

Міністерство освіти і науки України
Тернопільський національний технічний університет
імені Івана Пулюя

Ясній П.В., Пиндус Ю.І., Ясній О.П.

**МІЦНІСТЬ І ДОВГОВІЧНІСТЬ ЕЛЕМЕНТІВ
КОНСТРУКЦІЙ ЗА ЗМІННОЇ АМПЛІТУДИ
НАВАНТАЖЕННЯ**

Монографія

Тернопіль–2013

УДК 620.1 + 539.3 + 539.4

ББК 30.121

Я82

Я82 Ясній П.В. Міцність і довговічність елементів конструкцій за змінної амплітуди навантаження: монографія / Ясній П.В., Пиндус Ю.І., Ясній О.П. – Тернопіль : Вид-во ТНТУ імені Івана Пулюя, 2013. – 173 с.

ISBN 978-966-305-057-7

Монографія стосується прогнозування довговічності важливих елементів конструкцій за змінної амплітуди навантаження. Розглянуто основні детерміністичні й статистичні підходи до оцінювання росту втомних тріщин за нерегулярного навантаження. Побудовано моделі росту втомних тріщин за змінної амплітуди навантаження, зокрема і з урахуванням статистичних характеристик навантаження, механічних властивостей і геометрії тріщини. Запропоновані детерміністичні та статистичні методи застосовані для оцінки залишкової довговічності елементів конструкцій крила транспортного літака та осей колісних пар локомотивів за нерегулярного навантаження.

Призначена для наукових та інженерно-технічних працівників, а також аспірантів і студентів, які спеціалізуються у галузі прогнозування експлуатаційного ресурсу і забезпечення надійності експлуатації елементів конструкцій.

Рецензенти: член-кор. НАН України *О.Є. Андрейків*
д-р фіз.-мат. наук, проф. *Г.Т.Сулим*

Іл. 103. Табл. 13. Бібліогр. 127 назв

Рекомендовано до друку на засіданні вченої ради Тернопільського національного технічного університету імені Івана Пулюя (протокол №10 від 17 грудня 2013 року)

ISBN 978-966-305-057-7

©П.В. Ясній, Ю.І. Пиндус, О.П. Ясній
© Тернопільський національний технічний
університет імені Івана Пулюя

Ministry of Education and Science of Ukraine
Ternopil Ivan Pul'uj National Technical Univesity

P. Yasniy , Y. Pyndus, O. Yasniy

**STRENGTH AND DURABILITY OF STRUCTURAL
ELEMENTS UNDER VARIABLE AMPLITUDE
LOADING**

Monography

Ternopil–2013

UDK 620.1 + 539.3 + 539.4

P. Yasniy. Strength and durability of construction elements by variable amplitude loading: monography / P. Yasniy, Y. Pyndus, O. Yasniy – Ternopil: Publishing house of TNTU, 2013. – 173 p.

ISBN 978-966-305-057-7

The book concerns the lifetime prediction of important structural elements under variable amplitude loading. The main deterministic and statistical approaches for evaluation of fatigue cracks growth under irregular loading are considered. The models of fatigue crack growth under variable amplitude loading, considering the statistical characteristics of the loading, mechanical properties and geometry of the crack, are built. The proposed deterministic and statistic methods were applied to estimate the residual durability of structural elements of transport airplane wing and locomotive railway axle under operational loading.

The book is useful for scientists and technical staff, as well as for students and postgraduates specializing in lifetime prediction and in reliability of structural elements.

Reviewers: Corresponding Member of the NAS of Ukraine O.E. Andreikiv
Doctor Phys.-Math.Sci., professor. G.T.Sulym

103 Figs, 13 Tables, 127 Bibliogr.

Recommended for publication by the Academic Council of Ternopil Ivan Pul'uj National Technical University (Protocol № 10 , December 17, 2013)

ISBN 978-966-305-057-7

© P. Yasniy, Y. Pyndus, O. Yasniy, 2013
© Ternopil Ivan Pul'uj National Technical Univesity

Зміст

Передмова.....	9
Розділ 1. Детерміністичні підходи до оцінки ресурсу елементів конструкцій літаків	19
1.1. Детерміністичні моделі для оцінки росту втомних тріщин за змінної амплітуди навантаження	19
1.2. Дослідження характеристик циклічної тріщиновитримності за сталюї і змінної амплітуди навантаження	22
1.3. Вплив асиметрії циклу навантаження на швидкість росту втомних тріщин	41
1.4. Вплив одноразового перевантаження розтягом на швидкість росту втомних тріщин	47
1.5. Оцінка мінімальної швидкості РВТ після одноразового перевантажування	54
1.6. Оцінка залишкових напружень у вершині тріщини після одноразового перевантажування розтягом	66
1.7. Модель розвитку втомної тріщини після одноразового перевантаження розтягом	72
1.8. Прогнозування росту втомної тріщини після одноразового перевантаження розтягом	81
1.9. Вплив перевантаження розтягом-стиском на швидкість росту втомних тріщин в алюмінієвому сплаві Д16Т	87
1.10. Моделювання росту втомної тріщини при нерегулярному навантаженні розтягом.....	97
1.11. Прогнозування росту втомних тріщин при нерегулярному навантаженні розтягом.....	101

Розділ 2. Імовірнісна оцінка довговічності елементів конструкцій планера літака	111
2.1. Статистичні параметри властивостей матеріалу, прикладених навантажень, геометрії конструкції, розмірів тріщини та значущість їхнього розкиду	111
2.2. Методика перевірки гіпотези про закони розподілу	118
2.3. Метод Монте-Карло стосовно задач механіки руйнування.....	120
2.4. Статистичний аналіз характеристик циклічної тріщиновитримності.....	123
2.5. Прогнозування довговічності елемента крила літака з тріщиною.....	127
Розділ 3. Оцінка ресурсу осей колісних пар локомотивів.....	131
3.1. Методи схематизації спектру навантаження	131
3.2. Аналіз експлуатаційного навантаження	135
3.3. Аналіз напружено-деформованого стану.....	139
3.4. Дослідження характеристик циклічної тріщиновитримності за сталої і змінної амплітуди навантаження	149
3.5. Ріст втомних тріщин за змінної амплітуди навантаження.....	150
3.6. Імовірнісне моделювання росту втомних тріщин в осях колісних пар за змінної амплітуди навантаження.....	153
Література	159

Contents

Introduction	13
Chapter 1. Deterministic approaches of lifetime assessment of aircraft structural elements	19
1.1. Deterministic models for the evaluation of fatigue cracks growth under variable amplitude loading	19
1.2. Study of cyclic crack resistance characteristics at constant and variable amplitude loading	22
1.3. Effect of stress ratio on fatigue crack growth rate	41
1.4. Effect of single overload by tension on the fatigue crack growth rate	47
1.5. Evaluation of minimum fatigue crack growth after a single overload	54
1.6. Evaluation of residual stresses in the crack tip after a single oveload by tension	66
1.7. Model of fatigue crack growth after a single overload by tension	72
1.8. Prediction of fatigue crack growth after a single overload by tension	81
1.9. Effect of tension-compression overload on the fatigue crack growth rate in aluminum D16T alloy	87
1.10. Simulation of fatigue crack growth under variable amplitude loading by tension	97
1.11. Prediction of fatigue crack growth rate under variable amplitude loading by tension	101
Chapter 2. Probabilistic assessment of fatigue lifetime of aircraft wing structural element	111
2.1. Statistical parameters of material properties, applied loads, structural geometry, crack size and significance of their scatter	111
2.2. Methods of hypothesis testing about the distribution laws	118
2.3. Monte Carlo method regarding fracture mechanics problems	120
2.4. Statistical analysis of cyclic crack resistance characteristics	123
2.5. Prediction of fatigue lifetime of aircraft wing structural element with a crack	127

Chapter 3. Evaluation of fatigue lifetime of locomotives

railway axle	131
3.1. Methods of loading schematization	131
3.2. Analysis of operational loading	135
3.3. Analysis of stress -strain state	139
3.4. Study of cyclic crack resistance characteristics at constant and variable amplitude loading	149
3.5. Fatigue crack growth under variable amplitude loading	150
3.6. Probabilistic modeling of fatigue cracks rate in the railway axles under variable amplitude loading	153
Bibliography	159

Передмова

Багато елементів конструкцій і машин, зокрема авіаційного, залізничного, трубопровідного транспорту, вальцювальних станів, морських бурових платформ тощо, під час експлуатації піддаються навантаженню змінної амплітуди, що має стохастичний характер. Важливою є задача оцінювання довговічності таких елементів конструкцій на етапі проектування і їх залишкового ресурсу під час експлуатації, із урахуванням досягнутого рівня пошкодженості та деградації матеріалу.

Довговічність таких конструкцій, обчислена за сталої амплітуди навантаження, істотно відрізняється від реальної довговічності та оціненої із урахуванням послідовностей навантажування за змінної амплітуди.

Залежно від послідовності режимів навантаження ріст тріщини може прискорюватися або сповільнюватися порівняно із результатом застосування сталоамплітудного навантаження. Це спричинене ефектом взаємовпливу перехідних процесів, що відбуваються в околі фронтів тріщини при чергуванні циклів різної амплітуди (взаємовплив навантажень) на кінетику росту втомних тріщин (РВТ).

На довговічність деталей машин також істотно впливає неповна визначеність експлуатаційного навантаження, характеристик механічних властивостей аналізованого матеріалу, локальної геометрії тріщин та елементів конструкцій.

Проблема передбачення довговічності за змінної амплітуди навантаження дуже давно цікавила вчених та інженерів. Багато праць стосуються різних її аспектів, зокрема вивчення механізмів взаємодії навантажень різної амплітуди, побудови та обґрунтування моделей розвитку тріщин, схематизації спектрів навантаження, моделювання підростання тріщин в елементах конструкцій і машин тощо.

Вплив одноразових перевантажень розтягом на швидкість РВТ досліджено в працях В.Т. Трощенко, В.В. Панасюка, В.В. Покровського, А.Н. Шувалова, П.В. Яснія, П.С. Куня, А.Б. Злочевського, J.

Schijve, J.C. Newman, K. Sadananda, A.K. Vasudevan, W.S. Johnson, J.B. Chang, O.E. Wheeler, J. Willenborg. Великий внесок у дослідження і прогнозування швидкості РВТ за нерегулярного навантаження з детерміністичних позицій зробили О.Є. Андрейків, І.П. Волчок, В.С. Іванова, А.Я. Красовський, Г.М. Никифорчин, О.П. Осташ, В.В. Панасюк, В.І. Похмурський, С.В. Серенсен, Г.Т. Сулим, В.Т. Трощенко, С.Я. Ярема, J. Abelkis, J.M. Barsom, J.B. Chang, N. Gravier, С.М. Hudson, W.S. Johnson, S. Kocańda, J.C. Newman, P.C. Paris, C. Robin, K. Sadananda, R. Sunder, A.K. Vasudevan, R.J.H. Wanhill, J.D. Willenborg, O.E. Wheeler та ін.

Підходи до імовірнісної оцінки надійності і довговічності розвинуто у працях В.В. Болотіна, П.М. Вітвицького, Б.З. Марголіна, І.В. Ориняка, J.E. Collipriest, F.P. Grooteman, T. Łagoda, E. Macha, B. Palmberg, J.W. Provan, K. Sobczak, B.F. Spencer, Jr, Ben H. Thacker, J.J. Xiong та ін.

Проте вказані підходи не враховують реального розкиду характеристик механічних властивостей матеріалу, локальних розмірів конструкції та розмірів тріщин, параметрів навантаження тощо. Таким чином, актуальною задачею є опрацювання методик оцінювання ресурсу, які ґрунтуються на моделюванні руйнування за нерегулярного навантаження з урахуванням імовірнісно-статистичних особливостей навантаження, механічних властивостей та геометрії дефектів.

У першому розділі розглядаються основні детерміністичні підходи до оцінювання впливу одноразових і багаторазових перевантажень на швидкість підростання втомних тріщин, описані механізми затримки росту тріщини після перевантаження розтягом. З'ясовано, що вивчення закономірностей впливу одноразових перевантажень на кінетику росту втомних тріщин і їх аналітичне відтворення є визначальними для розробки адекватних моделей РВТ за нерегулярного навантаження.

Також у цьому розділі описано методики дослідження швидкості РВТ за сталоамплітудного навантаження та після одноразових і багаторазових перевантажень розтягом (розтягом-стиском). До-

сліджено основні закономірності впливу асиметрії циклу навантаження і величини перевантаження на кінетику розвитку втомних тріщин в алюмінієвих сплавах авіаційного призначення. Побудовано моделі і опрацьовано методики прогнозування росту втомних тріщин після одноразового та багаторазового перевантаження розтягом і розтягом-стиском. Результати розрахунку підростання втомних тріщин за створеними методиками прогнозування РВТ зіставлено з експериментальними даними, отриманими на пластинах з центральною тріщиною із алюмінієвих сплавів після одновісних перевантажень розтягом та розтягом-стиском.

Другий розділ стосується аналізу ймовірно-статистичних аспектів прогнозування росту втомних тріщин. Подано функції розподілу, які застосовували для опису характеристик механічних властивостей матеріалу, параметрів прикладених навантажень та розмірів тріщини. Викладені методики статистичної обробки параметрів циклічної тріщиновитримності та запропоновано відповідне програмне забезпечення. Описано застосування методу Монте-Карло до розв'язування задач механіки руйнування.

Опрацьовано й обґрунтовано методику моделювання росту наскрізних і поверхневих втомних тріщин в елементах конструкцій за регулярного і випадкового навантажування за обраними регресійними моделями з урахуванням параметрів статистичних розподілів навантаження, механічних властивостей і геометрії тріщини. Запропонована методика дає можливість отримати статистичний розподіл фінальних довжин тріщин для наперед заданої кількості циклів навантаження і розподіл довговічності для наперед заданої довжини тріщини.

Змодельовано ріст втомних тріщин в пластинчастому елементі крила літака із тріщиною за експлуатаційного навантаження. Під час реалізації експериментального дослідження росту втомних тріщин за випадкового навантаження використано програму генерації випадкової послідовності навантажувальних. Для опису експлуатаційних наван-

тажень планера транспортного літака застосовано стандартизований метод типу “TWIST”.

У третьому розділі запропонований імовірно-статистичний підхід застосовано до оцінювання ресурсу осей колісних пар локомотивів. Виявлено основні закономірності впливу асиметрії циклу і нерегулярного навантажування на швидкість підростання втомних тріщин в матеріалах осей колісних пар локомотивів. Із використанням числових методів досліджено НДС і обчислено коефіцієнти інтенсивності напружень для осі з поверхневою тріщиною колісної пари електропотяга за експлуатаційних схем навантаження. Змодельовано підростання поверхневих втомних тріщин в осях колісних пар.

Introduction

Many elements of structures and machines, including aircrafts, railway transport, pipelines, rolling mills, offshore drilling platforms, etc., during their operation are subjected to variable amplitude loading of stochastic nature. An important task is the evaluation of structural elements lifetime at the design phase and their residual lifetime during the operation, taking into account the achieved level of damage and degradation of the material.

The lifetime of these structures, calculated at constant amplitude loading, significantly differs from the real fatigue lifetime as well as from evaluated one taking into account the sequence of loading under variable amplitude loading.

Depending on sequence of loading, crack growth can be accelerated or retarded comparing with the result of constant amplitude loading. This effect is caused by interaction influence of transitive processes that occur in crack front under alternation of cycles of varying amplitude (load interaction) on fatigue cracks growth rate (FCG).

Durability of machine parts is also influenced by incomplete evaluation of operational load parameters, mechanical properties of material, local geometry of cracks and structural elements.

The problem of lifetime prediction under variable amplitude loading has been of great interest for scientists and engineers for a long time. Many papers deal with its various aspects, including the study of interaction mechanisms of different stress amplitudes, elaboration and approving of cracks models, spectrum loading schematization, modelling of FCG in structural elements of machines and others.

