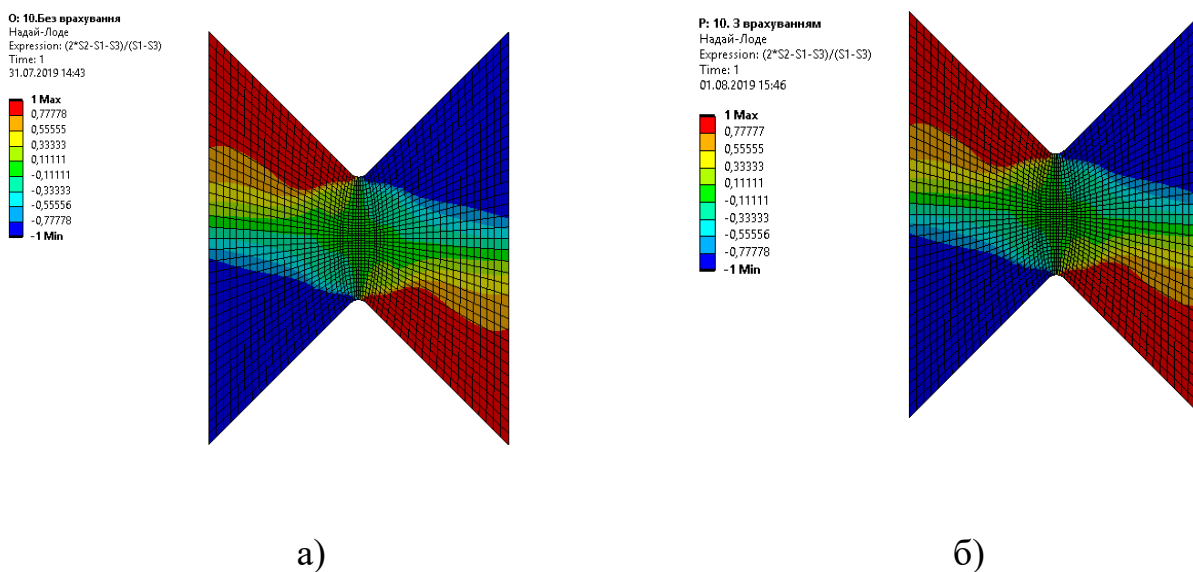


Рис. 4.34. Розподіл параметра Надаї-Лоде при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №7: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

З результатів представлених на рис. 4.32.-4.34. за рахунок спеціальної геометрії зразка виникає напружений стан, що відповідає умові наближене до умові чистого зсуву, що також підтверджується значеннями параметрів виду напруженого стану.

Для зразку типу №8 розрахунки були проведені на моделі згідно з рис. 4.35. з представленою скінченною елементною сіткою.

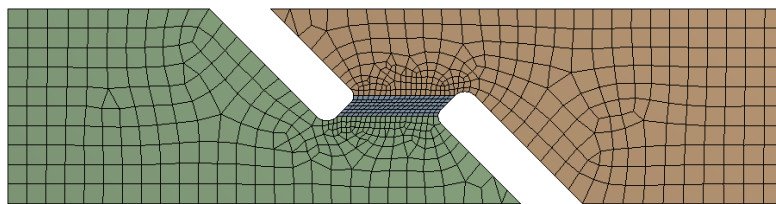


Рис. 4.35. Скінченна елементна сітка для моделювання пружно-пластичного деформування зразків типу №8

Отримані результати розподілу інтенсивності напруження з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №8 представлено на рис. 4.36..

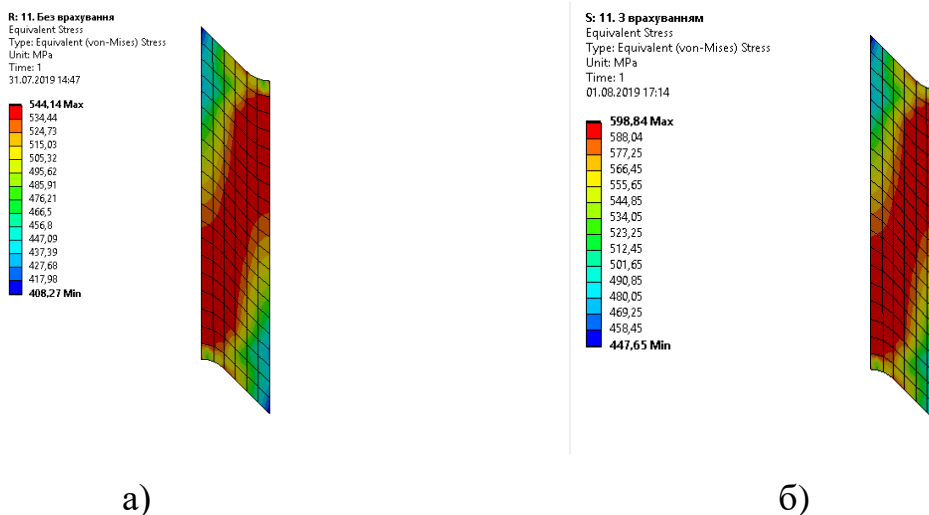


Рис. 4.36. Розподіл інтенсивності напруження при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №8: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

Отримані результати розподілу параметра жорсткості виду напруженого стану з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №8 представлено на рис. 4.37..

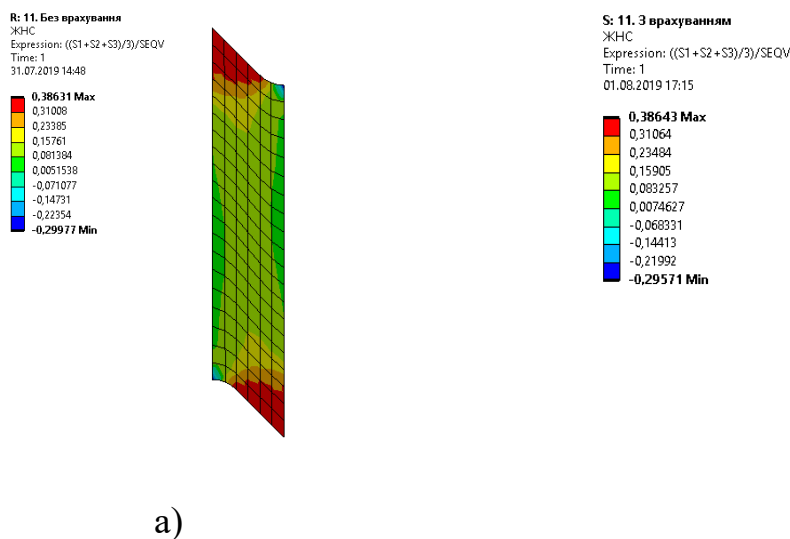


Рис. 4.37. Розподіл параметра жорсткості виду напруженого стану при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №8: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

Отримані результати розподілу параметра Надай-Лоде з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №8 представлено на рис . 4.38..

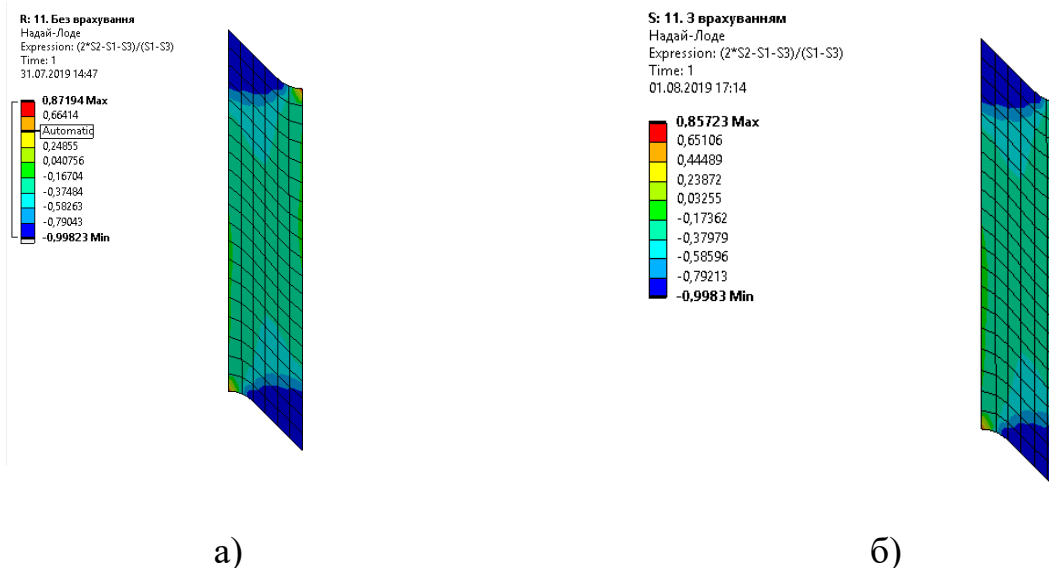


Рис. 4.38. Розподіл параметра Надай-Лоде при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №8: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

З результатів представлених на рис. 4.36.-4.38. за рахунок спеціальної геометрії зразка виникає напружений стан, що відповідає умові наближеного до умови пропорційного навантаження .

Для зразку типу №9 розрахунки були проведені на моделі згідно з рис. 4.39. з представленою скінченою елементною сіткою.

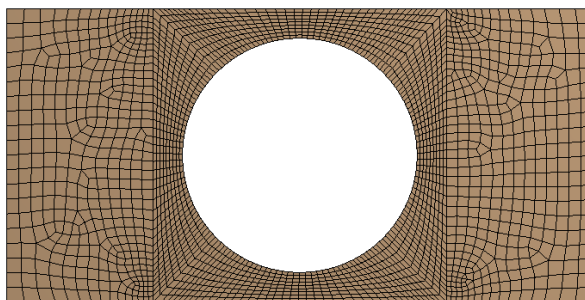


Рис. 4.39. Скінчено елементна сітка для моделювання пружно-пластичного деформування зразків типу №9

Отримані результати розподілу інтенсивності напруження з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №9 представлено на рис. 4.40..