The effect of single overload tension on the FCG rate was studied in papers of V.T Troshchenko, V.V. Panasyuk, V.V. Pokrovsky, A.N. Shuvalov, P.V. Yasniy, P.S. Kun', A.B Zlochevskiy, J. Schijve, J.C. Newman, K. Sadananda, A.K. Vasudevan, W.S. Johnson, J.B. Chang, O.E. Wheeler, J. Willenborg. A great contribution to the study and prediction of FCG at irregular loading at deterministic positions did O.E Andreikiv, I.P. Vol-

chok, V.S. Ivanov, A.Y. Krasovskii, G.M. Nykyforchyn, O.P. Ostash, V.V. Panasyuk, V.I. Pokhmurskii, S.V. Sørensen, G.T. Sulym, V.T. Troshchenko, S.J. Yarema, J. Abelkis, J.M. Barsom, J.B. Chang, N. Gravier, C.M. Hudson, W.S. Johnson, S. Kocańda, J.C. Newman, P.C. Paris, C. Robin, K. Sadananda, R. Sunder, A.K. Vasudevan, R.J.H. Wanhill, J.D. Willenborg, O.E. Wheeler and others.

Probabilistic approaches for evaluation of reliability and durability were developed in the works of V.V. Bolotin, P.M. Vitvytskyi, B.Z. Margolin, I.V. Orynyak, J.E. Collipriest, F.P. Grooteman, T. Łagoda, E. Macha, B. Palmberg, J.W. Provan, K. Sobczak, B.F. Spencer, Jr, Ben H. Thacker, J.J. Xiong and others.

But these approaches do not take into account the real characteristics scatter of the materials mechanical properties, local design and crack size, loading parameters etc. Thus, the actual problem is the study of methods for fatigue lifetime evaluation based on the fracture modelling at variable amplitude loading taking into account the probabilistic and statistical characteristics of loading, mechanical properties and geometry of defects.

The first chapter deals with main deterministic approaches for evaluation of single and multiple overloads effects on FCG rate, it describes the mechanisms of crack growth retardation after single overload by tension. It is shown that the study of single overloads laws on FCG rate and their analytical representation is crucial to develop adequate FCG models at variable amplitude load.

This chapter also describes the research methods for FCG rate under constant amplitude loading, after single tension overload and multiple tension-compression overloads. The basic regularities of load ratio and overload factor influence on FCG rate in aluminum alloys for aviation purposes are studied. The models and estimation methods of FCG prediction after single and multiple overloads by tension and tension-compression are designed. The results of FCG rate calculation based on proposed prediction methods were compared with experimental data obtained on aluminum alloy center-cracked plate specimens after uniaxial tensile and tension-compression overloads.

The second chapter concerns the analysis of probabilistic and statistical aspects of FCG prediction. Distribution functions used to describe the mechanical properties of the material, parameters of the applied load and crack size are presented. Methods of statistical processing of cyclic crack resistance parameters and corresponding software are given. The application of the Monte Carlo method for solving the fracture mechanics problems is described.

Methods for modelling of penetrating and surface fatigue cracks growth in structural elements under constant and variable amplitude loading using selected regression models taking into account statistical parameters distribution of load, material properties and crack geometry. The technique makes it possible to obtain a statistical distribution of the final crack length for a predetermined number of load cycles and durability distribution for a predetermined crack length.

FCG in flat panels of aircraft wings under operating loading are modelled. During experimental study of FCG under variable amplitude loading the program for generating of random loading sequence was applied. Standardized method "TWIST" was used to generate the operating loading sequences on panels of transport airplane wing.

In the third chapter, the proposed probabilistic-statistical approach is applied for evaluation of railway wheelset axle resource. It was obtained the main effects of stress ratios and variable amplitude load interactions on the FCG rate in materials of railway wheel pair axles. The stress-strain state and stress intensity factors for surface cracked wheelset axle under operating are investigated using numerical methods. Surface fatigue cracks growth in the wheelset axles are simulated.

Позначення величин

a – глибина поверхневої тріщини;

l – довжина наскрізної тріщини;

$l_{K_{\max}}$ – розмір пластичної зони циклу навантаження за сталої амплітуди навантаження;

$l_{KV_{\min}}$ – віддаль від точки перевантаження до точки мінімальної швидкості РВТ після перевантаження;

$l_{K_{ol}}$ – розмір пластичної зони циклу перевантаження;

AD – статистичне значення критерію А-Д;

C – стала рівняння Періса;

C_0 – параметр рівняння Уокера за нульової асиметрії циклу навантаження;

C_R – стала рівняння Уокера з урахуванням відмінної від нуля асиметрії циклу навантаження R ;

CVD – критичне значення А-Д критерію;

D – діаметр осі;

E – модуль пружності першого роду;

F_0 – функція розподілу;

FORM – метод надійності першого порядку;

F – навантаження;

$f_x(x)$ – функція густини розподілу випадкового вектора x ;

H_0 – нульова гіпотеза;

$g(x)$ – гранична функція;

K – КІН нормального відриву;

K_{fc} – критичний КІН за циклічного навантаження;

K_{\min} – найменший КІН;

K_{\max} – найбільший КІН;

ΔK – розмах КІН;

ΔK_{th} – розмах порогового КІН;

K_{Ic} – в'язкість руйнування за статичного навантаження;

K_{Jc} – в'язкість руйнування за статичного навантаження, обчислення через J_{Ic} , K_r – параметр ДОР;
 L_r – параметр ДОР;
 M – кількість елементів вибірки;
 n – показник степеня рівняння Періса;
 N – кількість циклів навантаження;
 n_f – кількість випадків руйнування;
 n_s – кількість проб;
 P_f – ймовірність руйнування;
 V – швидкість росту втомної тріщини (РВТ);
 V_{min} – мінімальна швидкість РВТ після перевантаження;
 Q_{ol} - коефіцієнт перевантажування розтягом;
 Q_{ul} - коефіцієнт перевантажування стиском;
 R – коефіцієнт асиметрії циклу навантаження;
SORM – метод надійності другого порядку;
 U – випадковий вектор;
 x – вектор випадкових змінних;
 Y – поправкова (калібрувальна) функція;
 $z_{(i)}$ – i -те сортоване, стандартизоване значення вибірки;
 α – рівень значущості;
 $\phi(u)$ – функція густини розподілу u ;
 ν – коефіцієнт Пуассона;
 σ – середнє квадратичне відхилення;
 $\sigma_{0,2}$ – умовна межа текучості;
 σ_a – амплітуда циклу навантаження;
 σ_b – нормальні напруження у бруто-січенні в місці тріщини;
 σ_m – середнє значення напруження циклу навантаження;
 σ_{min} – мінімальне значення напруження циклу навантаження;
 σ_{max} – максимальне значення напруження циклу навантаження;
 σ_{int} – залишкове напруження (брутто) циклу після перевантаження;
 σ_U – межа міцності;
ДОР – діаграма оцінювання руйнування;

КДВР – кінетична діаграма втомного руйнування;

КІН – коефіцієнт інтенсивності напружень;

МСЕ – метод скінченних елементів;

НДС – напружено-деформований стан;

РВТ – ріст втомних тріщин.

Розділ 1. Детерміністичні підходи до оцінки ресурсу елементів конструкцій літаків

1.1. Детерміністичні моделі для оцінки росту втомних тріщин за змінної амплітуди навантаження

Елементи космічних та авіаційних конструкцій, бурових платформ на шельфі, залізничних локомотивів і вагонів, опорні шарніри мостів та багато інших конструкцій та їх елементів повинні сприймати навантаження змінної амплітуди. І виявляється, що виконаний у припущенні сталості амплітуди навантаження прогноз ресурсу (залишкового ресурсу) таких конструкцій істотно відрізняється від реалій експлуатації та передбачення, здійсненого з урахуванням взаємодії різних навантажень і послідовностей за змінної амплітуди навантаження, які істотно впливають на швидкість росту втомних тріщин.

На основі аналізу літературних даних [1 – 11] основними механізмами затримки РВТ після одноразового перевантажування є: затуплення фронту тріщини; закриття тріщини; залишкові напруження попереду вершини тріщини. Залежно від умов навантаження (коефіцієнта перевантажування, асиметрії циклу, величини зусилля регулярного навантажування, агресивності середовища, рівня пошкоженості матеріалу) і характеристик механічних властивостей матеріалу той чи інший механізм може стати домінуючим.

Моделі Віллера і Вілленборга [12, 13] базуються на припущенні про основний вплив залишкових напружень, наведених перевантажуванням у вершині втомної тріщини, вплив яких враховується через відношення розмірів пластичних зон (ПЗ) перевантажування l_{ol} і регулярного навантаження l_{reg} .

Віллер [12] запропонував сповільнення росту тріщини описувати коефіцієнтом затримки РВТ ϕ , як множником у рівнянні Періса

$$\phi = (l_i / (l_o + l_{ol} - l))^m = (l_i / l_{reg})^m \quad (1.1)$$

за умов $(l+l_i) < (l_o+l_{ol})$, де l_o – довжина тріщини в точці перевантажування; l – поточна довжина тріщини; m – стала. Умова $(l+l_i) \geq (l_o+l_{ol})$ означає, що тріщина проросла ПЗ перевантажування і коефіцієнт затримки $\phi=1$.

Вплив залишкових напружень [13] Вілленборг описує ефективними значеннями КІН ΔK_{eff} і коефіцієнту асиметрії циклу навантаження R_{eff} :

$$\begin{aligned} \Delta K_{\text{eff}} &= K_{\text{max}(\text{eff})} - K_{\text{min}(\text{eff})}, \\ R_{\text{eff}} &= K_{\text{min}(\text{eff})} / K_{\text{max}(\text{eff})}, \end{aligned} \quad (1.2)$$

де $K_{\text{max}(\text{eff})}$ і $K_{\text{min}(\text{eff})}$ – максимальне і мінімальне ефективне значення КІН.

Моделі Вілленборга і Віллера дають можливість поциклово підсумовувати приріст тріщини за програмно змінюваного навантаження.

Відомі також параметричні методи визначення кількості циклів затримки N_d РВТ після одноразового перевантажування або ступінчастого зниження амплітуди навантаження [14–17]. У загальному випадку N_d визначається як функція параметрів, що описують умови навантаження, і характеристик механічних властивостей матеріалу.

Відомі моделі прогнозування РВТ за випадкового навантаження ґрунтуються на детермінованих [18 - 23] підходах.

J.M. Barsom для опису РВТ за змінної амплітуди навантаження у сталях мостів використав RMS-підхід [18], який дає усереднену швидкість росту тріщини без урахування ефектів взаємодії

$$da/dN = C(\Delta K_{\text{rms}})^m, \quad (1.3)$$

де ΔK_{rms} – середньоквадратичний розмах КІН.

Аналогічний підхід був запропонований С. М. Hudson [19], який послідовність навантажування описав середньоквадратичним максимальним $(K_{\text{max}})_{\text{rms}}$ і мінімальним $(K_{\text{min}})_{\text{rms}}$ значеннями КІН

$$\frac{da}{dN} = \frac{C\Delta K_{\text{rms}}^m}{(1 - R_{\text{rms}})K_C - \Delta K_{\text{rms}}}, \quad (1.4)$$

$$\Delta K_{\text{rms}} = (K_{\text{max}})_{\text{rms}} - (K_{\text{min}})_{\text{rms}}, \quad (1.5)$$

де $R_{\text{rms}} = (S_{\text{min}})_{\text{rms}} / (S_{\text{max}})_{\text{rms}}$.

Цей метод також дає можливість визначити середню швидкість РВТ за змінної амплітуди навантаження і дає добрі результати, якщо вплив взаємодії навантажування незначний.

Періс вперше застосував розмах коефіцієнту інтенсивності напружень ΔK як характеристику умов навантажування для опису швидкості РВТ на ділянці II кінетичної діаграми втомного руйнування (КДВР) [24, 25]:

$$\frac{da}{dN} = C\Delta K^n, \quad (1.6)$$

де $\Delta K = K_{\text{max}} - K_{\text{min}}$; K_{min} , K_{max} – мінімальне та максимальне значення КІН циклу навантаження; C , n – параметри матеріалу.

Модифікована узагальнена модель Willenborg була запропонована NASGRO [20]. Ця модель розширює узагальнений підхід Willenborg на випадок зменшення затримки росту тріщини. Обмеженням на застосовуваність цієї моделі є те, що величину Φ_0 треба отримати із експерименту. В основному вона застосовується для прогнозування росту втомних тріщин в елементах конструкцій літаків.

$$\begin{aligned} \frac{da}{dN} &= \frac{C\Delta K_{\text{eff}}^m}{(1 - R_{\text{eff}})K_C - \Delta K_{\text{eff}}} \\ \Delta K_{\text{eff}} &= (K_{\text{max}})_{\text{eff}} - (K_{\text{min}})_{\text{eff}} \\ (K_{\text{max}})_{\text{eff}} &= K_{\text{max}} = K_{\text{red}} \\ (K_{\text{min}})_{\text{eff}} &= \max\{(K_{\text{min}} - K_{\text{red}}), 0\}, \text{ при } K_{\text{min}} > 0 \\ (K_{\text{min}})_{\text{eff}} &= K_{\text{min}}, \text{ при } K_{\text{min}} \leq 0 \\ K_{\text{red}} &= \Phi \left[(K_{\text{ol}})_{\text{max}} \left[1 - \left(\frac{a_n - a_{\text{ol}}}{rP_{\text{ol}}} \right) \right]^{0,5} - K_{\text{max}} \right] \end{aligned} \quad (1.7)$$

$$\Phi = 2,523\Phi_0 / (1,0 + 3,5(25 - R_u)0,6), \text{ при } R_u < 0,25$$

$$\Phi = 1,0, \text{ при } R_u \geq 0,25$$

де $R_u = S_{ul} / S_{\max,ol}$, $\Phi = 0,2 \dots 0,8$.

Модель росту втомної тріщини за випадкового навантаження, запропонована N. Gravier [21], ґрунтується на концепції закриття тріщини і в її основу покладено модель J. Newman із використанням формули W. Elber.

Залежно від коефіцієнту асиметрії циклу навантаження ($R = -1 \dots 0,7$), КІН відкриття тріщини $K_{op} = 0 \dots 4,0 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$:

$$K_{op} / K_{\max} = A_0 + A_1 R \text{ для } R = -1 \text{ і } R < 0; \quad (1.7)$$

$$K_{op} / K_{\max} = A_0 + A_1 R + A_2 R^2 + A_3 R^3 \text{ для } R \geq 0. \quad (1.8)$$

Модель була перевірена на компактних зразках із сталі осей колісних пар під дією навантажень, яким піддають реальні осі колісних пар вагонів високошвидкісних поїздів TGV. Для вибору програми випадкового навантаження використовували метод Маркова.

1.2. Дослідження характеристик циклічної тріщиновитримності за сталої і змінної амплітуди навантаження

Дослідження закономірностей впливу асиметрії циклу навантаження і одноразових перевантажень за різних значень коефіцієнта асиметрії циклу навантаження на кінетику РВТ та експериментальна апробація опрацьовуваних моделей потребують виконання великого обсягу випробувань, реєстрації на магнітних носіях великих масивів експериментальних даних. Це вимагає розробки спеціалізованих методик здійснення експериментальних досліджень і здійснення автоматизованих обчислень.

Для забезпечення необхідної точності реалізації навантажування, можливості подальшої автоматизованої обробки великих масивів експериментальних даних швидкість росту втомних тріщин досліджували на сервогідравлічній випробувальній машині СТМ-100 ви-

робництва АНТК імені О.К. Антонова. Керування випробувальною машиною і реєстрацію вимірювальних величин здійснювали програмно з використанням персонального комп'ютера, закомутованого із машиною за допомогою модуля КАМАК. Випробувальна машина забезпечує статичні та циклічні випроби за одновісного розтягустиску за різних значень коефіцієнта асиметрії циклу навантаження. Керувати машиною можна за зусиллям P (м'яке навантаження), деформацією ε (жорстке навантаження) чи переміщенням штока S . Помилки керуючого і вимірювального сигналів не перевищують 1% максимального значення окресленого масштабного діапазону. Основні технічні характеристики машини зведені в табл. 1.1.

Таблиця 1.1.

Технічні характеристики сервогідравлічної випробувальної машини СТМ-100

Table 1.1.

Technical properties of servo-hydraulic testing machine STM-100

Найбільше статичне зусилля	100 kN
Найбільше зусилля циклічного навантаження	80 kN
Робоча частота циклічного навантаження	0,005...100 Hz
Максимальний тиск гідросистеми	27,5 МПа
Продуктивність гідростанції	12...22 l/min
Споживана потужність електродвигуна	11 kW
Хід робочого штока	0...100 mm
Діапазон давача переміщення плунжера	0...100 mm
Масштабування керуючого параметра	1:1; 2:1; 5:1

Статичне чи циклічне навантаження можна здійснювати як в ручному, так і автоматизованому режимах. Автоматизоване керування машиною СТМ-100 забезпечує персональний комп'ютер за допомогою задання послідовності програмних інструкцій в середовищі ке-

руючого пакету прикладних програм ПОИСК (Програмное Обеспечение Испытаний Самолетных Конструкций). Програмне забезпечення ПОИСК створене для керування випробувальною машиною через одноканальну комутуючу систему КАМАК-АН “МУЛЬТИТЕСТ”.

Програмне забезпечення ПОИСК забезпечує виконання наступних функцій:

- підготовку параметрів і конфігурацію одного з керуючих каналів (P, ε, S);
- підготовку параметрів і конфігурацію за чотирма незалежними вимірювальними каналами ($P, \varepsilon_1, \varepsilon_2, S$);
- підготовку і реалізацію програми керуючого і вимірювальних каналів;
- реєстрацію вибраних керуючих і контрольованих параметрів випробувань з часовою дискретністю кратною 0,055 s, а також їх запис на жорсткий диск ПК;
- контроль програми випробувань і установлених аварійних меж каналів;
- можливість зміни програми каналів під час випробувань або її зупинки з наступним виконанням інструкції “програма зупинки каналу” чи виходом на заданий рівень статичного навантаження;
- контроль екстремумів параметрів каналів, незалежно від часової дискретності реєстрації;
- контроль екстремумів параметрів каналів в режимі осцилографа.

Програма керування створюється введенням стандартизованих команд (інструкцій), що дають можливість реалізувати описані вище функції. Робота із програмою здійснюється у діалоговому режимі.

Окрім того, ПОИСК передбачає генерацію стандартизованої випадкової послідовності зусиль “TWIST” за заданим спектром експлуатаційних навантажень конструкційних елементів планера літака. Результатом роботи відповідної підпрограми TWIST є файл з розширенням *.lod послідовності символічних значень. Великим буквам послідовності відповідають максимальні півцикли зусиль, малим – мінімальні. При реалізації випадкової послідовності навантаження

кожному символу присвоюється відповідне значення зусилля, яке відпрацьовується машиною з заданою частотою. Крім того, ПОИСК дає можливість відпрацювати будь-яку послідовність навантажень, яка може бути запроектована поза межами власного середовища та записана у необхідному форматі.

Для дослідження швидкості РВТ використовували плоскі прямокутні зразки із центральною тріщиною, виготовлені з пластин алюмінієвих сплавів Д16чТ і Д16Т. Завдяки малій густині і високим показникам опору руйнуванню за статичного, циклічного та динамічного навантаження, хорошій корозійній стійкості і технологічності, вказані алюмінієві сплави використовують в авіабудуванні для виготовлення несучих конструкцій, лонжеронів, стрінгерів, деталей фюзеляжу, панелей обшивки планерів літаків.

Конструкція зразків, що моделюють панелі обшивки крила транспортного літака з отвором під заклепку, опрацювана згідно із ГОСТ 25.506-85 та РД 50-345-82 [26, 27]. Робоче креслення зразка з центральним отвором зображене на рис.1.1. Для визначення умовної межі текучості і тимчасового опору руйнування сплавів Д16чТ і Д16Т використовували зразки, зображені на рис. 1.2. Визначений спектральним аналізом хімічний склад сплавів та основні характеристики механічних властивостей подано у табл. 1.2.. Зразки з сплаву Д16Т виготовляли з пластин завтовшки 3 mm; із сплаву Д16чТ – з пластин завтовшки 4 mm. На поверхні отворів зразків (рис.1.1.) в обох напрямках прогнозованого росту тріщин робили гострі надрізи (концентратори). Робочу поверхню зразка завширшки ≈ 20 mm, вздовж напрямку РВТ додатково полірували до рівня шорсткості $R_a=0,05$. На цих поверхнях, перпендикулярно до напрямку РВТ наносили розмітку з дискретністю $1 \pm 0,01$ mm. Для цього використовували спеціальне тарувально-розмічувальне пристосування, виготовлене на основі механізму мікроподачі мікроскопа, уніфікованої мікрометричної головки МГ-0,01 та годинникового індикатора ИЧТ-0,001.

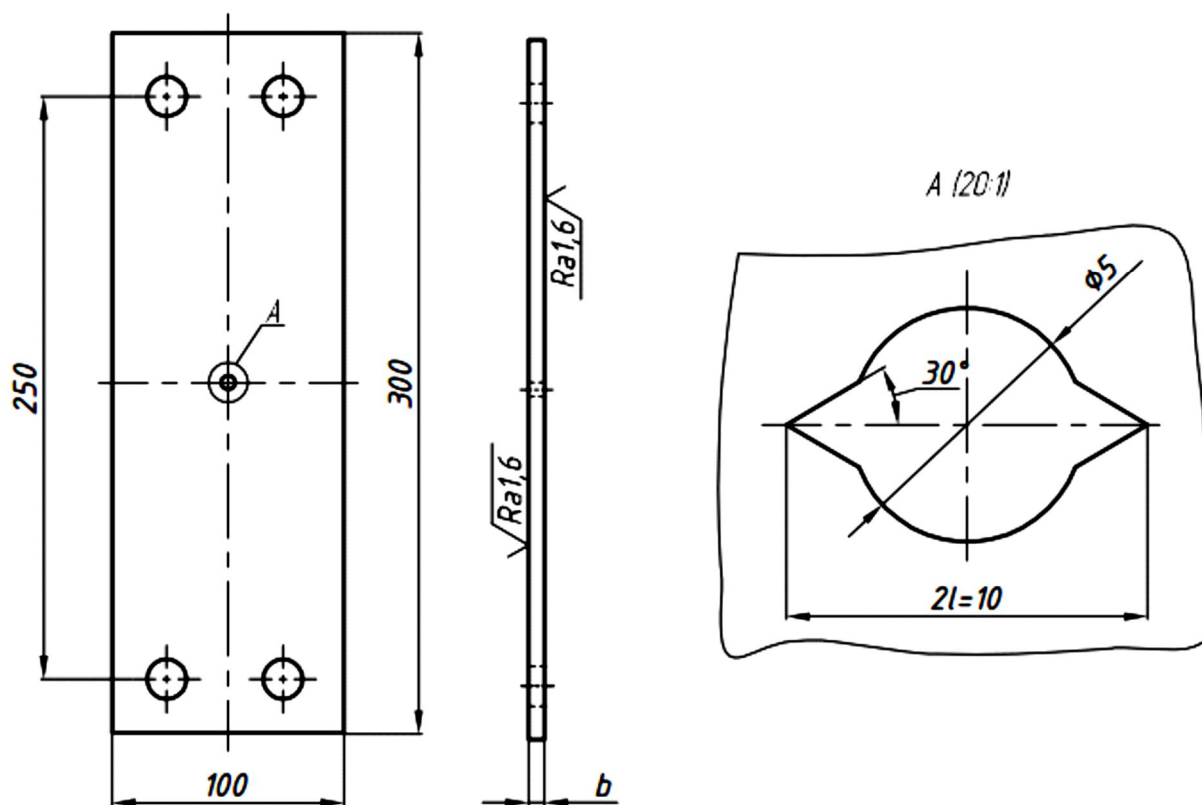


Рис. 1.1. Зразок для дослідження швидкості РВТ

Fig. 1.1. The specimen for FCG rate study

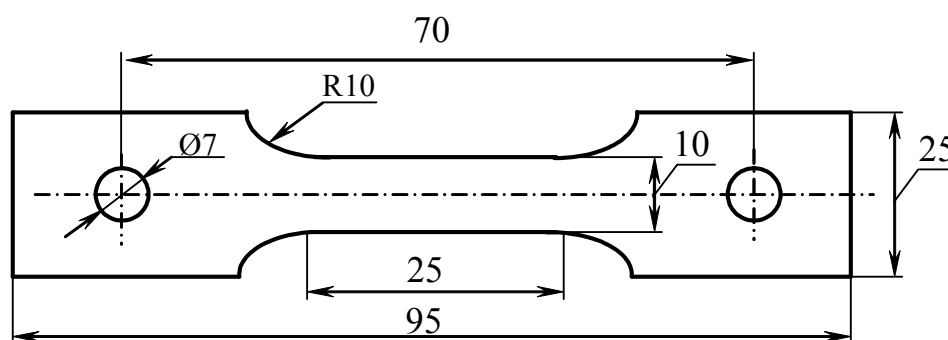


Рис. 1.2. Зразок для дослідження характеристик механічних властивостей сплавів

Fig. 1.2. The specimen for study of mechanical properties of alloys

Таблиця 1.2.

Хімічний склад та деякі характеристики механічних властивостей
досліджуваних алюмінієвих сплавів

Table 1.2.

The chemical composition and some characteristics of material properties of the
studied aluminium alloys

Сплав Д16чТ (2024-Т3)						
Cu,%	Mg,%	Mn,%	Si,%	Fe,%	Ti,%	Al
4,0	1,6	0,75	0,07	0,05	0,03	Основа
$\sigma_{0,2}$, МПа		σ_U , МПа		$\sigma_U/\sigma_{0,2}$		
300		430		1,53		
Сплав Д16Т (2024-Т3)						
Cu,%	Mg,%	Mn,%	Si,%	Fe,%	Ti,%	Al
3,8	1,2	0,35	0,38	0,23	0,05	Основа
$\sigma_{0,2}$, МПа		σ_U , МПа		$\sigma_U/\sigma_{0,2}$		
255		390		1,63		

Для забезпечення можливості циклічного навантаження плоских зразків опрацювана конструкція затискачів (рис. 1.3). При розробці конструкції були виключені рухомі з'єднання із зазорами, що забезпечило підвищену жорсткість зв'язку машини із зразком і виключило можливість ударів при зміні напрямку навантажування (розтяг-стиск). Для жорсткого кріплення вилки опори 1 до тяги машини передбачено вісім отворів для болтових з'єднань. Зусилля від тяги до зразка передається за допомогою восьми шайб 2. Для поліпшення зчеплення із зразком на шайбах передбачені кільцеві рівчаки (зубці) з боку прилягання до зразка 5. Ці рівчаки також перешкоджають розширенню матеріалу в зоні контакту і виникненню стискувальних напружень поза цією зоною, забезпечуючи підсилення ділянки отворів.

Шайби притискаються до зразка з допомогою болтових з'єднань 4 без контакту болта із зразком. Таке кріплення вважається міцнішим

і спроможне передавати більші зусилля, аніж, наприклад, кріплення з використанням пальця [28].

Тягові зусилля від машини до шайб передаються через вилку 1. З допомогою болтів 3 шайби жорстко затискаються в отворах вилки. Усі деталі виготовлені з сталі 30ХГСА, загартовані до $\sigma_U=1200\pm 10$ МПа.

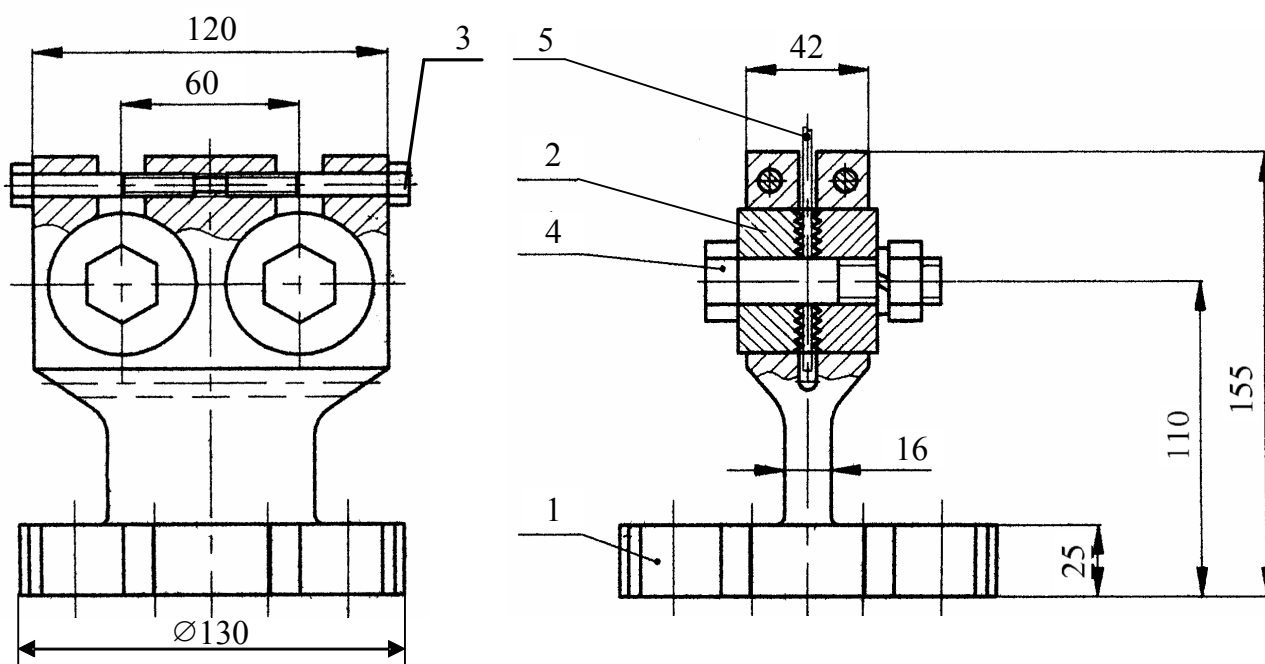


Рис. 1.3. Конструкція затискачів для передачі зусиль від випробувальної машини СТМ-100 до плоских зразків

Fig. 1.3. The design of clamps to transmit the forces of the testing machine STM-100 to plane specimens

КІН для плоских зразків з центральною тріщиною визначали за формулою:

$$K_{\max} = \sigma_{\max} \sqrt{\pi l} \times Y, \quad (1.10)$$

де $Y = \left[1 - 0,025 \left(\frac{l}{W/2} \right)^2 + 0,06 \left(\frac{l}{W/2} \right)^4 \right] \sqrt{\sec \frac{\pi l}{W}}$ – поправкова функція [29, 30]; l – половина довжини тріщини; W – ширина зразка; $\sigma_{\max} = P_{\max}/F$ – максимальне напруження (брутто) циклу навантаження; P_{\max}

– максимальне зусилля циклу навантаження; F – площа поперечного перерізу зразка.

Швидкість РВТ за регулярного циклічного навантажування досліджували на електрогідравлічній випробувальній машині СТМ-100 в автоматизованому режимі з керуючим ПК в умовах одновісного розтягу з контрольованим розмахом зусилля (м'яке навантаження) за кімнатної температури. Частота навантаження $f=10\text{Hz}$, форма циклу – синусоїда, асиметрія циклу навантаження $R= P_{\min}/P_{\max}=0; 0,3; 0,5; 0,7$ (тут P_{\min} – найменше зусилля циклу навантаження). На попередньо розмічених зразках з гострими надрізами (рис.1.1) ініціювали тріщину відповідно до рекомендацій [27].

Довжину тріщини вимірювали на поверхні зразка, використовуючи відеосистему на базі промислової телевізійної установки ПТУ-44 (рис. 1.4).