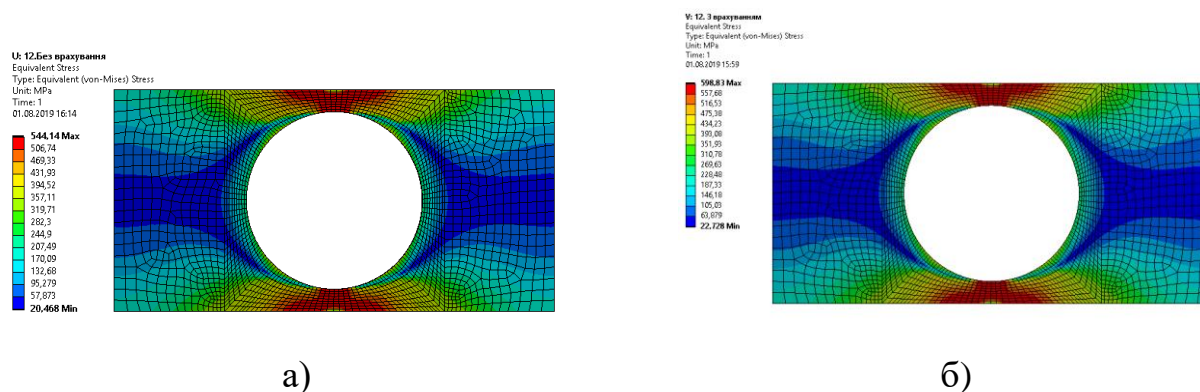


Рис. 4.40. Розподіл інтенсивності напруження при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №9: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

Отримані результати розподілу параметра жорсткості виду напруженого стану з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №9 представлено на рис. 4.41..

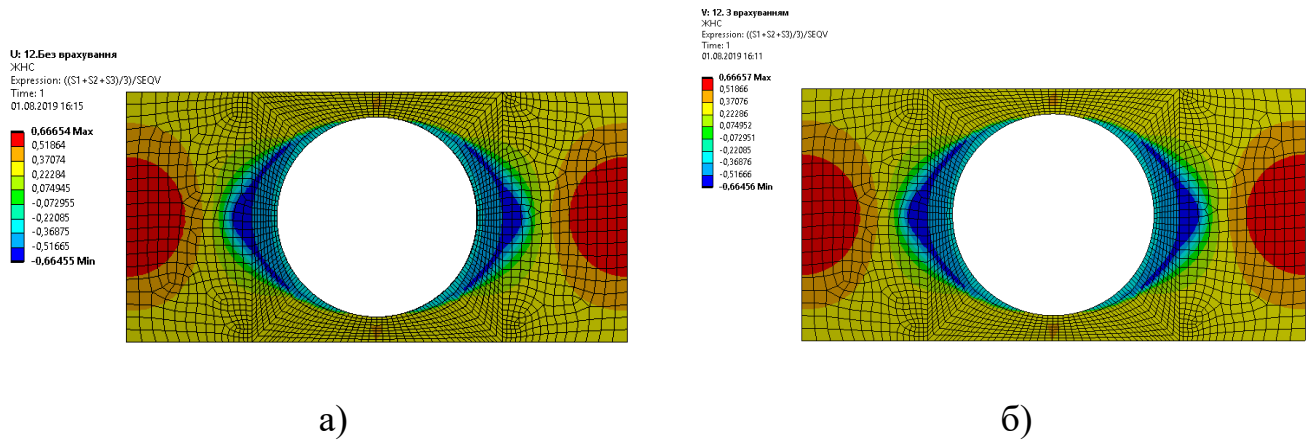


Рис. 4.41. Розподіл параметра жорсткості виду напруженого стану при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №9: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

Отримані результати розподілу параметра Надаї-Лоде з врахування та без врахування пошкоджуваності для зразків типу №9 представлено на рис. 4.42..

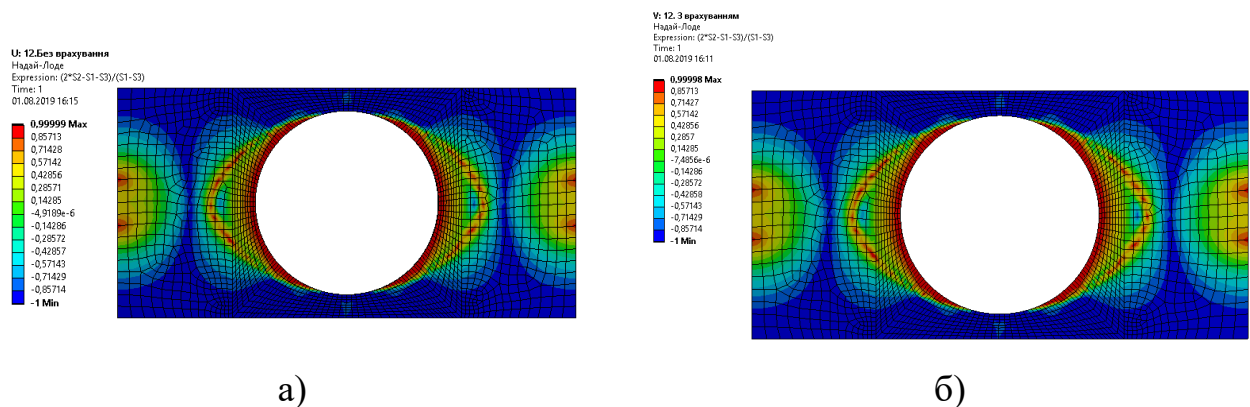


Рис. 4.42. Розподіл параметра Надаї-Лоде при пружно-пластичному деформуванні зразка типу №9: а) - без врахування пошкоджуваності, б) – з врахуванням пошкоджуваності

З результатів представлених на рис. 4.40.-4.42. за рахунок геометрії зразка, виникає концентратор напруження. Згідно параметра Надаї-Лоде та параметр жорсткості виду напруженого стану в небезпечній точці, вид напруженого стану відповідає накопичення руйнування за рахунок двох механізмів руйнування.

4.2 Уточнення параметрів виду напруженого стану з врахуванням пошкоджуваності

Виходячи з результатів чисельного розрахунку представлених в розділі 4.1, було отримано велику кількість елементів та вузлів, тому в подальшому результати зміни параметрів виду напруженого стану представлені для небезпечного перерізу, та небезпечної точки зразка при пружно-пластичному деформуванні.

На рис. 4.43. представлено порівняння зміни параметрів, що характеризують вид напруженого стану з врахування та без врахування пошкоджуваності в залежності від величини інтенсивності напруження в небезпечній точці для зразків типу №1.

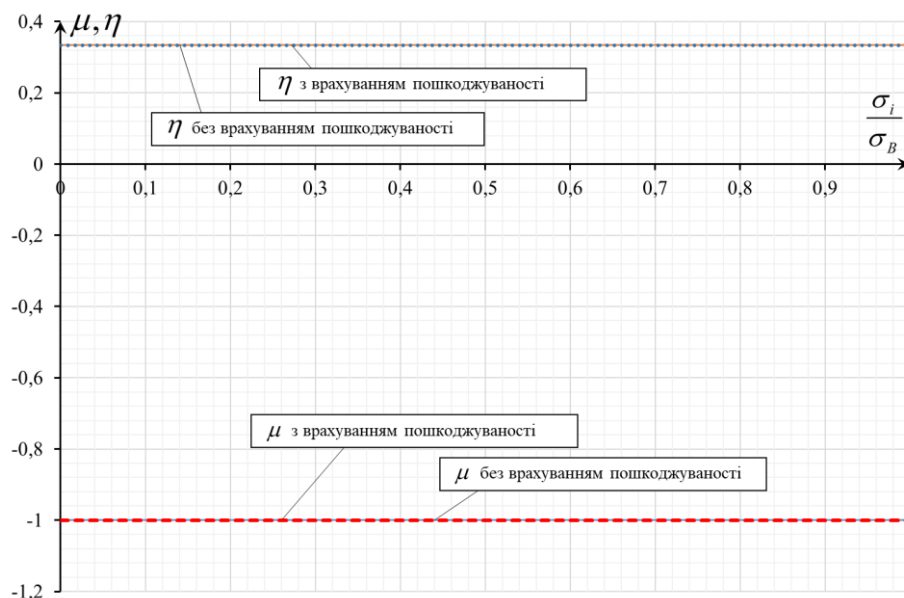


Рис. 4.43. Порівняння кінетики зміни параметрів виду напруженого стану з та без врахування пошкоджуваності при пружно-пластичних деформаціях в небезпечній точці для зразка №1

На рис. 4.44. представлено порівняння зміни параметрів, що характеризують вид напруженого стану з врахування та без врахування пошкоджуваності в залежності від величини інтенсивності напруження в небезпечній точці для зразків типу №2.