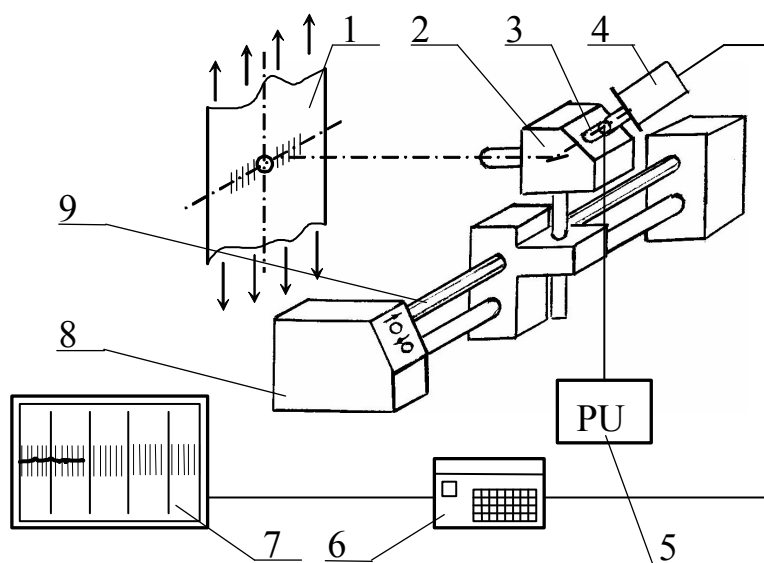


Рис. 1.4. Система спостереження за ростом втомної тріщини

Fig. 1.4. Observing system for fatigue crack growth

До складу системи входять: досліджуваний зразок 1; бінокулярний мікроскоп МБС-10; освітлювальне пристосування 3; блок живлення 5; телевізійна камера 4 типу КТП-64; пульт керування 6 типу ПУ-80; монохромний відеоконтрольний пристрій 7 типу ВК 50; регу-

льований електричний привід 8, що забезпечує переміщення мікроскопа вздовж напрямку росту тріщини з допомогою гвинтового вала 9.

Використання конструкції дає можливість з регульованою швидкістю переміщувати оптичну вісь мікроскопа вздовж напрямку росту тріщини з трьома ступенями вільності, регулювати яскравість і контрастність зображення, освітлення робочої поверхні. Для вимірювання приросту довжини тріщини можливе використання накладної координатної сітки. Системою забезпечується збільшення на моніторі $\times 230$; 180; 90; 45. Розміри зображення 308×394 mm, роздільна здатність 500×600 ліній.

Швидкість РВТ досліджували за допомогою системи, схема якої зображена на рис. 1.5. Початкове навантаження відповідало швидкості РВТ приблизно $V_0 \times 10^{-8}$ m/cycle. Потім значення K_{\max} ступінчасто зменшували на 15%, а при досягненні нижчої від 10^{-9} m/cycle швидкості K_{\max} знижували на 5%. На кожній ступені навантаження було сталим.

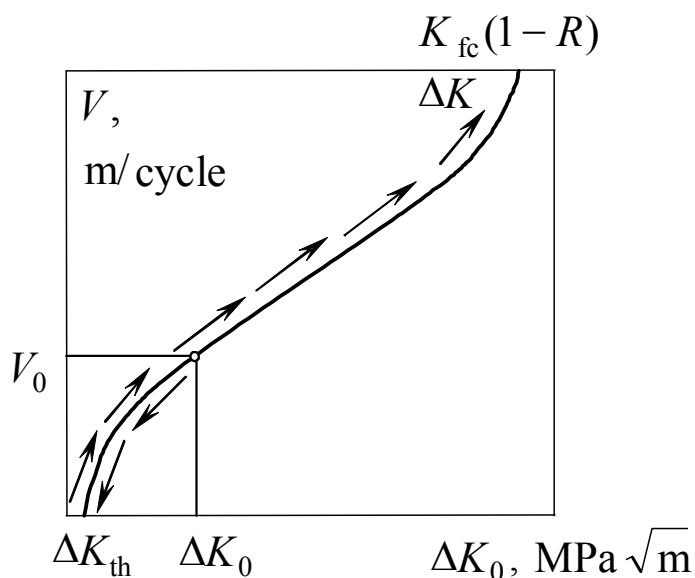


Рис. 1.5. Схема випробувань на швидкість росту втомних тріщин

Fig. 1.5. Testing scheme for fatigue cracks growth rate

Для усунення впливу перехідних процесів у вершині тріщини на швидкість РВТ забезпечували приріст півдовжини тріщини Δl , більший від розрахункової довжини пластичної зони (ПЗ) l_{PZ} , визначеної за формулою [28]:

$$l_{PZ} = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_{\max}}{\sigma_{0,2}} \right)^2 = \frac{\sigma_{\max}^2 l_0}{2\sigma_{0,2}^2}, \quad (1.11)$$

і лише після цього реєстрували кількість циклів навантаження і приросту тріщини, не меншого 0,1 mm [26, 30].

Поріг ΔK_{th} визначали за відсутності підростання тріщини після 10^8 cycle. Після досягнення порогової швидкості РВТ навантаження ступінчасто (на 5% при $V < 10^{-9}$ m/cycle) збільшували. Експериментальні дані низькоамплітудної ділянки кінетичної діаграми втомного руйнування (КДВР) вважали достовірними, якщо значення швидкості РВТ при зниженні навантаження попадали в одну смугу розкиду з даними отриманими при збільшенні навантаження. При $V > 10^{-9}$ m/cycle значення K_{\max} дискретно збільшували на 15%. На кожній ступені робили не менше чотирьох замірів, при цьому Δl не перевищувало 0,2 mm. Коли швидкість РВТ перевищувала 10^{-6} m/cycle, заміри робили при дискретному збільшенні K_{\max} на 5%, як і на низькоамплітудній ділянці. При досягненні K_{\max} рівня приблизно 90% від розрахункового критичного КІН за циклічного навантаження K_{fc} , розмах навантаження залишали сталим. Критичне значення КІН (циклічну в'язкість руйнування) K_{fc} визначали за максимальним КІН при доломі зразка. Довжина тріщини $2l$ при цьому не перевищувала 0,6W.

Кінетичні діаграми втомного руйнування (КДРВ) за кожного рівня асиметрії циклу навантаження будували за результатами випробувань двох зразків або чотирьох незалежних випробувань, оскільки РВТ в обох напрямках від центрального отвору зразка вважається незалежним.

Для підвищення точності вимірювання приросту тріщини та усунення перехідних процесів у вістрі тріщини машину не розвантажували, а плавно виводили на режим статичного навантаження, рівного середньому $(P_{\min}+P_{\max})/2$ (рис. 1.6). Час виходу на постійне навантаження, як і на рівень максимального, після вимірювань довжини тріщини прийняли $t_{st}=3s$. Такий вибір забезпечив відсутність можливих за високих навантажень перехідних процесів (стрибків навантаження) при мінімальному часі t_{st} . Загальний час $t_{st}+t_m$ для вимірювання приросту Δl в обох напрямках РВТ не перевищував 1 min.

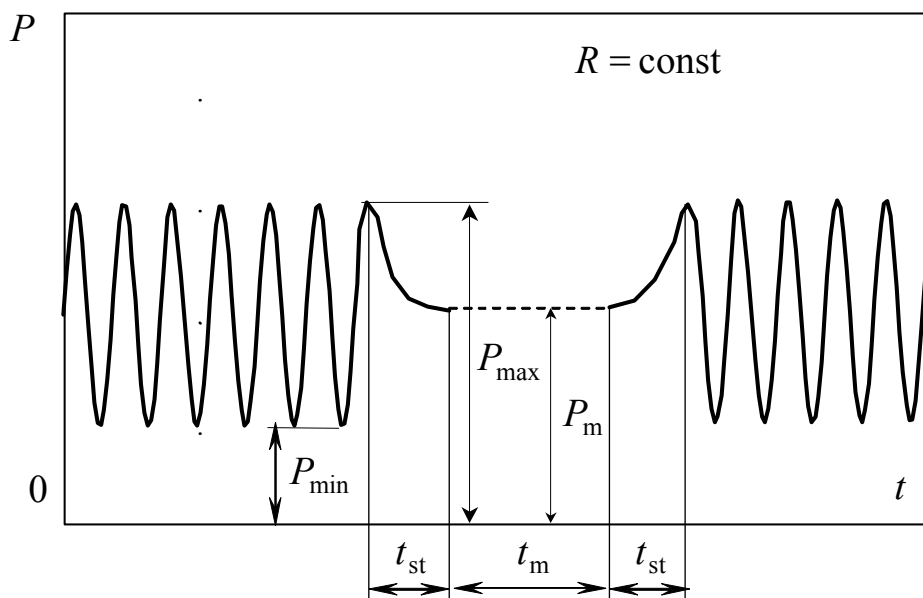


Рис. 1.6. Схема виходу зусилля на постійне значення при вимірюванні приросту тріщини

Fig. 1.6. The scheme of reaching a constant value of force for the measurement of crack length

Упродовж випробувань на жорсткому диску ПК реєстрували кількість циклів і параметри навантаження (P_{\max} , P_{\min}) для кожного зафіксованого приросту тріщини. Це забезпечило необхідну точність при визначенні розмаху КІН та можливість подальшої автоматизованої обробки даних РВТ і побудови КДВР.

Вплив одноразових і багаторазових перевантажень розтягом, а також розтягом-стиском, на швидкість РВТ в алюмінієвих сплавах Д16Т і Д16чТ досліджували на електрогідравлічній машині СТМ-100 за кімнатної температури. При випробуваннях контролювали розмах зусилля, частоту навантаження $f=10$ Hz, форму циклу $P=f(t)$ – синусоїду.

Швидкість РВТ після одноразових перевантажень досліджували у межах середньоамплітудної ділянки КДВР за таких значень коефіцієнта асиметрії циклу навантажування: $R=0; 0,3; 0,5; 0,7$. Такий вибір умов реалізації випробувань пов'язаний із особливостями експлуатаційного навантажування крила транспортного літака АН-140.

У табл. 1.3 подано розрахункові значення експлуатаційних напружень (брутто) специфічних циклів, визначених на основі спектру випадкових навантажень у найбільш навантаженому перерізі нижньої кореневої частини крила транспортного літака.

Таблиця 1.3.

Розрахункові напруження циклів спектру експлуатаційного навантаження крила транспортного літака АН-140 при крейсерському польоті

Table 1.3.

Stress cycles ranges of transport airplane AN-140 wing in cruising flight

Рівень	σ_{\max} , МПа	σ_{\min} , МПа
I	161,20	-14.05(0)
II	145,42	1,43
III	120,47	26,68
IV	103,55	43,31
V	91,79	55,36

Для визначення коефіцієнтів асиметрії циклу навантаження та коефіцієнтів перевантажень під час випробувань запропоновано програму генерації випадкової послідовності рівнів навантажувань. Для цього використано стандартизований метод типу TWIST експлуатаційних зусиль планера транспортного літака, опрацьований сумісно

Лабораторією Міцності “LBF” (Дармштадт, ФРН) і Національною Авіаційно-космічною лабораторією “NLR” (Нідерланди) [31]. В основу опрацьованої АНТК “Антонов” для транспортного літака АН-140 розробки покладено зведені для кожного типу польоту за рівнем складності (А, В, С, D, Е) у табл. 1.4 значення кількості кожного типу польоту в блоці з 5000 польотів, а також кількості циклів навантажень (відповідно табл. 1.3) в окремому типі польоту для крейсерського етапу польоту.

Таблиця 1.4.

Типи польотів за складністю, їх кількість і кількість циклів навантаження різної амплітуди в кожному типі польоту

Table 1.4.

Definition of flight types and number of load cycles withing each flight

Тип польоту	К-сть польотів в блоці з 5000	К-сть навантажень (повні цикли) для 5-ти рівнів навантажень					Загальна к-сть циклів за один політ
		I	II	III	IV	V	
A	1	1	1	3	22	44	71
B	17		1	2	20	34	57
C	191			1	9	26	36
D	1146				3	20	23
E	3645					11	11
Кількість циклів кожного рівня навантаження		1	18	228	5519	68603	
Загальна кількість циклів навантаження за 5000 польотів		1	19	247	5766	74369	

У даному випадку, представлена таблиця спектру навантажувальних 5x5, тобто – 5 видів польотів за складністю (залежно від турбулентності атмосфери) і 5 видів навантажень у кожному типі польоту. Такі спектри 5x5 використовує також і фірма “Боїнг” для натурних випробувань планерів літаків B-757 і B-767 [32].

Програма генерації випадкової послідовності зусиль складається з двох основних елементів:

- вибору реалізації різних типів польотів з блоку 5000 польотів (ресурс АН-140 – 50000 польотів). Є 5 різних типів польоту (табл. 1.4);
- вибору послідовності реалізації зусиль всередині кожного польоту. Є 5 різних рівнів амплітуд зусиль. Для кожного типу польоту кількість зусиль кожного рівня є заданою.

ПК генерує випадкове число, якому відповідає заданий тип польоту А,...Е, потім – випадкове число, якому відповідає задане зусилля під час цього польоту. Вибір зусиль у польоті продовжується до тих пір, поки не буде вибрана їх загальна кількість за політ.

Результатом роботи програми є файл послідовності випадкових навантажень із розширенням *.lod (сумісний із програмою "ПОИСК"), у вигляді набору символічних значень "Char" (рис. 1.7), великим літерам відповідають максимальні півцикли зусиль, малим – мінімальні. Цей файл може використовуватися програмою "ПОИСК" для керування випробувальною машиною СТМ-100. Відповідно до табл. 1.3 кожному символу відповідає зусилля, що спричиняє бруто-напруження (символу "А" відповідає σ_{\max} – додатній півцикл, символу "а" – мінімальний σ_{\min}), яке відпрацьовується сервогідравлічною машиною. Амплітуда кожного наступного півциклу послідовності може відрізнитися від попередньої. На рис. 1.7 зображено випадкову послідовність реалізації навантажень польоту типу А. Приклад випадкової послідовності напружень польоту типу А зображений на рис. 1.8.

<p>D e E e E e E e B d E e E e E e E c D e E e E e A d E e C d E e D d E e D d E d E d D e E d D e D e D d E e E d E e D e D e E d E e E d E b D e E d D d E e D d E e E e E e C e E e E e E d E e D e D e E e D d E e E e E e E e E e D e D d D e E e D c E d E d D d E e E e C a D c E d E e</p>

Рис. 1.7. Випадкова послідовність навантажень польоту типу А

Fig. 1.7. Random sequence of type A flight loads

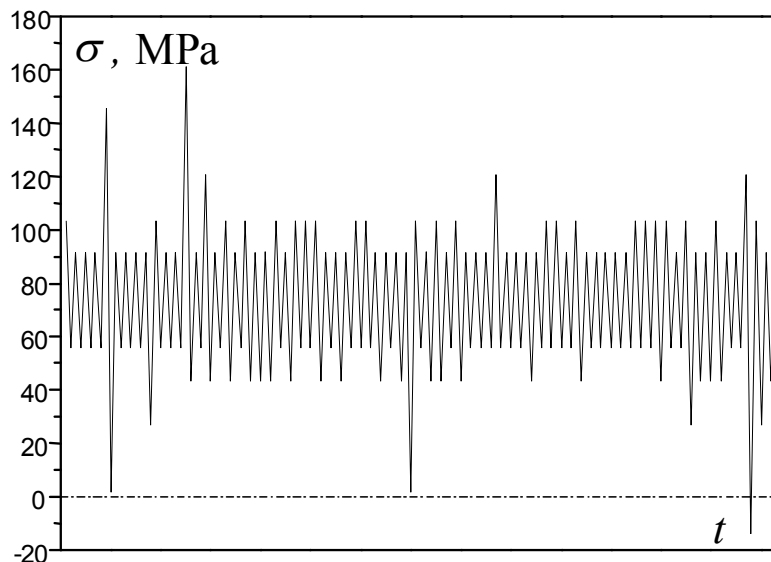


Рис. 1.8. Приклад напруження випадкової послідовності польоту типу А

Fig. 1.8. Example of random sequence of stresses of type A flight

На основі програмного аналізу отриманої послідовності випадкових навантажень 5000 польотів (74396 cycle) визначили значення і кількість циклів навантажування з однаковим коефіцієнтом асиметрії (табл. 1.5).

Асиметрія циклу навантаження R змінювалася в межах від 0 до 0,603 (мінімальне напруження циклу “Г” табл. 1.3 прийняли нульовим). Розрахункові КІН циклів навантаження в межах робочої ділянки зразків $18\text{mm} \leq l \leq 0,6W$ відповідають середньоамплітудним ділянкам КДВР. Перевантажуванням вважали кожний цикл, максимальне напруження якого більше від максимального напруження наступного циклу навантаження.

Для оцінки рівня перевантаження використовували коефіцієнт перевантаження розтягом:

$$Q_{ol} = P_{ol}/P_{\max} = \sigma_{ol}/\sigma_{\max} = K_{ol}/K_{\max}, \quad (1.12)$$

де P_{ol} , σ_{ol} , K_{ol} – зусилля, напруження та КІН, відповідно, при перевантаженні розтягом; P_{\max} , σ_{\max} , K_{\max} – найбільші зусилля, напруження та КІН циклу послідовності регулярного (за сталої амплітуди) навантаження, відповідно.

Таблиця 1.5.

Значення і кількість циклів однакової міри асиметрії циклу навантаження випадкової послідовності навантажень за 5000 польотів

Table 1.5.

The values and number of cycles of the same stress ratio of the loading cycle random loadings sequence of 5,000 flights

Цикл	Асиметрія циклу навантаження	К-сть циклів навантаження	Цикл	Асиметрія циклу навантаження	К-сть циклів навантаження
eA	0,343	1	dA	0,269	0
eB	0,381	0	dB	0,298	17
eC	0,460	104	dC	0,360	112
eD	0,535	4489	dD	0,418	1000
eE	0,603	64009	dE	0,472	4390
Цикл	Асиметрія циклу навантаження	К-сть циклів навантаження	Цикл	Асиметрія циклу навантаження	К-сть циклів навантаження
Цикл	Асиметрія	К-сть	Цикл	Асиметрія	К-сть
cA	0,165	0	bA	0,001	0
cB	0,184	1	bB	0,001	0
cC	0,221	11	bC	0,012	1
cD	0,258	28	bD	0,014	2
cE	0,291	188	bE	0,016	15
Цикл	Асиметрія циклу навантаження	К-сть циклів навантаження			
aA	0	0			
aB	0	0			
aC	0	0			
aD	0	0			
aE	0	1			

Коефіцієнти перевантажень послідовності змінювалися в межах $1 \leq Q_{ol} \leq 1,76$. Для того, щоб охопити увесь діапазон значущих значень коефіцієнтів асиметрії циклу навантаження і коефіцієнтів пере-

вантажування, а також визначити закономірності зміни швидкості РВТ після перевантажень, випробування здійснювали у межах середньоамплітудних ділянок КДВР за коефіцієнтів асиметрії циклу навантаження $R=0; 0,3; 0,5; 0,7$, і коефіцієнтів перевантажування $Q_{ol}=1,4; 1,7; 2$.

Відомо, що при наземній експлуатації літака в обшивці нижньої поверхні крила транспортного літака виникають напруження стиску, а при посадковому ударі – перевантажування стиском. У випадку одноразових або багаторазових перевантажень стиском [33, 34] спостерігається зростання швидкості РВТ. Виявлено, що перевантаження стиском, які прикладаються після перевантаження розтягом (комплексні перевантаження), призводять до зменшення ефекту затримки РВТ.

Закономірності РВТ за комплексних перевантажень розтягом–стиском досліджували експериментально за схемою навантажень, поданою на рис. 1.9.

Для уникнення випинання плоских зразків використовували захисний кожух [28, 33] (рис. 1.10). Для зменшення тертя між зразком 3 та пластинами 1 використовували фторопластові прокладки 2. У центральній частині однієї із пластин передбачені вирізи 4 для спостереження за РВТ.

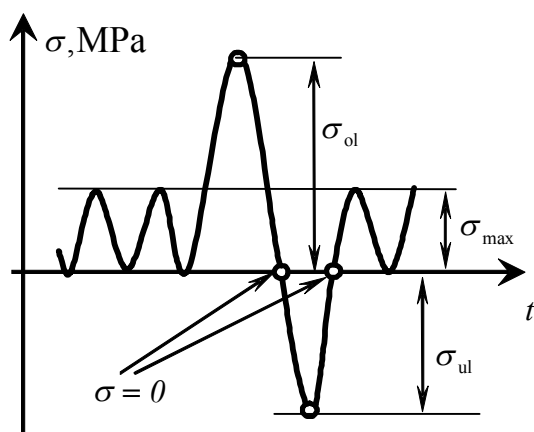


Рис. 1.9. Схема перевантажень розтягом-стиском

Fig. 1.9. The scheme of tension-compression overloading

До прикладання перевантажень розтягом чи розтягом-стиском швидкість РВТ стабілізували згідно з КДВР матеріалу. Після перевантаження машину програмно переводили в режим регулярного циклічного навантаження із фіксованим розмахом КІН та коефіцієнтом R . Для забезпечення точності експерименту відпрацьовані машиною зусилля перевантажень записували на жорсткий диск. На ділянках стрибкового прискорення, подальшого різкого зниження швидкості тріщини і максимальної затримки тріщини після перевантажень приріст тріщини заміряли через 0,02–0,03 mm. Із збільшенням (стабілізацією) швидкості РВТ дискретність замірів збільшували до 0,1 mm.

Слід зазначити, що при випробуваннях не допускали зменшення зусилля нижче мінімального значення циклу регулярного навантаження, яке могло спричинити прискорення РВТ і втрату точності експерименту.

Приріст тріщини вимірювали до часу досягнення нею розмірів розрахункової пластичної зони l_{pZ} циклу перевантаження розтягом:

$$l_{pZ} = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_{\max OL}}{\sigma_{0,2}} \right)^2 \quad (1.13)$$

де $K_{\max OL}$ – КІН перевантаження; $\sigma_{0,2}$ – умовна межа текучості матеріалу.

Перевантаження стиском характеризували коефіцієнтом перевантаження стиском Q_{ul} :

$$Q_{ul} = \sigma_{ul} / \sigma_{ol} \quad (1.14)$$

Тут σ_{ul} – напруження перевантаження стиском.

Зразки перевантажували за схемою, зображеною на рис. 1.9 і номінальними напруженнями у бруто-січенні, зазначеними у табл. 1.6.

Швидкість РВТ після перевантажень розтягом-стиском досліджували у межах середньоамплітудної ділянки КДВР, за значень $Q_{ol} = 1,4; 1,7; 2$ та $Q_{ul} = -0,6; -1; -1,4$.

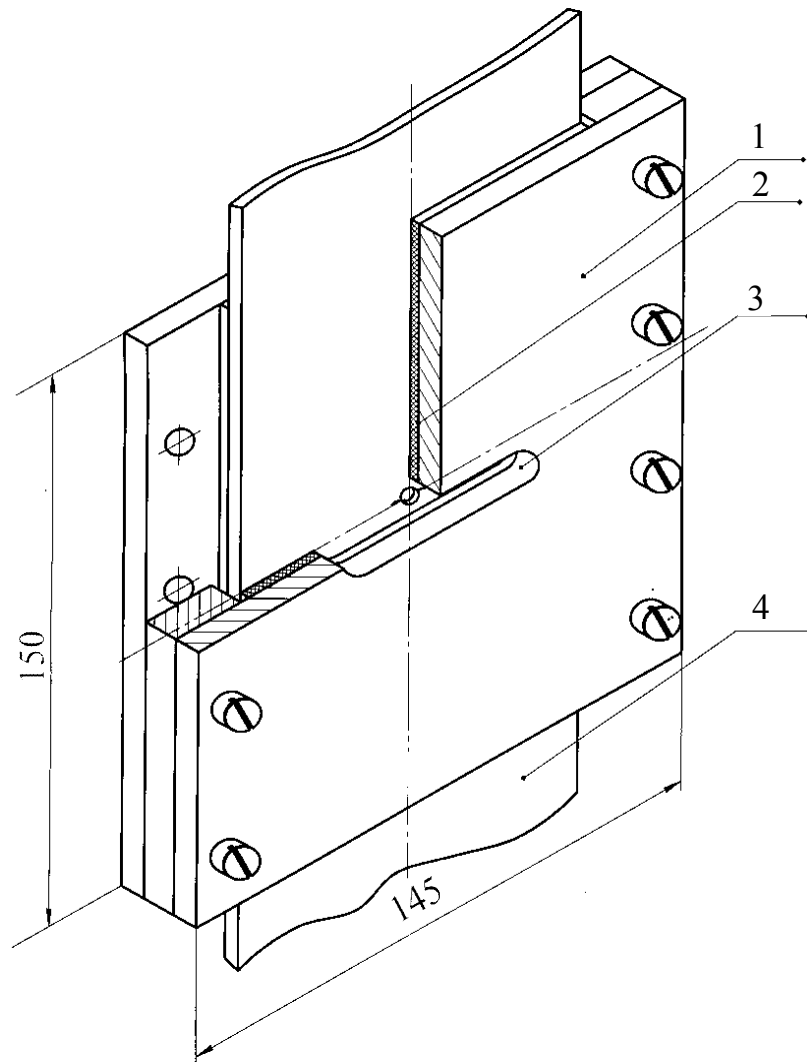


Рис. 1.10. Захисний кожух для запобігання випинанню зразка

Fig. 1.10. Protective cover to prevent bulging of the specimen

Таблиця 1.6.

Напруження перевантажень розтягом-стиском

Table 1.6.

Stresses of tension-compression overloading

σ_{ol} , МПа	σ_{ul} , МПа	Q_{ul}
124	0	0
	-75	-0,6
	-125	-1,0
	-179	-1,4
145	0	0
	-85	-0,6
	-145	-1,0
	-203	-1,4
167	0	0
	-102	-0,6
	-169	-1,0
	-230	-1,4

1.3. Вплив асиметрії циклу навантаження на швидкість росту втомних тріщин

У моделях прогнозування швидкості РВТ після одноразових перевантажень [3, 10, 12, 14, 16, 35 – 38], використовують апроксимовані певними аналітичними залежностями дані швидкості РВТ, отримані при регулярному навантаженні.

Швидкість РВТ при регулярному навантаженні в алюмінієвому сплаві Д16Т досліджували згідно методики, описаної у п. 1.2.

Для аналітичного опису експериментальних даних швидкості РВТ (рис. 1.11) використовували рівняння Періса (1.6) із параметрами $C=3,48 \cdot 10^{-11}$ m/cycle/(МПа \sqrt{m})ⁿ та $n=3,53$, визначеними методом найменших квадратів.

Швидкість РВТ при регулярному навантаженні в алюмінієвому сплаві Д16чТ [39] досліджували за коефіцієнтів асиметрії циклу $R=0; 0,3; 0,5; 0,7$, згідно запропонованої у п. 1.2 методики.

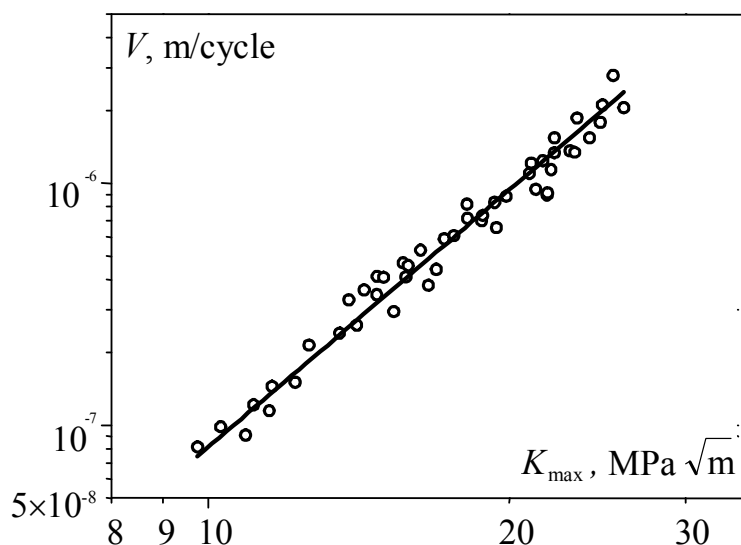


Рис. 1.11. Середньоамплітудна ділянка КДВР алюмінієвого сплаву Д16Т при $R=0,1$: \circ - експеримент, — - апроксимація за Перісом (ф-ла 1.6)

Fig. 1.11. Paris region of aluminum alloy D16T FCG diagram with $R = 0,1$: \circ - testing data, — - Paris equation (1.6)

Експериментальні дані швидкості РВТ за визначених умов регулярного навантаження у подвійних логарифмічних координатах $V \sim \Delta K$ подані на рис. 1.12.

Для аналітичного опису середньоамплітудних ділянок КДВР використали модифіковану модель Уокера [40] у вигляді:

$$V = C_R \Delta K^n$$

$$C_R = C_0 \frac{1}{(1-R)^{(1-m)n}}, \quad (1.15)$$

де $C_0 = 1,1 \cdot 10^{-11} \frac{\text{m/cycle}}{(\text{MPa}\sqrt{\text{m}})^n}$, $n=3,58$ – сталі, визначені при $R=0$; C_R – коефіцієнт, який залежить від R , m – коефіцієнт урізання (Уокера).

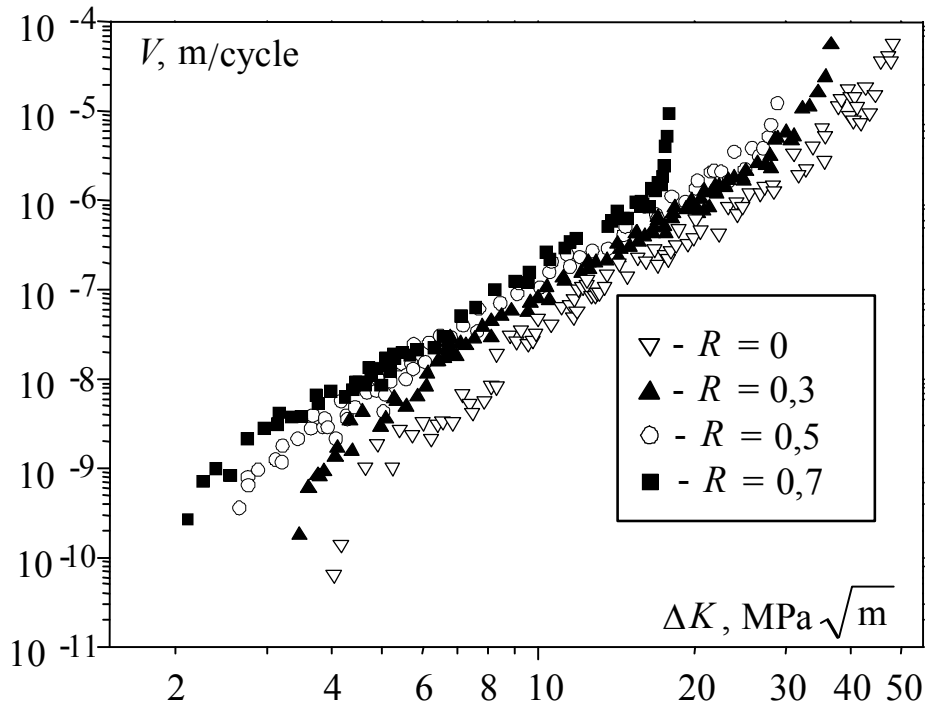


Рис. 1.12. Експериментальні дані швидкості РВТ при регулярному навантаженні за різних коефіцієнтів асиметрії циклу навантаження у сплаві Д16чТ

Рис. 1.12. Testing data of FCG rate under regular loading for different stress ratios in the D16chT (2024-T3) alloy

Коефіцієнт Уокера визначали таким чином. Для експериментальних даних швидкості РВТ у межах середньоамплітудних ділянок при $R=0; 0,3; 0,5; 0,7$ визначали коефіцієнти C_R рівняння Періса (перша частина формули (1.15)):

$$V = C_R \Delta K^n$$

Коефіцієнт $n=3,58$ сталий для кожного окремого коефіцієнта асиметрії циклу навантаження. Визначені коефіцієнти C_R для кожної асиметрії зведені в табл. 1.7. Із зростанням коефіцієнта асиметрії циклу навантаження коефіцієнт C_R збільшується, що спричинює зміщення КДВР (у координатах $V \sim \Delta K$) у бік вищих швидкостей РВТ. Ці дані використовуються для визначення коефіцієнта урізання Уокера.

Таблиця 1.7.

Значення параметрів циклічної тріщиновитримності C_R , ΔK_{th}
та K_{fc} сплаву Д16чТ

Table 1.7.