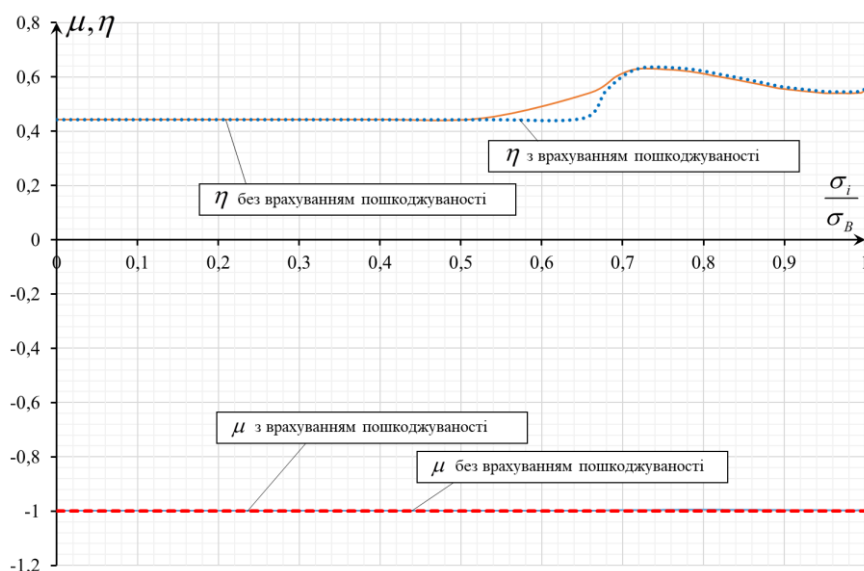


Рис. 4.44. Порівняння кінетики зміни параметрів виду напруженого стану з та без врахування пошкоджуваності при пружно-пластичних деформаціях в небезпечній точці для зразка №2

На рис. 4.45. представлено порівняння зміни параметрів, що характеризують вид напруженого стану з врахування та без врахування пошкоджуваності в залежності від величини інтенсивності напруження в небезпечній точці для зразків типу №2.

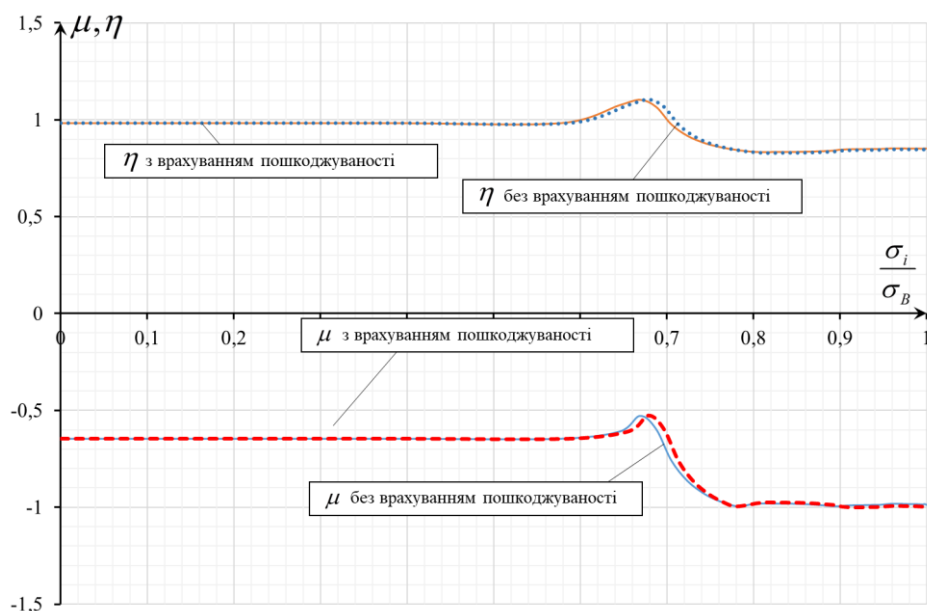


Рис. 4.45. Порівняння кінетики зміни параметрів виду напруженого стану з та без врахування пошкоджуваності при пружно-пластичних деформаціях в небезпечній точці для зразка типу №3

На рис. 4.46. представлено порівняння зміни параметрів, що характеризують вид напруженого стану з врахування та без врахування пошкоджуваності в залежності від величини інтенсивності напруження в небезпечній точці для зразків типу №4.

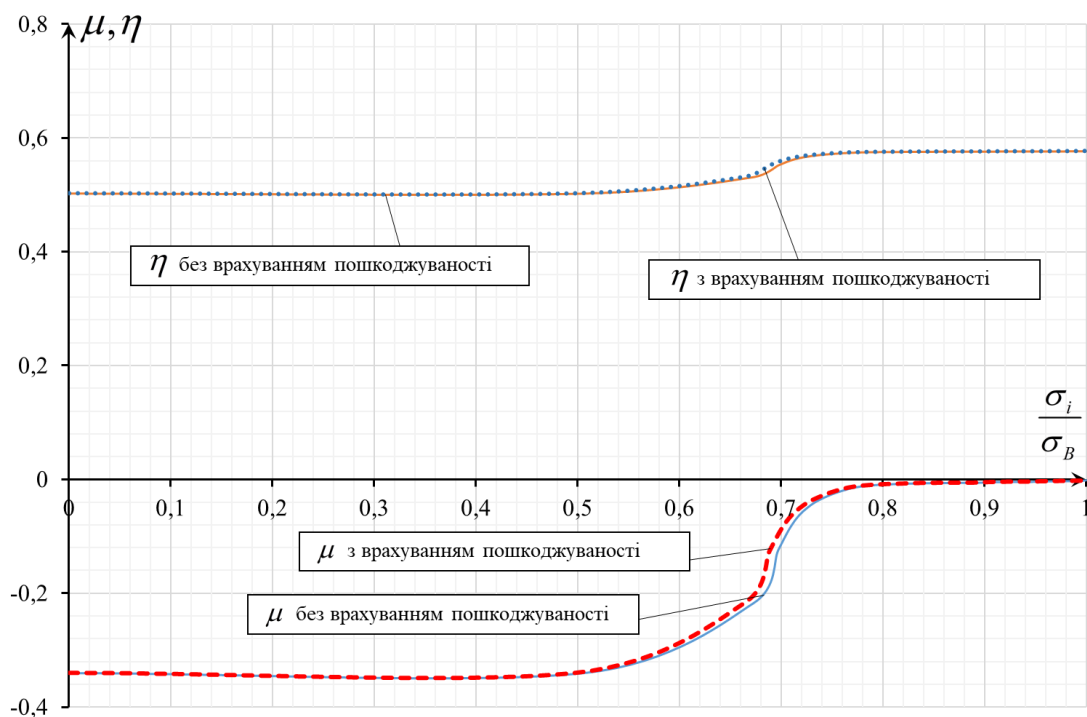


Рис. 4.46. Порівняння кінетики зміни параметрів виду напруженого стану з та без врахування пошкоджуваності при пружно-пластичних деформаціях в небезпечній точці для зразка типу №4

На рис. 4.47. представлено порівняння зміни параметру Надаї-Лоде з врахування та без врахування пошкоджуваності в залежності від величини інтенсивності напруження в небезпечній точці для зразків типу №5 в залежності від коефіцієнта тертя.

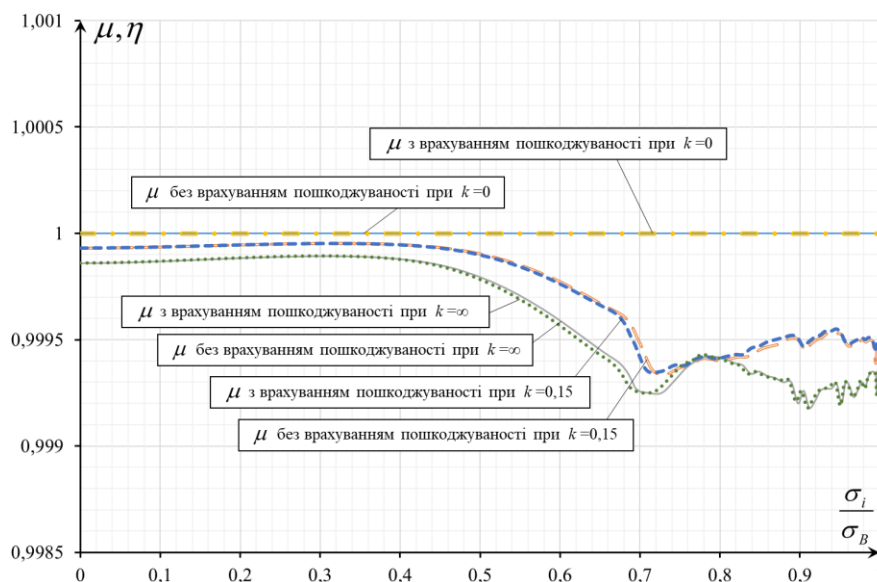


Рис. 4.47. Порівняння кінетики зміни параметру Надаї-Лоде стану з та без врахування пошкоджуваності при пружно-пластичних деформаціях в небезпечній точці для зразка типу №5

На рис. 4.48. представлено порівняння зміни параметру жорсткості виду напруженого стану з врахування та без врахування пошкоджуваності в залежності від величини інтенсивності напруження в небезпечній точці для зразків типу №5 в залежності від коефіцієнта тертя.

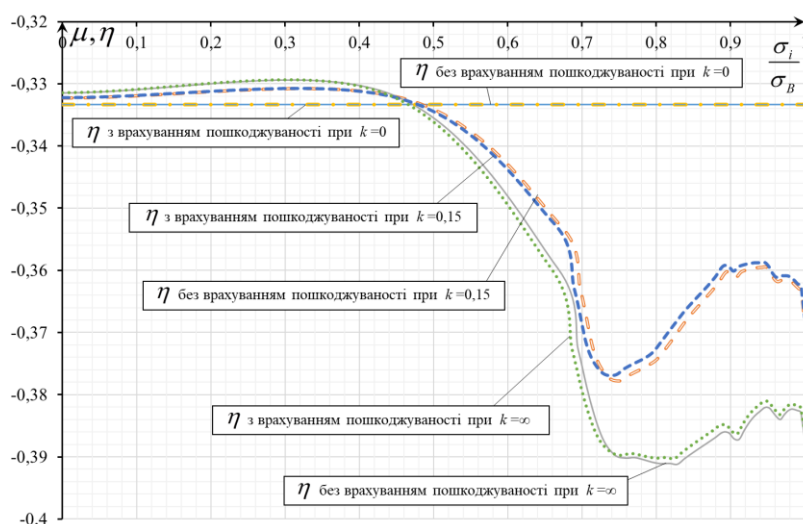


Рис. 4.48. Порівняння кінетики зміни параметрів виду напруженого стану з та без врахування пошкоджуваності при пружно-пластичних деформаціях в небезпечній точці для зразка типу №5 з врахуванням коефіцієнта тертя.