The values of cyclic crack resistance parameters C_R , ΔK_{th} and K_{fc} for
D16chT (2024-T3) alloy

R	0	0,3	0,5	0,7
$C_R, \frac{\text{m/cycle}}{(\text{MPa}\sqrt{\text{m}})^n}$	$1,10 \cdot 10^{-11}$	$2,06 \cdot 10^{-11}$	$3,02 \cdot 10^{-11}$	$4,87 \cdot 10^{-11}$
$\Delta K_{th}, \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$	3,90	3,34	2,53	2,0
$K_{fc}, \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$	48,4	56,8	59,1	59,8

Значення C_R за різних коефіцієнтів асиметрії циклу навантаження (табл. 1.7) і їхня апроксимація функцією (1.15) (друга частина формули):

$$C_R = C_0 \frac{1}{(1-R)^{(1-m)n}},$$

зображені на рис. 1.13. Значення коефіцієнта Уокера (C_R), визначене при апроксимації даних $C_R \sim R$ за коефіцієнтів асиметрії циклу навантаження $R=0; 0,3; 0,5; 0,7$ дорівнює $m=0,65$, а при $R=0; 0,3; 0,5$ дорівнює $m=0,6$. Для подальших розрахунків прикладу використовували значення $m=0,6$. Такий вибір пов'язаний з кращим узгодженням даних $C_R \sim R$ (табл. 1.7) із розрахунковими (рис. 1.13) у ширшому діапазоні зміни значень коефіцієнта асиметрії циклу навантаження послідовності TWIST.

Отримано задовільне узгодження експериментальних значень швидкості РВТ і обчислених за формулою (1.15) на середньоамплітудних ділянках КДВР за коефіцієнтів асиметрії циклу навантаження $R=0; 0,3; 0,5$ і коефіцієнту Уокера $m=0,6$. У разі $R=0,7$ експеримента-

льні дані задовільно узгоджуються з обчисленими за формулою (1.15) при $m=0,65$ (рис. 1.14).

Досліджували вплив асиметрії циклу навантаження на порогову тріщиностійкість алюмінієвого сплаву Д16чТ. Виявилось, що при збільшенні коефіцієнта асиметрії циклу навантаження розмах порогового КІН ΔK_{th} зменшується (табл. 1.7). Для опису впливу міри асиметрії на пороговий КІН (рис. 1.15) використали формулу [41]:

$$\Delta K_{th} = (1-R)^\chi \Delta K_{th0}, \quad (1.10)$$

де $\chi=0,55$ – стала матеріалу; ΔK_{th0} – пороговий КІН при $R=0$. Підвищення коефіцієнта асиметрії циклу навантаження з 0 до рівня 0,7 майже удвічі зменшує пороговий КІН алюмінієвого сплаву Д16чТ.

Критичний КІН K_{fc} (циклічна в'язкість руйнування), при якому відбувається швидке (спонтанне) підростання тріщини і доломлення зразка є важливою характеристикою циклічної тріщиновитримності матеріалу. Вважають [41, 42], що за різних коефіцієнтів асиметрії циклу навантаження значення K_{fc} залишається сталим.

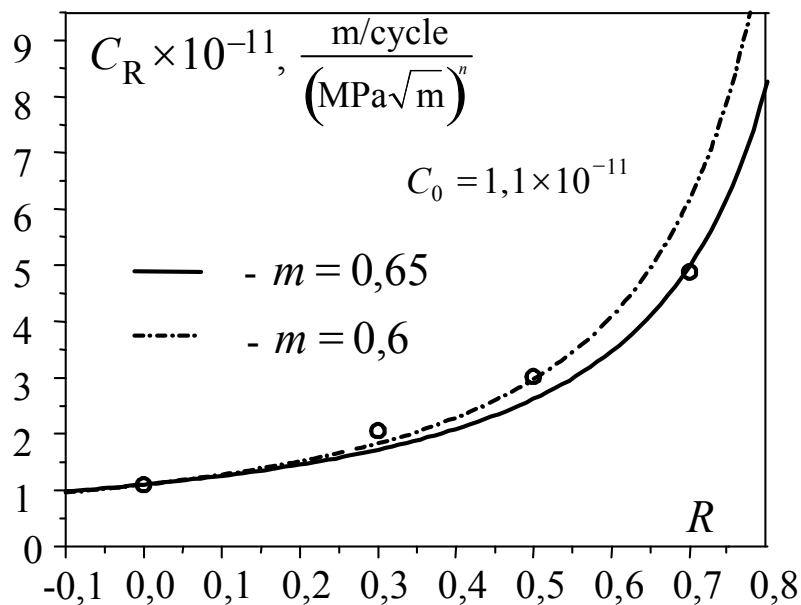


Рис. 1.13. Залежність коефіцієнта C_R алюмінієвого сплаву Д16чТ від R

Fig. 1.13. The dependency of C_R factor on R for aluminum D16chT (2024-T3) alloy

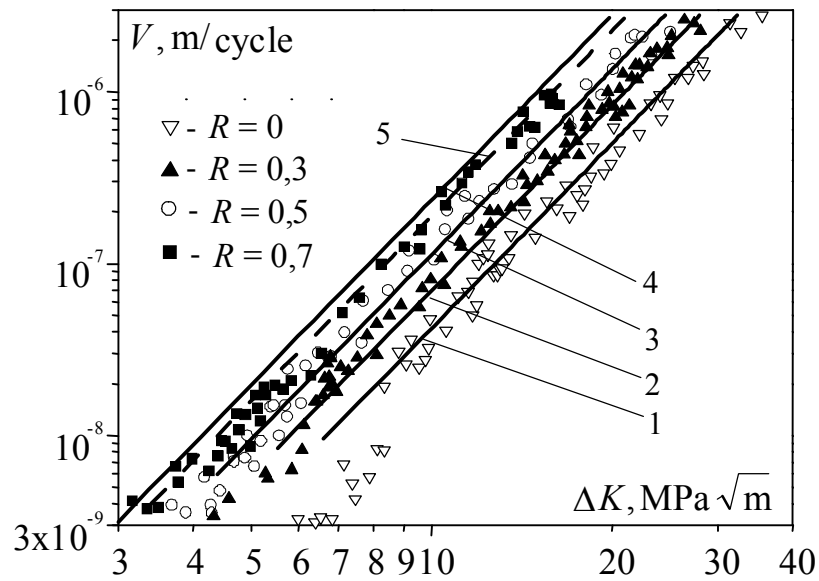


Рис. 1.14. Середньоамплітудні ділянки КДВР сплаву Д16чТ:

1 – $R=0$; 2 – $R=0,3$; 3 – $R=0,5$; 4 – $R=0,7$; 5 – $R=0,7$ і $m=0,65$

Fig. 1.14. Paris regions of FCG data for D16chT (2024-T3) alloy:

1 – $R=0$; 2 – $R=0.3$; 3 – $R=0.5$; 4 – $R=0.7$; 5 – $R=0.7$ and $m=0.65$

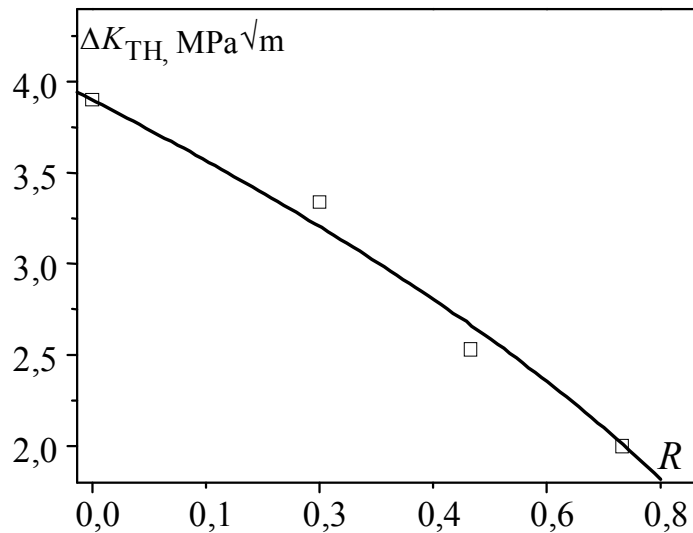


Рис. 1.15. Залежність порогового КІН алюмінієвого сплаву Д16чТ від R :

□ - експеримент, — - апроксимація (ф-ла (1.7))

Fig. 1.15. The dependency of the threshold SIF on R for aluminum alloy D16chT:

□ - testing data, — - approximation (eq. (1.7))

Критичний КІН K_{fc} алюмінієвого сплаву Д16чТ визначали за $R=0; 0,3; 0,5; 0,7$ при зростаючому внаслідок приросту тріщини значенні КІН. Стрибків тріщини при визначенні K_{fc} не спостерігали, що свідчить про яскраво виражені пластичні властивості сплаву Д16чТ. Виявлено теж, що зростання коефіцієнта асиметрії циклу навантаження з 0 до рівня 0,7 збільшує K_{fc} в 1,2 рази (табл. 1.7, рис. 1.16).

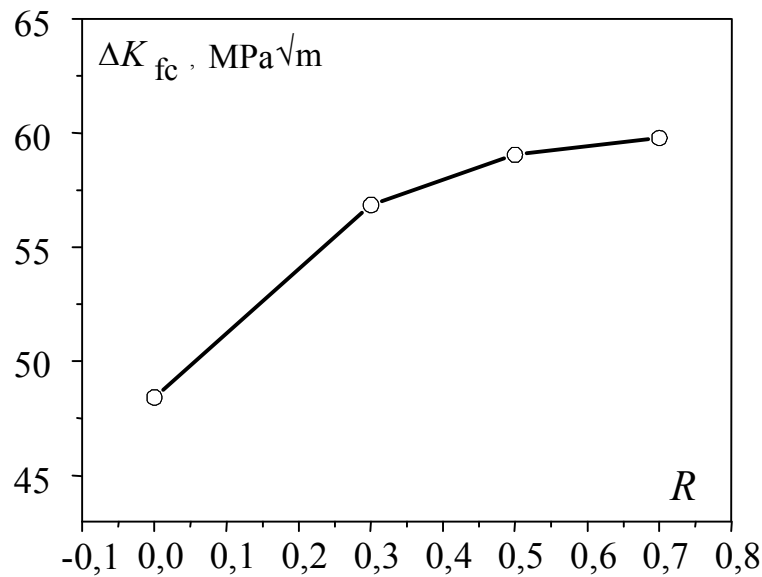


Рис. 1.16. Вплив коефіцієнта асиметрії циклу навантаження на критичний КІН K_{fc} алюмінієвого сплаву Д16чТ

Fig. 1.16. The influence of stress ratio on the critical SIF K_{fc} for aluminum D16chT (2024-T3) alloy

Виявлена закономірність зростання K_{fc} із збільшенням коефіцієнта асиметрії циклу навантаження свідчить про яскраво виражену здатність алюмінієвого сплаву Д16чТ до циклічного зміцнення і опору матеріалу втомному руйнуванню.

1.4. Вплив одноразового перевантаження розтягом на швидкість росту втомних тріщин

Одноразове перевантажування розтягом є найпростішим випадком перевантажування. Вивчення основних закономірностей РВТ після одноразового перевантажування є основою для розуміння процесів взаємовпливу навантажень при нерегулярному навантажен-

ні. Одноразові перевантажування розтягом спричинюють затримку або зменшення швидкості РВТ. Основною характеристикою одноразового перевантажування є коефіцієнт перевантажування розтягом Q_{ol} (1.12).

Крім коефіцієнта перевантажування, на затримку РВТ впливає асиметрія циклу регулярного навантаження, яке слідує відразу після перевантажування. Швидкість РВТ в сплаві Д16чТ досліджували після одноразових перевантажень з $Q_{ol}=1,4; 1,7; 2$ на середньоамплітудних ділянках КДВР, за таких значень коефіцієнта асиметрії циклу навантаження: $R = 0; 0,3; 0,5; 0,7$ згідно методики, представленої у п. 1.2.

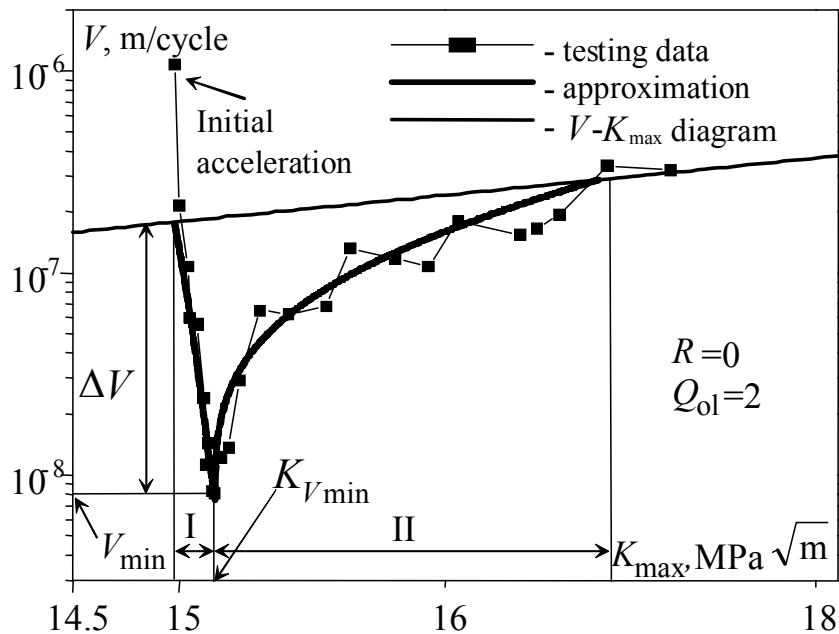


Рис. 1.17. Кінетика росту втомної тріщини після одноразового перевантажування

Fig. 1.17. Fatigue cracks growth rate after a single overload

На основі експериментальних досліджень виявлено основні закономірності кінетики РВТ після одноразового перевантажування, загальні для досліджених значень коефіцієнтів асиметрії циклу навантаження. Розглянемо окремий випадок одноразового перевантажування зразків із сплаву Д16чТ при $Q_{ol}=2$, $K_{max}=15$ MPa \sqrt{m} і $R=0$ (рис. 1.17). Відразу після одноразового перевантажування спостеріга-

ли стрибкове зростання швидкості РВТ, котре завершувалось після 30...100 cycle регулярного навантаження залежно від КІН перевантажування K_{ol} . Вплив параметрів навантаження на початкове зростання швидкості РВТ не досліджували, оскільки кількість циклів і приріст довжини тріщини на цій ділянці є незначними у порівнянні із загальною кількістю циклів затримки і приростом довжини тріщини після перевантажування. Після початкового прискорення РВТ спостерігається різке зменшення швидкості РВТ до деякого мінімального значення V_{min} . Період початкового прискорення і різкого зменшення швидкості РВТ називається запізненням затримки РВТ після перевантажування (ділянка I, рис. 1.17). На ділянці II швидкість РВТ поступово зростає від V_{min} до значення при регулярному навантаженні для відповідної КДВР (суцільна крива, рис. 1.17). Мінімальна швидкість РВТ V_{min} після перевантажування є точкою перегину кривої стабілізації швидкості РВТ. Відтак дослідження впливу параметрів Q_{ol} , K_{ol} , R на мінімальну швидкість V_{min} є важливим для прогнозування розвитку втомної тріщини після одноразового перевантажування.

На рис. 1.18 – 1.21 подані експериментальні результати дослідження швидкості РВТ у сплаві Д16чТ після одноразових перевантажень. Для порівняння на рисунках зображені середньоамплітудні ділянки КДВР та їх апроксимації за формулою (1.15). Із збільшенням коефіцієнта перевантажування Q_{ol} зменшується мінімальна швидкість затримки РВТ (V_{min}) після перевантажування. Ця закономірність зберігається при коефіцієнтах асиметрії циклу навантажування $R=0...0,7$. Зазначимо, що із зростанням міри асиметрії за сталих значень $Q_{ol} = const$ і $K_{max} = const$ величина V_{min} зменшується. Тобто ефект затримки швидкості РВТ після перевантажування при $K_{max} = const$ і $Q_{ol} = const$ збільшується із зростанням міри асиметрії циклу навантаження R . Таким чином, затримку РВТ після одноразового перевантажування контролюють обидва параметрами навантаження Q_{ol} і R .