На рис. 4.49. представлено порівняння зміни параметрів, що характеризують вид напруженого стану з врахування та без врахування пошкоджуваності в залежності від величини інтенсивності напруження в небезпечній точці для зразків типу №6.

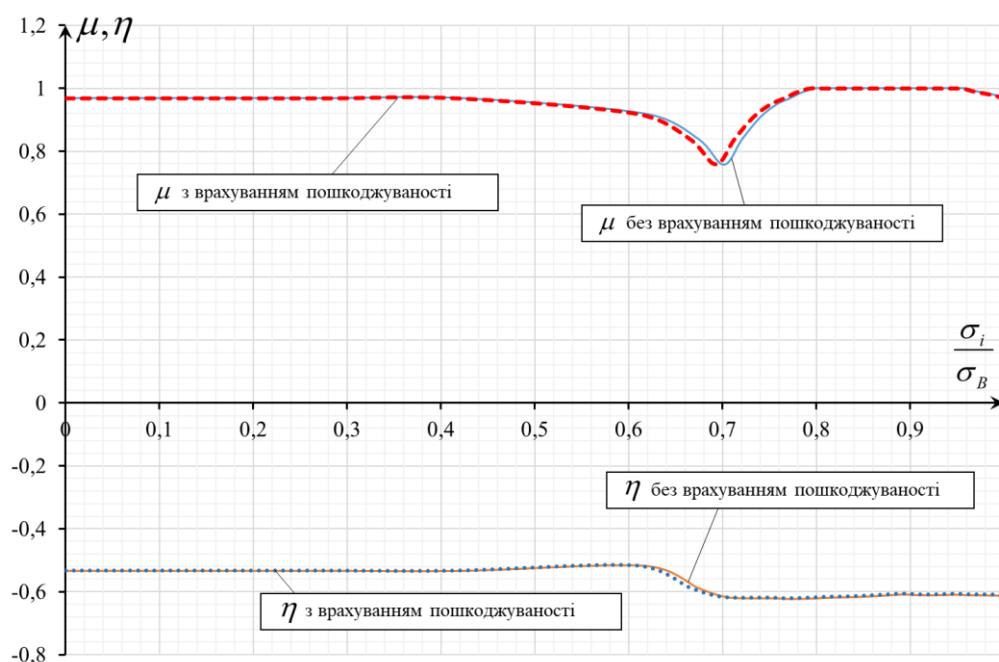


Рис. 4.49. Порівняння кінетики зміни параметрів виду напруженого стану з та без врахування пошкоджуваності при пружно-пластичних деформаціях в небезпечній точці для зразка типу №6

На рис. 4.50. представлено порівняння зміни параметрів, що характеризують вид напруженого стану з врахування та без врахування пошкоджуваності в залежності від величини інтенсивності напруження в небезпечній точці для зразків типу №7.

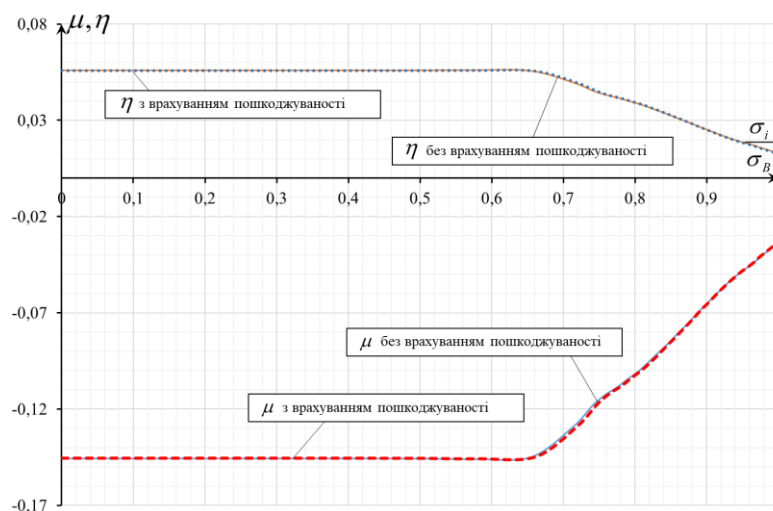


Рис. 4.50. Порівняння кінетики зміни параметрів виду напруженого стану з та без врахування пошкоджуваності при пружно-пластичних деформаціях в небезпечній точці для зразка типу №7

На рис. 4.51. представлено порівняння зміни параметрів, що характеризують вид напруженого стану з врахування та без врахування пошкоджуваності в залежності від величини інтенсивності напруження в небезпечній точці для зразків типу №8.

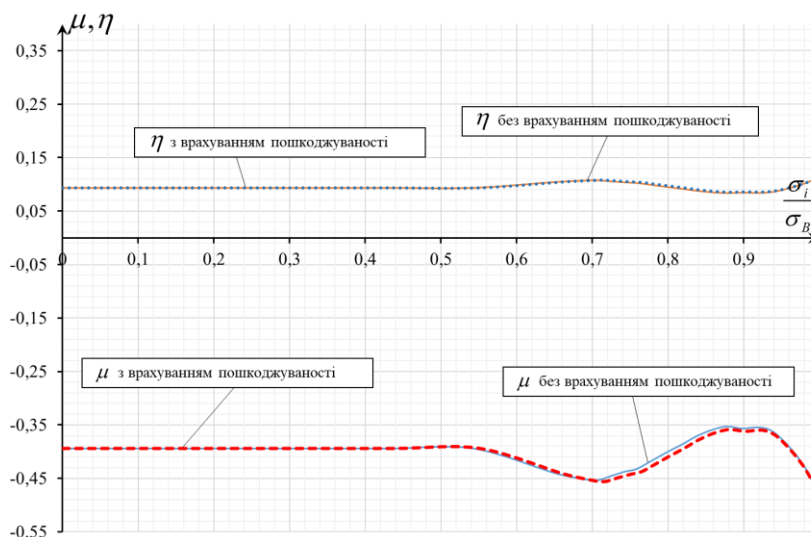


Рис. 4.51. Порівняння кінетики зміни параметрів виду напруженого стану з та без врахування пошкоджуваності при пружно-пластичних деформаціях в небезпечній точці для зразка типу №8

На рис. 4.52. представлено порівняння зміни параметрів, що характеризують вид напруженого стану з врахування та без врахування пошкоджуваності в залежності від величини інтенсивності напруження в небезпечній точці для зразків типу №9.

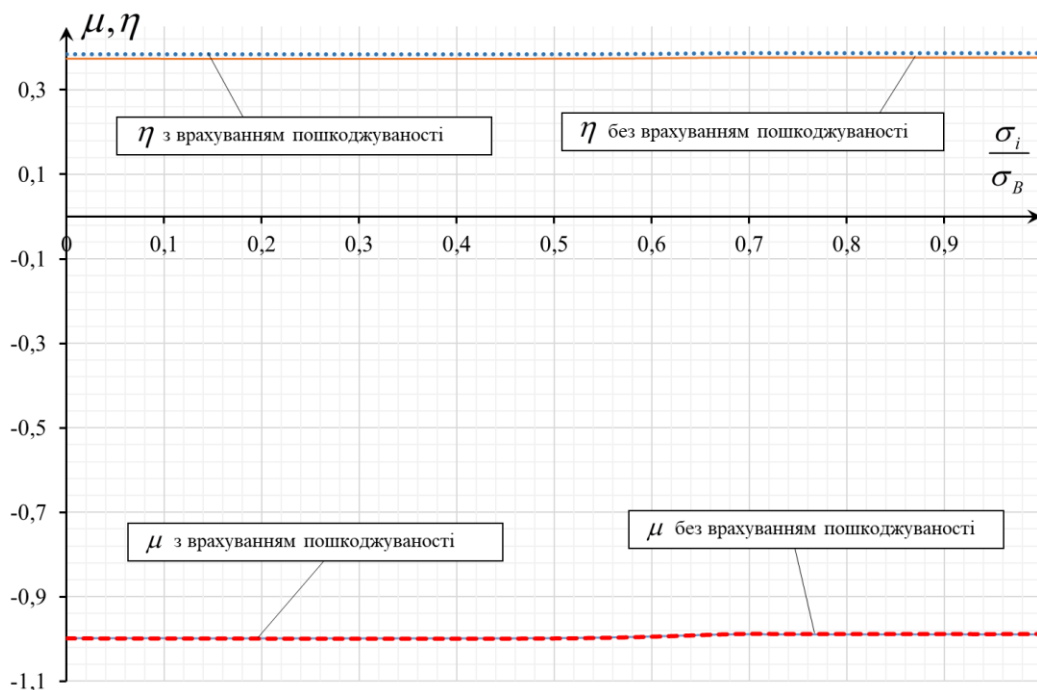


Рис. 4.52. Порівняння кінетики зміни параметрів виду напруженого стану з та без врахування пошкоджуваності при пружно-пластичних деформаціях в небезпечній точці для зразка типу №9

4.3 Обґрунтування границь використання запропонованого критерія граничного стану та методика його використання

Враховуючи результати представленою в розділі 4.2, та беручи до уваги, що в роботі [47, 48], для оцінки параметрів виду напруженого стану запропоновано використовувати середню значення параметрів виду напруженого стану η_{cp}, μ_{cp} та ξ_{cp} , що відповідають середнім значенням жорсткості виду напруженого стану, параметра Надаї-Лоде та параметру Лоде, через напруження, відповідно:

$$\eta_{cp} = \frac{1}{\sigma_B} \int_0^{\sigma_B} \eta(\sigma_i) d\sigma_i \quad (4.2)$$

$$\mu_{cp} = \frac{1}{\sigma_B} \int_0^{\sigma_B} \mu(\sigma_i) d\sigma_i \quad (4.3)$$

$$\xi_{cp} = \frac{1}{\sigma_B} \int_0^{\sigma_B} \xi(\sigma_i) d\sigma_i \quad (4.4)$$

З врахуванням кінетики накопичення пошкоджуваності, відповідно:

$$\eta_{cp}^D = \frac{1}{\sigma_B} \int_0^{\sigma_B} \eta^D(\sigma_i) d\sigma_i \quad (4.5)$$

$$\mu_{cp}^D = \frac{1}{\sigma_B} \int_0^{\sigma_B} \mu^D(\sigma_i) d\sigma_i \quad (4.6)$$

$$\xi_{cp}^D = \frac{1}{\sigma_B} \int_0^{\sigma_B} \xi^D(\sigma_i) d\sigma_i \quad (4.7)$$

Середні значення параметрів виду напруженого стану з розрахунків та відповідне їм величина критичного значення інтенсивності деформації згідно з [114] для сплаву типу 2024-T351 наведені в таблиці 4.2.

Таблиця 4.2

Середні значення параметрів виду напруженого стану з врахуванням та без врахування пошкоджуваності для відповідних типів зразків.

Зразок типу	ε_{iR}	η_{cp}	η_{cp}^D	μ_{cp}	μ_{cp}^D	ξ_{cp}	ξ_{cp}^D
№1	0,46	0,33	0,33	-1	-1	1	1
№2	0,28	0,55	0,56	-0,99	-0,99	1	1
№3	0,17	0,89	0,89	-0,91	-0,92	0,99	0,99
№4	0,21	0,57	0,57	-0,03	-0,03	0,52	0,54
№5	0,45	-0,36	-0,36	0,99	1	-1	-1
№6	0,62	-0,60	-0,60	0,97	0,98	-0,99	-1
№7	0,21	0	0	-0,08	-0,08	0,14	0,14
№8	0,26	0,10	0,11	-0,40	-0,41	0,63	0,64

№9	0,31	0,38	0,39	-0,98	-0,98	1	1
----	------	------	------	-------	-------	---	---

Виходячи з результатів наведених в таблиці 4.3, за критерієм (3.29) представлена поверхня критичного значення інтенсивності деформації в залежності від параметрів виду напруженого стану для сплаву типу 2024-T351, що представлено на рис. 4.53..

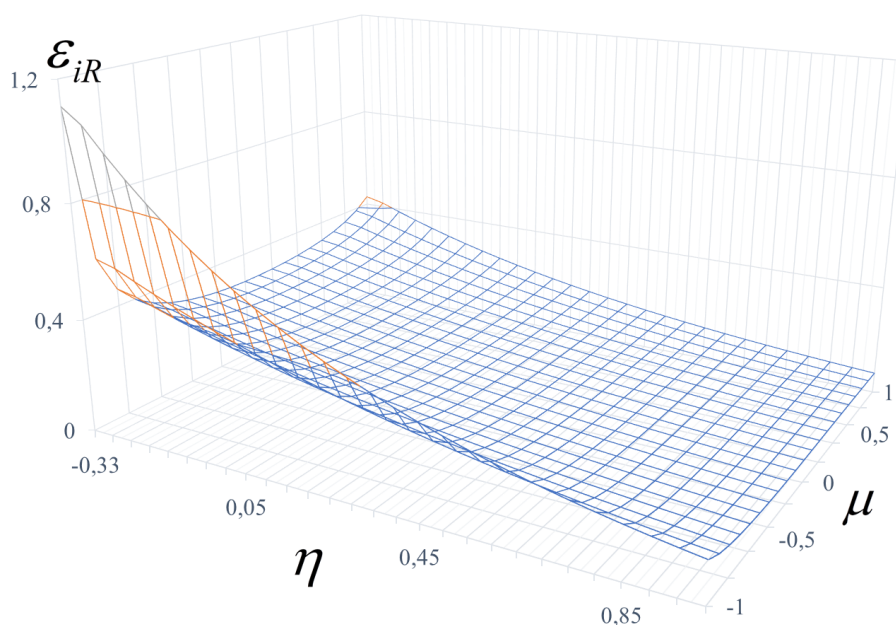


Рис. 4.53. Поверхня критичного значення інтенсивності незворотної деформації для сплаву типу 2024-T351

Порівняння експериментальних даних з теоретичними значеннями за критерієм (3.29) представлено на рис. 4.54., в площині інтенсивності незворотної деформації та жорсткості виду напруженого стану, також представлено слід критерія граничного стану на дану площину в умовах плоского напруженого стану, що відповідає точкам кривої (A, B, C, D, E, F, G), яка представлена на рис. 4.54.

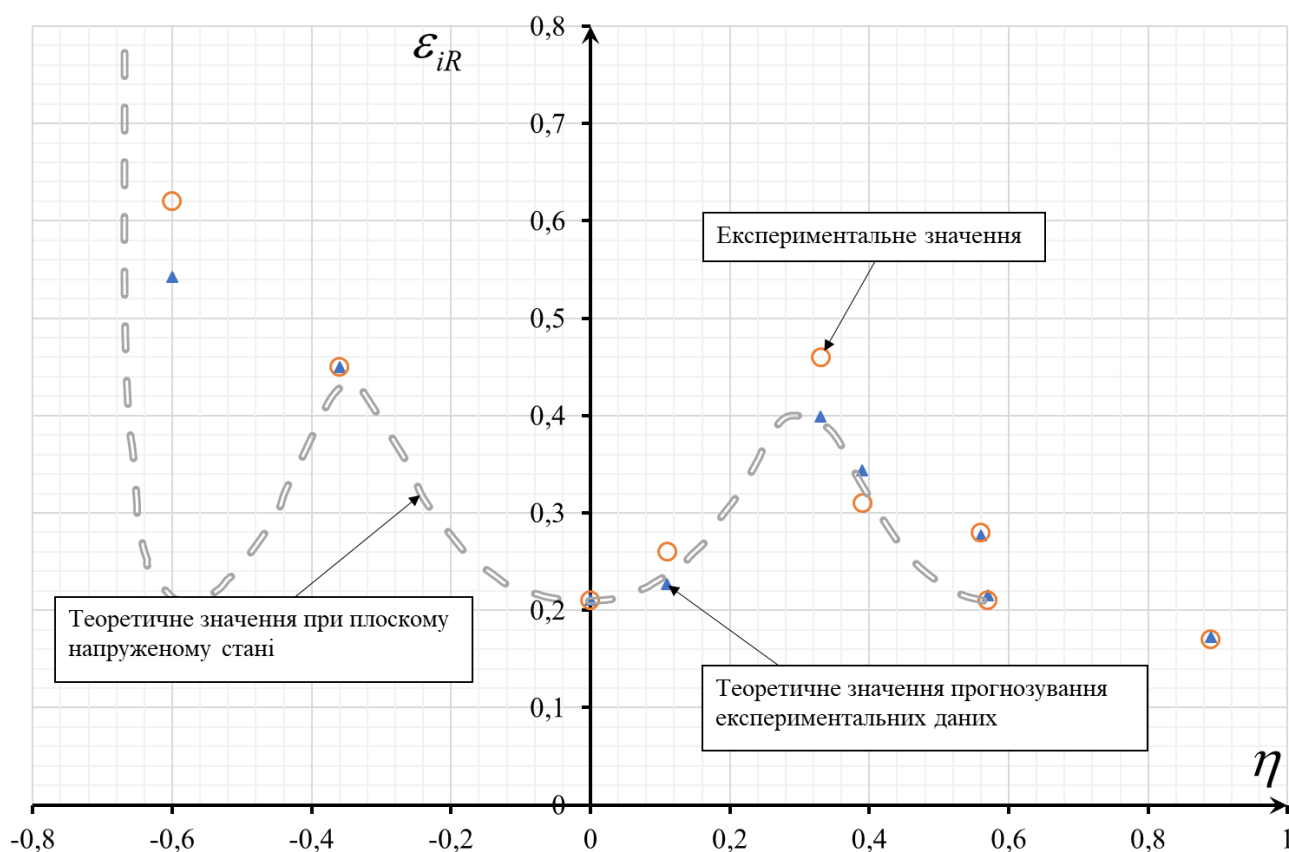


Рис. 4.54. Порівняння теоретичних значень граничної інтенсивності незворотної деформації від параметра η для (а) алюмінієвого 2024-T351 та слід критерія в умовах плоского напруженого стану

Порівняння похибки результатів прогнозування критичного значення інтенсивності деформації згідно критерія (3.29) по відношенню до експериментальних даних при складному напруженому стані на прикладі сплава типу 2024-T351, представлено в таблиці 4.3.

Таблиця 4.3

Похибки критерія граничного стану (3.29) в порівнянні з експериментальними даними на прикладі сплава типу 2024-T351.

Теоретичне значення ε_{iR}	Експериментальне значення ε_{iR}	η_{cp}^D	η_{cp}^D	μ_{cp}^D	Похибка, %
0,40	0,46	0,33	-1	1	13
0,28	0,28	0,56	-0,99	1	0
0,17	0,17	0,89	-0,92	0,99	0

0,22	0,21	0,57	-0,03	0,54	-2
0,45	0,45	-0,36	1	-1	0
0,54	0,62	-0,60	0,98	-1	12
0,21	0,21	0	-0,08	0,14	0
0,23	0,26	0,11	-0,41	0,64	13
0,34	0,31	0,39	-0,98	1	-11

Висновки до четвертого розділу

1) Проведено чисельне моделювання експериментальні дослідження для представлених в розділі зразків при пружно-пластичному деформуванні, що в свою чергу дозволило отримати поля розподілу інтенсивності напруження та параметрів виду напруженого стану.

2) Представлено порівняння зміни параметрів виду напруженого стану без врахування та з врахуванням кінетики накопичення пошкоджуваності для небезпечної точки.