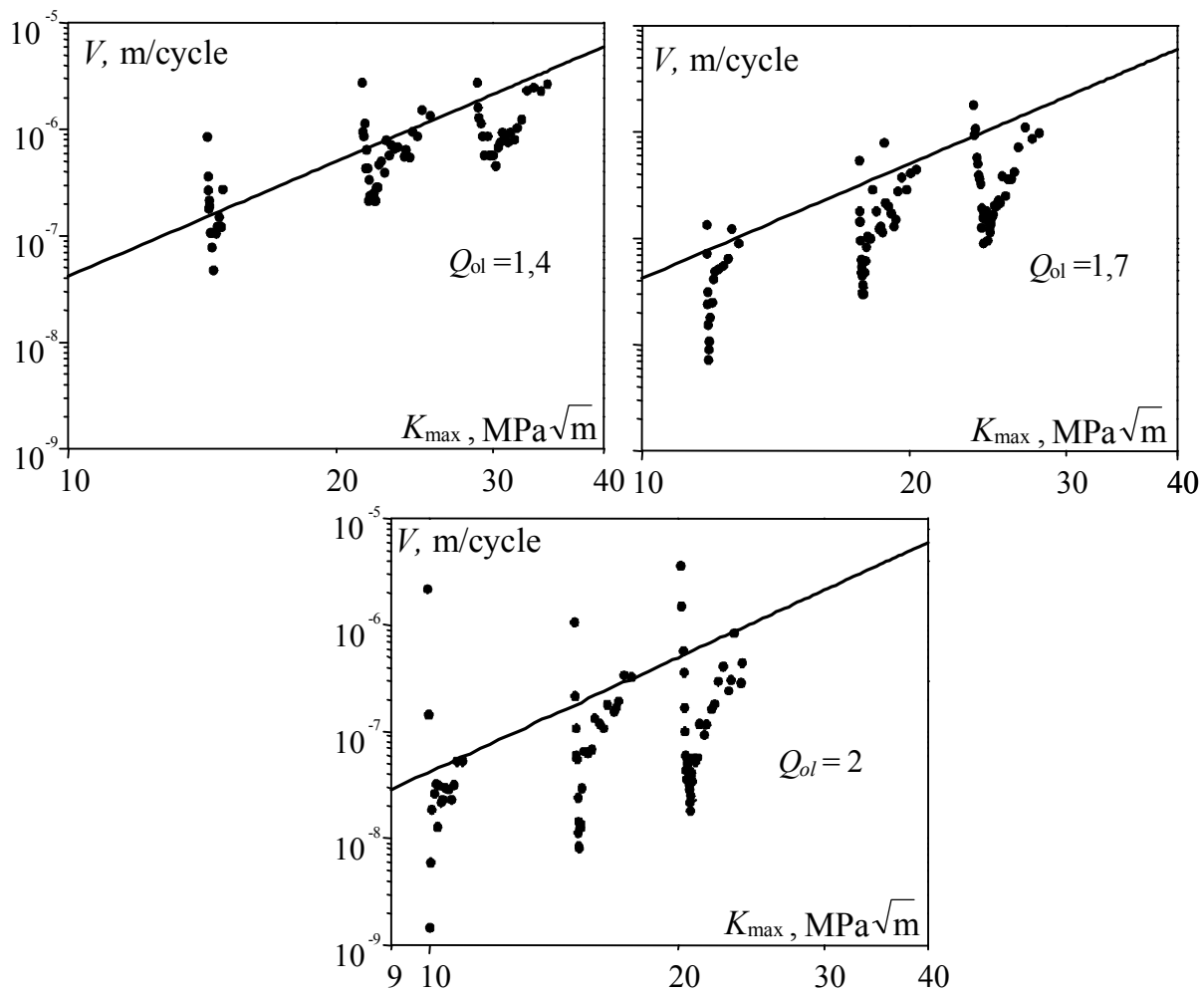


Рис. 1.18. Кінетика РВТ після одноразових перевантажень при $R=0$:

• - експеримент; КДВР, — - ф-ла (1.15)

Fig. 1.18. FCG rate after single overloads at $R = 0$:

• - experimental data; — - FCG diagram, eq. (1.15)

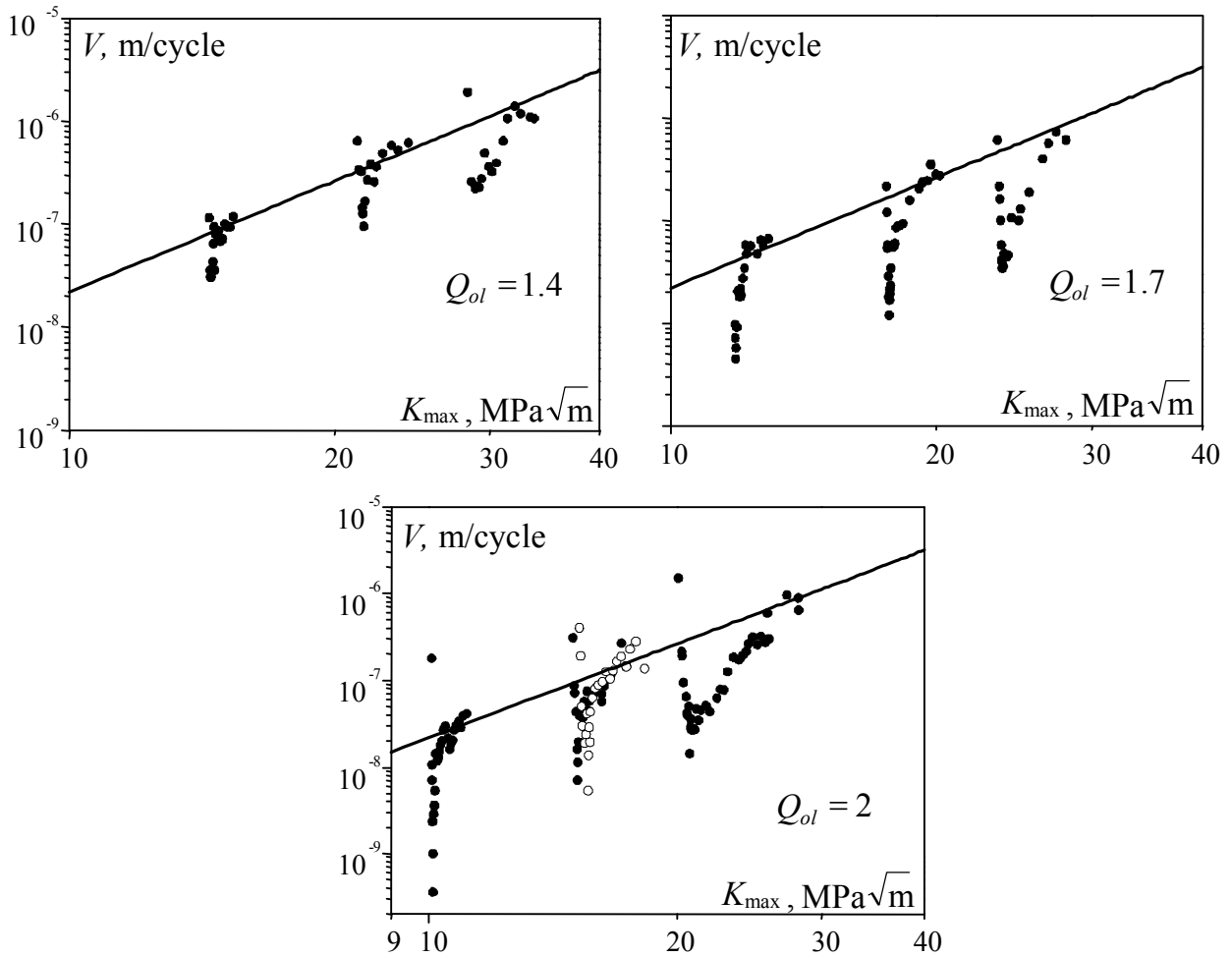


Рис. 1.19. Кінетика РВТ після одноразових перевантажень при $R = 0,3$:

●, ○ - експеримент; КДВР, — - ф-ла (1.15)

Fig. 1.19. FCG rate after single overloads at $R = 0.3$:

●, ○ - experimental data; — - FCG diagram, eq. (1.15)

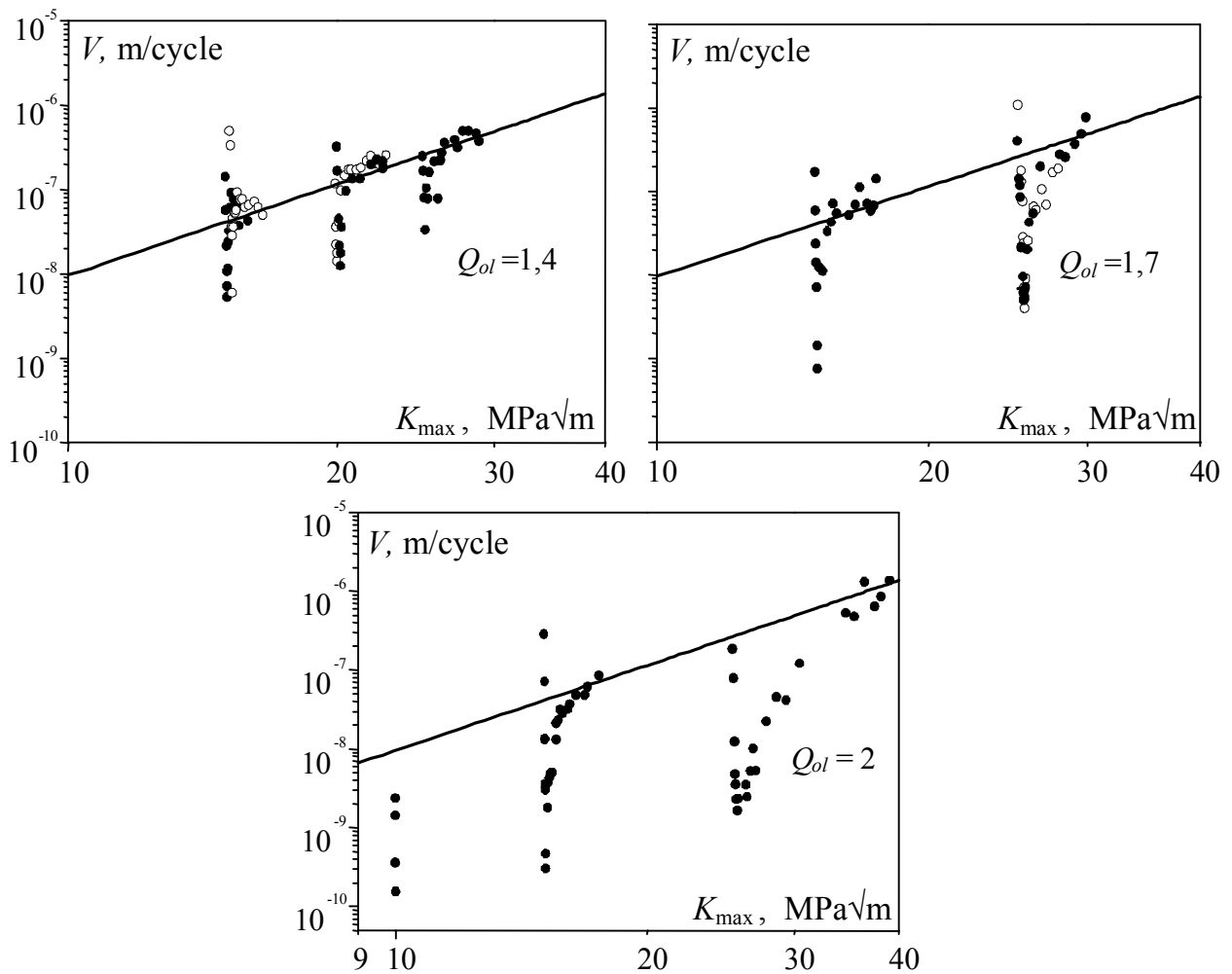


Рис. 1.20. Кінетика РВТ після одноразових перевантажень при $R = 0,5$:

●, ○ - експеримент; — - КДВР, ф-ла (1.15)

Fig. 1.20. FCG rate after single overloads at $R = 0.5$:

●, ○ - experimental data; — - FCG diagram, eq. (1.15)

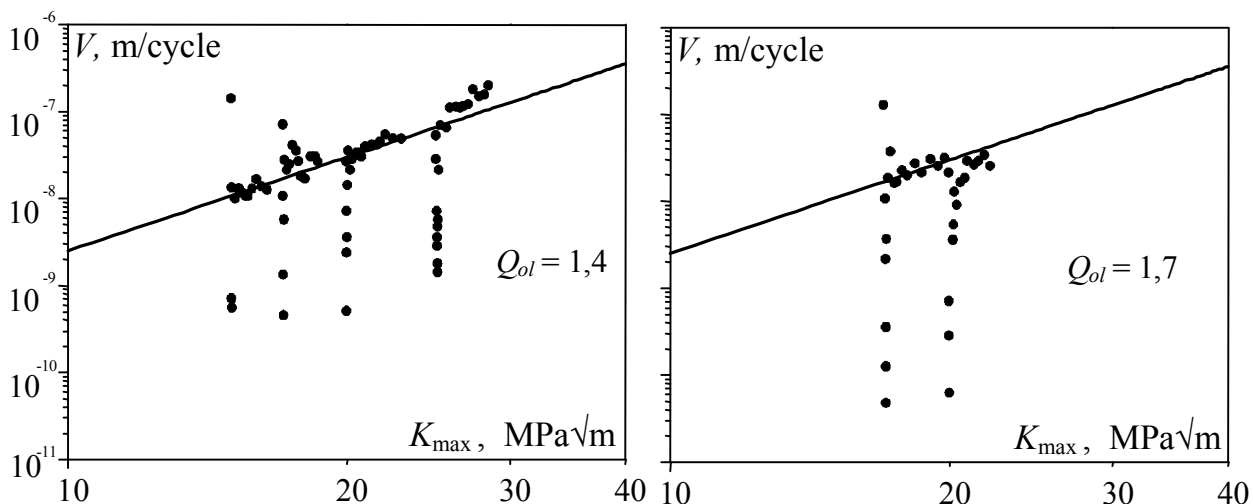


Рис. 1.21. Кінетика РВТ після одноразових перевантажень при $R=0,7$:

● - експеримент; — - КДВР, ф-ла (1.15)

Fig. 1.21. FCG rate after single overloads at $R = 0.7$:

● - experimental data; — - FCG diagram, eq. (1.15)

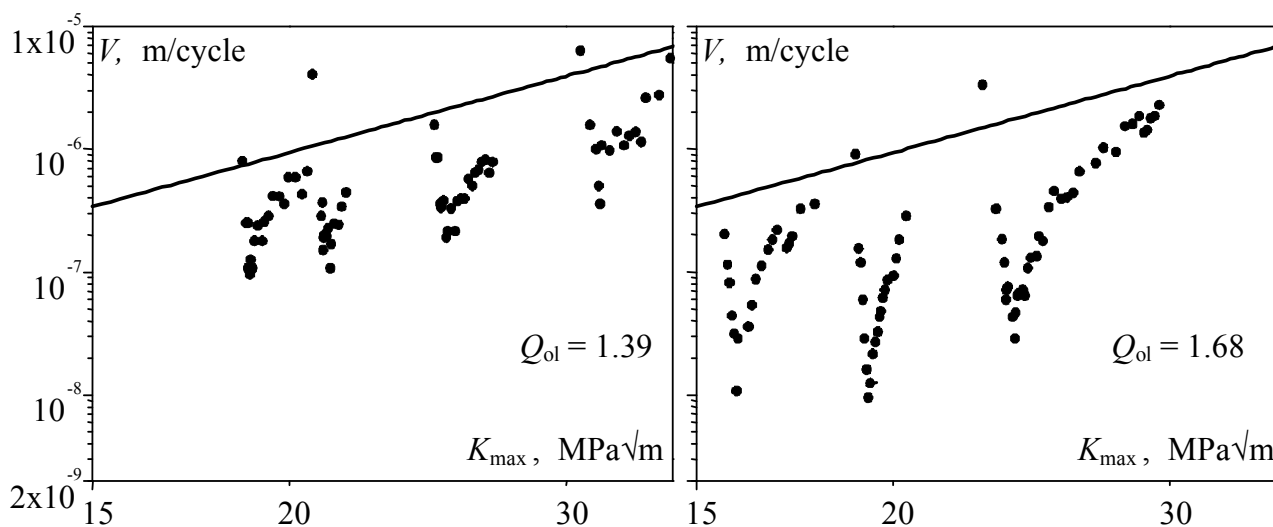


Рис. 1.22. Кінетика РВТ у сплаві Д16Т після одноразових перевантажень при

$R=0,1$: ● - експеримент; — - КДВР, ф-ла (1.15)

Fig. 1.22. FCG rate after single overloads in D16T alloy at $R = 0.5$:

● - experimental data; — - FCG diagram, eq. (1.15)

Подібні закономірності РВТ після одноразових перевантажень спостерігали у сплаві Д16Т за коефіцієнта асиметрії циклу наванта-

ження $R=0,1$ і коефіцієнтів перевантажування $Q_{ol}=1,39; 1,68$ (рис. 1.22).