3) Отримано поверхню граничного стану за інтенсивність незворотної деформації для сплаву типу 2024-T351 в залежності від параметрів виду напруженого стану.

4) Отримано криву, що характеризує границю критичного значення інтенсивності деформації для сплаву типу 2024-T351 в умовах плоского напруженого стану

5) Порівняно теоретичні значення отриманих за розробленим критерієм граничного стану в порівнянні з експериментальними значеннями, що показало похибку до 13% для сплаву типу 2024-T351 в умовах складного напруженого стану.

ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ

1) Розроблено модель кінетики накопичення пошкодження та критерій руйнування на стадії зародження макротріщини в конструкційному матеріалі. Встановлено залежність параметрів моделі та критерія від пружно-пластичних характеристик конструкційних матеріалів. Показано порівняння експериментальних даних з теоретичними та встановлені границі використання, що дало змогу отримати кінетику накопичення пошкодження для конструктивних матеріалів більш простим методом при цьому забезпечити високу збіжність з експериментальними даними в порівнянні з іншими сучасними методами.

2) На основі зміни питомого електроопору в металічному матеріалі розроблена ефективна методика розрахунку кінетики накопичення пошкоджень за умов зсуву з використанням циліндричних зразків. Методика враховує нерівномірний розподіл деформації вздовж радіуса зразка та дозволяє отримати закономірності кінетики накопичення пошкоджуваності, яке еквівалентне кінетиці накопичень пошкоджень в тонкостінних зразках.

3) Вперше розроблено та обґрунтовано критерій руйнування на стадії зародження макротріщини при складному напруженому стані з врахування двох механізмів руйнування (відриву та зрізу).

4) Розроблено деформаційний критерій грачиного стану для металевих конструкційних матеріалів з урахуванням пошкоджуваності, який враховує вплив першого інваріанта тензора напруження, другого і третього інваріанта девіатора напруження. Обґрунтовано узагальнений деформаційний критерій граничного стану конструкційних матеріалів за умов складного напруженого стану, який враховує два механізми руйнування (відрив та зріз). Перевірено достовірність запропонованого критерія на сплаві 2024-T351.

5) Модернізовано експериментальний стенд TIRArest 2300 для визначення механічних характеристик матеріалів з урахуванням поставлених задач визначення кінетики накопичення мікропошкоджень під час пружно-

пластичного деформування. Це дало змогу розширити можливості проведення більш складних експериментів при вивченні великої кількості різних факторів, за допомогою розробленої нової програми та створенні більш сучасного та ефективного блоку збору та збереження даних.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Ботвина Л. Р. Кинетика разрушения конструкционных материалов / Л. Р. Ботвина. – Москва: Наука, 1989. – 230 с.
2. Екабори Т. Фізика и механіка разрушения и прочности твердых тел / Т. Екабори. – Москва: «Металлургия», 1971. – 320 с.
3. Канарчук В. Е. Исследования циклической поврежденности образцов по кинетике температурного поля / В. Е. Канарчук, О. Б. Деркачев. // Дефектоскопия. – 1991. – №6. – С. 78–83.
4. Красовский А. Я. Физические основы прочности / А. Я. Красовский. – Киев: Наукова думка, 1977. – 140 с.
5. Халл Д. Введение в дислокации / Д. Халл. – Москва: Атомиздат, 1968. – 280 с.
6. Lemaitre J. A Course on Damage Mechanics / Lemaitre., 1996. – 228 с.
7. Прочность и акустическая эмиссия материалов и элементов конструкций / [В. А. Стрижало, Ю. В. Добровольский, В. А. Стрельченко та ін.]. – Киев: Наук. Думка, 1990. – 232 с.
8. Сушок В. В. Метода разности электрических потенциалов для регистрации трещин при ползучести / В. В. Сушок, Н. Д. Соболев. // Завод. лаб.. – 1985. – №11. – С. 81–83.
9. Талыпов Г. Б. Анализ экспериментальных данных по эффекту Баушингера и их теоретическое истолкование / Г. Б. Талыпов. // Механика твердого тела. – 1966. – №2. – С. 108–115.
10. Тимонин В. М. О методе разности электрических потенциалов при исследовании кинетики роста трещин / В. М. Тимонин, М. В. Ярошенко, О. А. Чернявський. // Завод. лаб.. – 1969. – №3. – С. 341–343.
11. Визначення деформаційних пошкоджень в конструкційних матеріалах при навантаженні / М. І.Бобир, А. П. Грабовський, О. В. Тимошенко,

О. П. Халимон. // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. – 2004. – С. 25–29.

12. Методика определения накопления повреждений в металлических конструкционных материалах при сложном упругопластическом нагружении / Н. И. Бобырь, А. П. Грабовский, А. В. Тимошенко, А. П. Халимон. // Проблеми міцності. – 2006. – №1. – С. 128–137.

13. Кінетика розсіяного руйнування металевих конструктивних матеріалів при пружно-пластичному деформуванні / [М. І. Бобир, А. П. Грабовський, О. П. Халимон та ін.]. // Проблеми міцності. – 2007. – №3.

14. Васильев Д. М. О природе эффекта Баушингера / Д. М. Васильев // Некоторые проблемы прочности твердого тела / Д. М. Васильев. – Москва: АН СССР, 1959. – С. 37–48.

15. Качанов Л. М. Основы механики разрушения / Л. М. Качанов. – Москва: Наука, 1974. – 312 с.

16. Работнов Ю.Н. Введение в механику разрушения / Ю.Н. Работнов. – Москва: Наука, 1987. – 80 с.

17. Комплексная оценка повреждаемости материала при пластическом деформировании / А. А. Лебедев, Н. Г. Чаусов, И. О. Богинич, С. А. Недосека. // Проблемы прочности. – 1996. – №5. – С. 23–30.

18. Писаренко Г. С. Деформирование и прочность материалов при сложном напряжённом состоянии / Г. С. Писаренко, А. А. Лебедев. – Киев: Наукова думка, 1976. – 416 с.

19. Lemaitre J. Engineering Damage Mechanics / J. Lemaitre, R. Desmorat., 2005. – 380 с.

20. Smirnov S. V. Definition of the kinetic equation form for damage under the plastic deformation / S. V. Smirnov, T. V. Domilovskaya. // Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.. – 2003. – №26. – С. 373–379.

21. Лебедев А. А. Модель накопления поврежденности в металлических материалах при сложном напряженном состоянии / А. А.

Лебедев, Н. Г. Чаусов, И. О. Богинич. // Проблемы прочности. – 1997. – №3. – С. 55–63.

22. Identification of Ductile Damage Parameters for Austenitic Steel / [J. Dzugan, M. Spaniel, P. Konopík та ін.]. // International Journal of Mechanical and Mechatronics Engineering. – 2012. – №5.

23. Шевченко Ю. Н. Физические уравнения термо-вязко-пластичности / Ю. Н. Шевченко, Р. Г. Терехов. – Киев: Наукова думка, 1982. – 240 с.

24. Kujawski D. On the concept of cumulative fatigue damage / D. Kujawski, F. Ellyin. // International Journal of Fracture. – 1988. – №37. – С. 263–278.

25. Голуб В. П. Нелинейная механика континуальной поврежденности и ее приложение к задачам ползучести и усталости / В. П. Голуб. // Прикладная механика. – 2000. – №3. – С. 34–66.

26. Lemaitre J. A Non Linear Model of Creep-Fatigue Damage Accumulation and Interaction / J. Lemaitre, J. Chaboche. – Gothenburg: Symposium on Mechanics of Visco-elastic Media and Bodies, 1974.

27. Marquis G. B. Multiaxial fatigue assessment: current state and future trends / Marquis. // Proceedings 7 ICBMFF. – 2004. – С. 109–1200.

28. Wri H. T. A Damage mechanics model for anisotropic material and its application to sheet metal forming / Wri. // J. Solids Structures. – 1988. – №10. – С. 1045–1057.

29. Фридман Я. Б. Деформация и разрушение металлов при статических и ударных нагрузках / Я. Б. Фридман. – Москва: Гос.изд-вооборон. пр-ти, 1946. – 228 с.

30. Фридман Я. Б. Механические свойства металлов в 2 ч. / Я. Б. Фридман. – Москва: Машиностроение, 1974. – 472 с. – (Деформация и разрушения).

31. Wang K. Calibration of the Johnson-Cook Failure Parameters as the Chip Separation Criterion in the Modelling of the Orthogonal Metal Cutting Process : дис. канд. техн. наук / Wang – Hamilton, 2016. – 103 с.

32. Danas K. Influence of the Lode parameter and the stress triaxiality on the failure of elasto-plastic porous materials / K. Danas, P. Ponte. // *International Journal of Solids and Structures*. – 2012. – №49. – С. 1325–1342.
33. Erice B. A coupled elastoplastic-damage constitutive model with Lode angle dependent failure criterion / B. Erice, F. Gálvez. // *International Journal of Solids and Structures*. – 2014. – №51. – С. 93–110.
34. Darlet A. Stress triaxiality and Lode angle along surfaces of elastoplastic structures / A. Darlet, R. Desmorat. // *International Journal of Solids and Structures*. – 2015. – С. 71–83.
35. Kiran R. A triaxiality and Lode parameter dependent ductile fracture criterion/ Ravi Kiran, Kapil Khandelwal / R. Kiran, K. Khandelwal. // *Engineering Fracture Mechanics*. – 2014. – №128. – С. 121–138.
36. Barsoum I. Rupture mechanisms in combined tension and shear / I. Barsoum, J. Faleskog. // *International Journal of Solids and Structure*. – 2007. – №44. – С. 1768–1786.
37. Li Q. M. Strain energy density failure criterion. International / Li. // *Journal of Solids and Structures*. – 2001. – №38.
38. Bonora N. Identification and measurement of ductile damage parameters / Bonora. // *Journal of Strain Analysis*. – 1999. – №3. – С. 463–478.
39. Jürgen E. A fatigue model for shape optimization based on continuum damage mechanics / Jürgen, 1999. – 117 с.
40. Modification of the Bonora Damage Model for shear failure / G.Testa, G. Iannitti, A. Ruggiero, N. Bonora. // *Frattura ed Integrità Strutturale*. – 2018. – №12.
41. Lemaitre J. A continuous damage mechanics model for ductile fracture / Lemaitre. // *J. Engrg. Mater. Technol.*. – 1985. – №107. – С. 83–89.
42. Циглер Г. Экстремальные принципы термодинамики необратимых процессов и механика сплошной среды / Г. Циглер. – Москва: Мир, 1966. – 136 с.

43. Гольденблат И. И. Длительная прочность в машиностроении / И. И. Гольденблат, В. Л. Бажанов, В. А. Копнов. – Москва: Машиностроение, 1977. – 247 с.
44. Bonora N. Experimental identification of damage evolution law in Al -Li 2091 alloy / N. Bonora, P. Salvini, F. Iacoviello. // XXV AIAS National Meeting. – 1996. – С. 345–355.
45. Халімон О. П. Модель накопичення розсіяних пошкоджень в конструкційних матеріалах при пружно-пластичному деформуванні / О. П. Халімон. // Вісник НТУУ "КПІ". – 2006. – №48. – С. 178–182.
46. Behrens A. Application of the model of effective stresses in the FE-based fracture analysis in cold and semihot forging [Електронний ресурс] / A. Behrens, D. Landgrebe, J. Hendrik. – 2001. – Режим доступу до ресурсу: https://www.researchgate.net/publication/237665578_Application_of_the_model_of_effective_stresses_in_the_FE-based_fracture_analysis_in_cold_and_semi-hot_forging.
47. Wierzbicki T. On the effect of the third invariant of the stress deviator on ductile fracture / T. Wierzbicki, L. Xue. // International Journal of Fracture. – 2005. – №136.
48. Xue L. Damage accumulation and fracture initiation in uncracked ductile solids under triaxial loading—Part I: Pressure sensitivity and Lode dependence. / Xue // Impact and Crashworthiness Lab Report / Xue., 2005. – (ScienceDirect). – (138).
49. Calibration and evaluation of seven fracture models / W.Tomasz, B. Yingbin, W. Young, B. Yuanli. // ScienceDirect. – 2005. – №47. – С. 719–743.
50. Wilkins M. L. Cumulative-strain-damage model of ductile fracture: simulation and prediction of engineering fracture tests / M. L. Wilkins, R. D. Streit, J. E. Reaugh., 1980. – 70 с. – (Lawrence Livermore National Laboratory).
51. Kamoulakos A. Prediction of ductile metal rupture with the E-W Model in PAM-CRASH / A. Kamoulakos, P. Culiere, T. Araki. // International Body Engineering Conference & Exposition. – 2003.

52. Lemoins X. Calibrating and using the EWK rupture model: Application on Arcelor high strength steel / X. Lemoins, A. Kamoulakos. // EuroPAM. – 2003.
53. The ESI-Wilkins–Kamoulakos (EWK) rupture model / A. Kamoulakos, L. Chen, F. Barlat, F. Roters. // Continuum Scale Simulation of Engineering Materials. – 2004.
54. A comparative study of different failure modeling strategies on a laboratory scale test component [Електронний ресурс] / [G. Stefan, S. Rickard, S. Mikael та ін.]. – 2017. – Режим доступу до ресурсу: <https://www.diva-portal.org/smash/get/diva2:1110087/FULLTEXT01.pdf>.
55. Stefan A. Evaluation of strain path independent material models for failure prediction in sheet metals using LS-DYNA [Електронний ресурс] / STEFAN // CHALMERS university of technology. – 2016. – Режим доступу до ресурсу: <http://publications.lib.chalmers.se/records/fulltext/238675/238675.pdf>.
56. Harry D. CrachFEM — A Comprehensive Approach For The Prediction Of Sheet Metal Failure / D. Harry, G. Helmut, O. Gernot. // American Institute of Physics. – 2007. – №165.
57. AETA 2015: Recent Advances in Electrical Engineering and Related Sciences / [H. Vo, T. Tran, Z. Ivan та ін.], 2016. – 917 с.
58. Huber M. Contribution to the foundation of the strength of the material / M. Huber, M. Zyczkowski. // Century Symposium. – 2004.
59. Lee Y. W. Fracture prediction in metal sheets / Lee. // Massachusetts Institute of Technology. – 2004.
60. Feng N. Bolted joint behavior of hybrid composites / N. Feng, S. Malingam, S. Irulappasamy // Failure Analysis in Biocomposites / N. Feng, S. Malingam, S. Irulappasamy., 2019. – С. 79–95.
61. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. // Engineering Fracture Mechanics. – 1985. – №21. – С. 31–48.

62. Prediction of shear-induced fracture in sheet metal forming / L.Yaning, L. Meng, G. Jorg, G. Tomasz. // Journal of Materials Processing Technology. – 2010. – №14. – С. 1858–1869.
63. Mohr D. Experimental methods for characterizing plasticity and fracture [Электронный ресурс] / Mohr – Режим доступа до ресурсу: <http://www.lem3.fr/summerschool/00-Files/DM>.
64. Тиньгаев А. К. Уравнение предельной пластичности металла при сложном напряженном состоянии / А. К. Тиньгаев. – 2002. – №11. – С. 37–42.
65. Колмогоров В. Л. Напряжения. Деформации. Разрушение / В. Л. Колмогоров., 1970. – 231 с. – (Металлургия).
66. Огородников В. А. Пластичность металлов при объемном напряженном состоянии / В. А. Огородников, Л. И. Алиева, И. А. Деревенько. // Вестник Национального технического университета Украины. – 2012. – №64. – С. 201–207.
67. Огородников В. А. Выбор критериев деформируемости при оценке использованного ресурса пластичности в процессах обработки металлов давлением / В. А. Огородников, А. В. Грушко, А. В. Гуцалюк. // Вісник НТУ"ХПІ". – 2014. – №43.
68. Махутов Н. А. Деформационные критерии разрушения и расчётов элементов конструкций на прочность / Н. А. Махутов., 1981. – 282 с.
69. Багмутов В. П. Экспериментальная-расчетная методика оценки влияния концентраторов на сопротивление деформированию и разрушению / В. П. Багмутов, В. И. Водопьянов, А. И. Горунов. – 2013. – №6. – С. 46–49.
70. Дель Г. Д. Технологическая механика / Г. Д. Дель. – Москва: Машиностроение, 1978. – 175 с.
71. Шелест А. Е. Анализ изменения показателя напряжённого состояния и предельной степени деформации сдвига в различных процессах испытания металлов / А. Е. Шелест, Е. Б. Батова. // Наука. – 1988. – С. 12–25.
72. Prediction of ductile fracture in forward extrusion with spherical dies / [J. Hoffman, H. Victor, S. Camille та ін.]. // NAMRI. – 2000. – №28.

73. Богатов А. А. Ресурс пластичности металлов при обработке давлением / А. А. Богатов, О. И. Мижирицкий, С. В. Смирнов. – Москва: Металлургия, 1984. – 146 с.

74. Давиденков Н. А. Анализ напряженного состояния в шейке растянутого образца / Н. А. Давиденков, Н. И. Спиридонова. // Заводская лаборатория. – 1945. – №6. – С. 583–593.

75. The influence of plastic deformation on the low-cycle fatigue during the burnishing of holes in flat specimens of D16chT steel / O. V. Timoshenko, D. K. Pham, A. M. Babak, Y. M. Sydorenko. // Strength of materials. – 2018. – №50. – С. 448–452.

76. Фам Д. К. Прогнозування довговічності силових елементів з функціональними отворами при малоцикловій втомі / Д. К. Фам, А. М. Бабак, О. В. Тимошенко. // Вісник Херсонського національного технічного університету. – 2018. – №65. – С. 56–67.

77. Definitionsof mechanical properties of steels under conditions of action differentiated / V. Pimanov, D. Pham, V. Kalyuzhny, V. Timoshenko. // Polish journal of science. – 2019. – №16. – С. 27–37.

78. Сопротивление деформации и пластичность металлов / [В. С. Смирнов, А. К. Григорьев, В. Л. Покудин та ін.]. – Москва: Металлургия, 1975. – 272 с.

79. Розробка апаратно-програмного комплексу для сучасних досліджень фізико-механічних характеристик конструкційних матеріалів / А. М. Романюк, Д. К. Фам, О. В. Тимошенко, А. М. Бабак. // Інновації Молоді В Машинобудуванні. – 2019.

80. Бобир М. І. Спосіб визначення кінетики руйнування матеріалів в процесі їх пружно-пластичного деформування / М. І. Бобир, А. П. Грабовський, О. В. Тимошенко. // Патент України №65499А (G01N3/08). – 2004.

81. Lemaitre J. Damage measurements. Engineering Fracture Mechanics / J. Lemaitre, J. Dufailly., 1987. – 643 с.

82. Luo A. A large anisotropic damage theory based on an incremental complementary energy equivalence model / A. Luo, M. Yanghy, H. Ray. – 1994. – №70. – С. 19–34.
83. Chow C. An anisotropic theory of elasticity for continuum damage mechanics / C. Chow, J. Wang. // International Journal of Fracture. – 1987. – №33. – С. 3–16.
84. Дзюба В. С. Термодинамический подход к оценке повреждаемости армированных пластиков / В. С. Дзюба. // Институт проблем прочности АН УРСР. – 1984. – С. 56.
85. Abu-farsakh S. A. Macromechanical Damage Model of Fibrous Laminated Composites / S. A. Abu-farsakh, F. H. Abed. // Applied Composite Materials. – 1999. – №6. – С. 99–119.
86. Lemaitre J. Anisotropic damage law of evolution / J. Lemaitre, R. Desmorat, M. Sauzay. // Eur. J. Mech. A/Solids. – 2000. – №19. – С. 187–208.
87. Бобир М. І. Спосіб визначення кінетики руйнування матеріалів в процесі їх пружно-пластичного деформування / М. І. Бобир, А. П. Грабовський, О. В. Тимошенко. // Патент України №65499А Бюл. №3. – 2004.
88. Кузьмичев В. Е. Законы и формулы физики / В. Е. Кузьмичев. – Киев: Наукова думка, 1989. – 862 с.
89. Бобырь Н. И. Уравнение состояния конструкционных материалов в условиях многоосной циклической ползучести с учетом поврежденности / Н. И. Бобырь, О. Н. Мукоида. // Проблемы прочности. – 1990. – №5. – С. 10–19.
90. Фам Д. К. Кинетика накопления повреждений и критерий предельного состояния конструкционных материалов / Д. К. Фам, А. Н. Бабак, В. В. Коваль. // Mechanics and Advanced Technologies. – 2018. – №82. – С. 131–138.
91. Фам Д. К. Поврежденность и эффективная диаграмма деформирования алюминиевого сплава АМГ2 / Д. К. Фам, А. П. Халимон. // Вісник Національного технічного університету України "Київський політехнічний інститут". – 2014. – №3. – С. 145–151.

92. Kachanov L. M. On Creep Rupture Time / Kachanov. // Proc. Acad. Sci., USSR. – 1958. – №8. – С. 26–31.
93. Rabotnov Y. N. Creep in Structural Elements / Rabotnov. – Moscow: Nauka, 1966.
94. 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. // J. Of Strain Analysis. – 2004. – №39. – С. 639–651.
95. Bonora N. Strain capacity assessment of API X65 steel using damage mechanics / Bonora. // Frattura ed Integrita Strutturale. – 2017. – №11. – С. 315–327.
96. Standard Test Method for Shear Properties of Composite Materials by the V-Notched Beam Method [Электронный ресурс] // ASTM. – 2005. – Режим доступа до ресурсу:
<https://www.astm.org/DATABASE.CART/HISTORICAL/D5379D5379M-05.htm>.
97. Standard Test Method for Shear Testing of Thin Aluminum Alloy Products [Электронный ресурс] // ASTM. – 2019. – Режим доступа до ресурсу:
<https://www.astm.org/Standards/B831.htm>.
98. Miyauchi K. A proposal of a planar simple shear test in sheet metals / Miyauchi. // Sci. Pap. Inst. Phys. Chem. Res. (Jpn.). – 1984. – №78. – С. 27–40.
99. A proposal of a planar simple shear test in sheet metals / [Q. Yin, C. Soyarslan, A. Güner та ін.]. // Int. J. Mech. Sci.. – №59. – С. 31–43.
100. Степнов М. Н. Статистические методы обработки результатов механических испытаний / М. Н. Степнов. – Москва: Машиностроение, 1985. – 232 с.
101. Елисеева И. И. Общая Теория Статистики / И. И. Елисеева, М. М. Юзбашев. – Москва: Финансы и статистика, 2004. – 656 с.
102. Brannon R. M. Elements of Phenomenological Plasticity: geometrical insight, computational algorithms, and applications in shock physics / Brannon // Shock Wave Science and Technology Reference Library: Solids I / Brannon. – New York: Springer-New York, 2007. – С. 189–274.

103. Allison M. Effect of stress triaxiality and Lode angle on the kinetics of strain-induced austenite-to-martensite transformation / M. Allison, M. Dirk. // *Acta Materialia*. – 2011. – №59. – С. 2589–2600.

104. A hybrid approach for modelling of plasticity and failure behaviour of advanced high-strength steel sheets / J.Lian, M. Sharaf, F. Archie, S. Mu'nstermann. // *International Journal of Damage Mechanics*. – 2012. – №22. – С. 188–218.

105. Xue L. Damage accumulation and fracture initiation in uncracked ductile solids subject to triaxial loading / Xue. // *International Journal of Solids and Structures*. – 2007. – №44. – С. 5163–5181.

106. Фридман Я. Б. Механические свойства металлов / Я. Б. Фридман. – Москва: Машиностроение, 1974. – 472 с.

107. Давиденко Н. Н. Динамические испытания металлов / Н. Н. Давиденко. – Москва: ОНТИ, 1936. – 395 с.

108. К вопросу построения предельной поверхности прочности торфяных структурных систем / Б. Ф. Зюзин, В. А. Мироно, А. Б. Зюзин, С. А. Юдин. // *Вестник*. – №26. – С. 41–50.

109. A ductile damage criterion at various stress triaxialities / [M. Brunig, O. Chyra, D. Albrecht та ін.]. // *International Journal of Plasticity*. – 2018. – №24. – С. 1731–1755.

110. Пошкоджувальність металевих матеріалів з урахуванням виду напруженого стану / Д. К. Фам, О. В. Тимошенко, В. В. Коваль, А. М. Бабак. // *Технічні науки та технології*. – 2018. – №12. – С. 49–58.

111. Фам Д. К. Кінетика накопичення пошкоджень і критерій граничного стану металевих конструкційних матеріалів / Д. К. Фам, А. М. Бабак, Т. П. Демидюк. // *Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта*. – 2018. – №65. – С. 59.

112. Cabrera C. C. Ductile failure prediction using phenomenological fracture model for steels: calibration, validation and application [Електронний ресурс] / С. С. Cabrera. – 2018. – Режим доступу до ресурсу: <https://www.researchgate>.

net/publication/326753159_Ductile_failure_prediction_using_phenomenological_fracture_model_for_steels_calibration_validation_and_application.

113. Xiaoqing T. On the Application of Stress Triaxiality Formula for Plane Strain Fracture Testing / T. Xiaoqing, W. Tomasz. // ASME. – 2009. – №131.

114. Bao Y. Prediction of Ductile Crack Formation in Uncracked Bodies : дис. техн. наук / Bao, 2003.

115. Reis F. implementation and application of a new Plasticity Model in LS-DYNA including Lode Angle Dependence / F. Reis, F. Andrade. – 2012.

ДОДАТОК А

Список публікацій здобувача за темою дисертації

Наукові праці, в яких опубліковані основні результати дисертації

1. Фам Дик Куан, Поврежденность и эффективная диаграмма деформирования алюминиевого сплава АМг2/ Фам Дик Куан, О. П. Халімон // Технічні науки та технології , 2014 , №3 (72) С. 145–151. (Входить в НМБ РІНЦ, Index Copernicus) *Здобувачем виконані обробка експериментальних даних та побудова залежностей пошкоджуваності від рівня пластичної деформації.*
2. Фам Д. К. и др. Кинетика накопления повреждений и критерий предельного состояния конструкционных материалов //Mechanics and Advanced Technologies. – 2018. – Т. 1. – №. 82. (Входить в НМБ РІНЦ, Index Copernicus) *Здобувачем виконано розробку моделі та критерія граничного стану з врахуванням результатів експерименту.*
3. О. V. Timoshenko,. The influence of plastic deformation on the low-cycle fatigue during the burnishing of holes in flat specimens of D16chT steel / О. V. Timoshenko, A. M. Babak,D.K. Pham, Yu. M. Sydorenko // Strenght of materials. – 2018. – Vol 50 (№3). – p. 448–452. (Входить до НМБ Scopus) (іноземна) *Здобувачем розроблено математичну модель залежності кількості циклів до руйнування від рівня пластичної деформацій при дорнуванні та максимальних напружень.*
4. Фам Дик Куан, Пошкоджуваність металевих матеріалів з урахуванням виду напруженого стану/ Фам Дик Куан, О. В. Тимошенко, В.В. Коваль, А.М. Бабак // Технічні науки та технології , 2018 , №2 (12) С. 49–58. (Входить в НМБ РІНЦ, Index Copernicus, Google Scholar). *Здобувачем розроблено критерій граничного стану враховуючи 2 механізми руйнування.*
5. Фам Дик Куан, Прогнозування довговічності силових елементів з функціональними отворами при малоцикловій втомі / Фам Дик Куан, О. В. Тимошенко, А.М. Бабак // Вісник Херсонського національного технічного університету, 2018 , №2 (65) С. 56–67. (Входить до РІНЦ (eLibrary),Google Scholar, National Library of Ukraine (Vernadsky)). *Здобувачем виконані обробка*

експериментальних даних та побудова залежностей пошкоджуваності від впливу виду напруженого стану.

6. V. Pimanov, Definitionsof mechanical properties of steels under conditions of action differentiated / D.Pham, V. Kalyuzhny, V. Pimanov, V. Timoshenko. // Polish journal of science. – 2019. – №16. – С. 27–37. (Входить до НМБ Google Scholar) (іноземна) *Здобувачем виконані обробка експериментальних даних.*

Наукові праці, що засвідчують апробацію матеріалів дисертації

1. Фам Д.К. Кінетика накопичення пошкоджень і критерій граничного стану металевих конструкційних матеріалів / Бабак А.М., Демидюк Т.П. // XIX міжнародна науково-технічна конференція «Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта» Матеріали конференції. – Київ, 2018.– С. 59. *Здобувачем виконано розробку моделі та критерія граничного стану з врахуванням результатів експерименту.*

2. Фам Д.К. Оцінка впливу експлуатаційних навантажень на міцність силових конструктивних елементів з отвором після дорнування / Бабак А.М., Федосенко П.В. // XVIII міжнародна науково-технічна конференція «Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта» Матеріали конференції. – Київ, 2017.– С. 79. *Здобувачем розроблено математичну модель залежності кількості циклів до руйнування від рівня пластичної деформацій при дорнуванні та максимальних напружень.*

ДОДАТОК Б

Акти впровадження

«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

м.н.с. О.А. Бондарець

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