Таким чином, оцінюючи затримку РВТ після одноразового перевантажування необхідно враховувати коефіцієнт перевантажування Q_{ol} , коефіцієнт інтенсивності напружень, що безпосередньо передуює перевантажуванню і асиметрію циклу регулярного навантажування, при якій відбувається стабілізація швидкості РВТ.

1.5. Оцінка мінімальної швидкості РВТ після одноразового перевантажування

Після завершення етапу I (запізнення затримки) втомної тріщини (рис. 1.17), швидкість РВТ після одноразового перевантажування сягає деякого мінімального значення [43, 44]. За високих коефіцієнтів перевантажування Q_{ol} і малого розмаху КІН регулярного навантаження спостерігали зупинку РВТ [17]. У літературі бракує експериментальних і теоретичних результатів досліджень впливу параметрів перевантажування на мінімальну швидкість РВТ (V_{min}), якої досягає тріщина після одноразового перевантажування. У роботі досліджено вплив одноразових перевантажень на мінімальну швидкість РВТ при коефіцієнтах перевантажування $Q_{ol} = 1,4; 1,7; 2$, за коефіцієнтів асиметрії циклу $R = 0; 0,3; 0,5$ і $Q_{ol} = 1,4; 1,7$ у разі $R = 0,7$.

Для визначення мінімальної швидкості затримки РВТ у кожному випадку перевантажування обчислювали максимальне зменшення швидкості РВТ, як різницю між швидкістю РВТ, що безпосередньо передуює перевантаженню і мінімальною швидкістю росту тріщини після перевантаження [45]:

$$\Delta V = V - V_{min}. \quad (1.17)$$

Швидкість РВТ, що передувала перевантаженню, обчислювали за формулою (1.15). У цій формулі замість ΔK використовували $K_{max}(1-R)$, а значення коефіцієнта C_R брали із табл. 1.7:

$$V = C_R (K_{max}(1-R))^n. \quad (1.18)$$

Отримані значення ΔV відкладали у координатах $\Delta V \sim K_{\max}$ (рис.1.23), де K_{\max} – максимальний КІН за регулярного навантаження, що безпосередньо передує перевантажуванню. На цьому ж рисунку зображено середньоамплітудну ділянку КДВР при регулярному навантаженні в координатах $V \sim K_{\max}$.

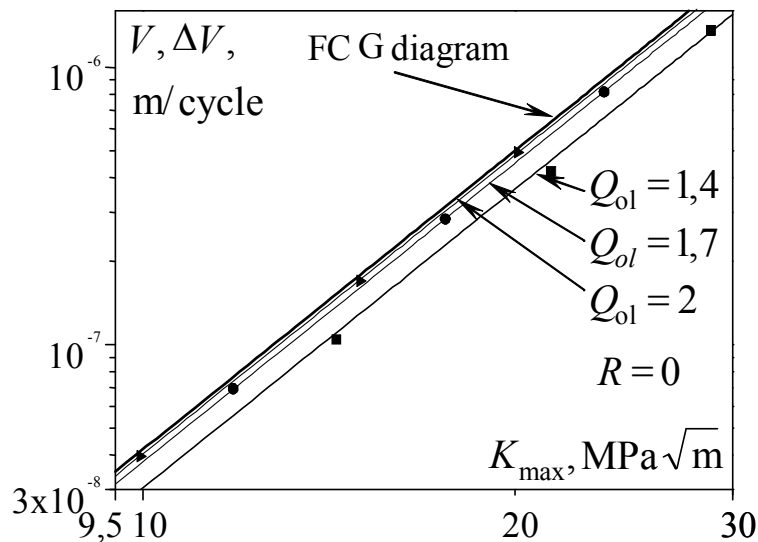


Рис. 1.23. Залежність максимального зменшення швидкості ΔV у сплаві Д16чТ від K_{\max} при $R=0$ і $Q_{ol}=1,4$ (■); 1,7(●) та 2,0(▲)

Fig. 1.23. The dependency of maximum ΔV rate decrease on K_{\max} in D16chT alloy at $R = 0$ and $Q_{ol} = 1.4$ (■); 1.7 (●) and 2.0 (▲)

Виявлено, що із збільшенням K_{\max} і K_{ol} при $Q_{ol} = \text{const}$ і $R = \text{const}$ значення ΔV зростає. Причому у подвійних логарифмічних координатах криві $\Delta V \sim K_{\max}$ для різних Q_{ol} паралельні до КДВР. Із збільшенням коефіцієнта перевантажування Q_{ol} від 1,4 до 2 максимальне зменшення швидкості РВТ ΔV зростає і криві $\Delta V \sim K_{\max}$ наближаються до КДВР ($V \sim K_{\max}$). Отримані значення $\Delta V \sim K_{\max}$ при $Q_{ol} = 1,4$; 1,7; 2 апроксимували степеневою функцією (рис. 1.23), аналогічною (1.15), в якій залежну змінну V замінили на ΔV , а C_R на C_{ol} :

$$\Delta V = C_{ol} (K_{\max}(1-R))^n, \quad (1.19)$$

де C_{ol} – коефіцієнт максимального зменшення швидкості РВТ після перевантажування; n – показник степеня.

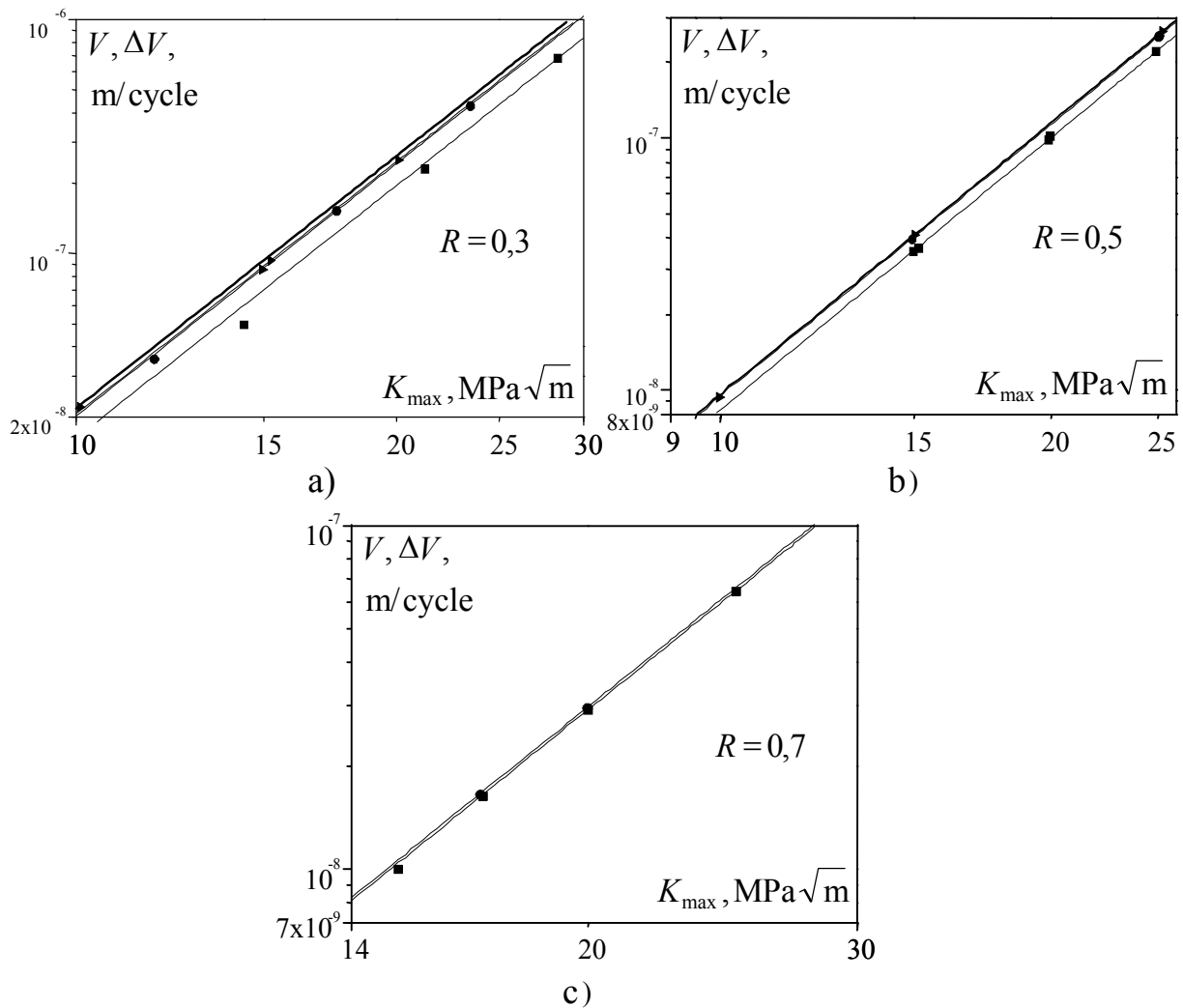


Рис. 1.24. Залежність максимального зменшення швидкості ΔV у сплаві Д16чТ від K_{max} при: а) $R=0,3$; б) $R=0,5$; в) $R=0,7$, та: (■)- $Q_{ol} = 1,4$; (●)- $Q_{ol} = 1,7$ і (▲) - $Q_{ol} = 2,0$

Fig. 1.24. The dependence of maximum ΔV rate decrease in the D16chT (2024-T3) alloy on K_{max} at stress ratios: а) $R=0,3$; б) $R=0,5$; в) $R=0,7$ and overload factors: (■)- $Q_{ol} = 1,4$; (●)- $Q_{ol} = 1,7$ and (▲) - $Q_{ol} = 2,0$

При апроксимації даних $\Delta V \sim K_{max}$ (рис. 1.23) за допомогою формули (1.19) стала n для різних Q_{ol} і R змінювалася у межах $3,56 \leq n \leq 3,61$. Тому за її значення прийняли $n = 3,58$, як і для формули (1.15). Рівність значень n у цих формулах вказує на те, що криві $\Delta V \sim K_{max}$ паралельні до середньоамплітудних ділянок КДВР за регулярного навантаження. Отже, зміщення кривої $\Delta V \sim K_{max}$ відносно середньоамплітудної ділянки КДВР із збільшенням Q_{ol} визначається лише зростанням коефіцієнта C_{ol} у формулі (1.19), який наближається до

значення сталої C_R за відповідного коефіцієнта асиметрії циклу навантаження у формулі (1.15). Подібні закономірності поведінки кривих $\Delta V \sim K_{\max}$ в залежності від коефіцієнта Q_{ol} отримані при перевантажуванні у разі $R = 0,3; 0,5$ та $0,7$ (рис. 1.24).

Коефіцієнт максимального зменшення швидкості РВТ після перевантажування C_{ol} (табл. 1.8) у залежності від коефіцієнта перевантажування визначали, апроксимуючи експериментальні дані $\Delta V \sim K_{\max}$ методом ітерацій.

Таблиця 1.8.

Значення коефіцієнта C_{ol} для сплаву Д16чТ за різних Q_{ol} і R

Table 1.8.

The value of factor C_{ol} for D16chT (2024-T3) alloy for different Q_{ol} and R

R	Q_{ol}	$C_{ol}, \frac{\text{m/cycle}}{(\text{MPa}\sqrt{\text{m}})^n}$	$C_R, \frac{\text{m/cycle}}{(\text{MPa}\sqrt{\text{m}})^n}$
0	1,4	$7,99 \cdot 10^{-12}$	$1,10 \cdot 10^{-11}$
	1,7	$9,92 \cdot 10^{-12}$	
	2	$1,06 \cdot 10^{-11}$	
0,3	1,4	$1,54 \cdot 10^{-11}$	$2,06 \cdot 10^{-11}$
	1,7	$1,91 \cdot 10^{-11}$	
	2	$1,95 \cdot 10^{-11}$	
0,5	1,4	$2,63 \cdot 10^{-11}$	$3,02 \cdot 10^{-11}$
	1,7	$2,97 \cdot 10^{-11}$	
	2	$3,02 \cdot 10^{-11}$	
0,7	1,4	$4,76 \cdot 10^{-11}$	$4,87 \cdot 10^{-11}$
	1,7	$4,86 \cdot 10^{-11}$	

Із збільшенням коефіцієнта Q_{ol} (рис. 1.25) значення C_{ol} асимптотично наближаються до коефіцієнта C_R для відповідного значення коефіцієнта асиметрії циклу навантаження (горизонтальні прямі). Зі зменшенням коефіцієнта перевантажування до $Q_{ol}=1$ (перевантажування відсутнє) коефіцієнт C_{ol} зменшується до нуля за кожної асиметрії циклу. Для апроксимації експериментальних даних (рис. 1.25) використали формулу [45]

$$C_{ol} = C_R(1 - g_R^{(Q_{ol}-1)}), \quad (1.20)$$

де g_R – параметричний коефіцієнт. Права частини формули (1.20) є показниковою функцією, котра доволі точно відображає особливості залежності C_{ol} від Q_{ol} .

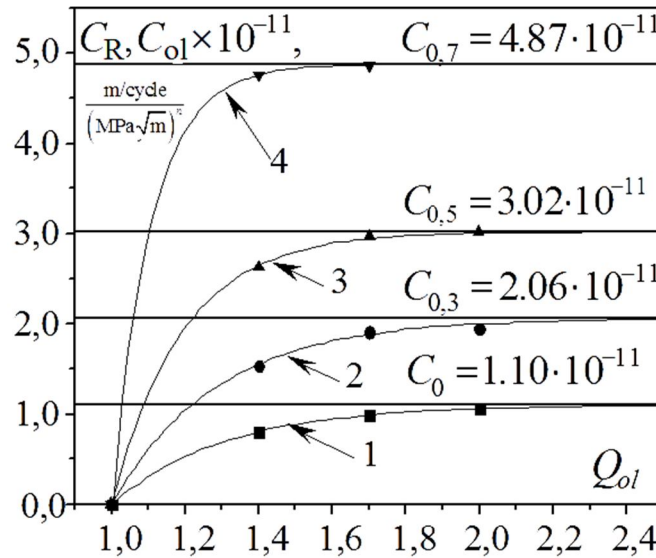


Рис. 1.25. Залежність коефіцієнта C_{ol} від Q_{ol} при: 1– $R=0$; 2 - $R=0,3$;
3 - $R=0,5$; 4 - $R=0,7$

Fig. 1.25. The dependency of factor C_{ol} on Q_{ol} for 1– $R=0$; 2 - $R=0,3$;
3 - $R=0,5$; 4 - $R=0,7$

Значення коефіцієнта g_R для перевантажень при коефіцієнтах асиметрії $R=0; 0,3; 0,5; 0,7$ визначені методом ітерацій (рис. 1.26). Із зростанням міри асиметрії циклу навантаження R коефіцієнт g_R зменшується.

Для аналітичного опису залежності g_R від R з урахуванням (1.20) використали параметричну функцію

$$g_R = g_0 (1 - R^k)^p, \quad (1.21)$$

де $g_0=0,038$ при $R=0$; $k=4,06$, $p=31,17$ – сталі.

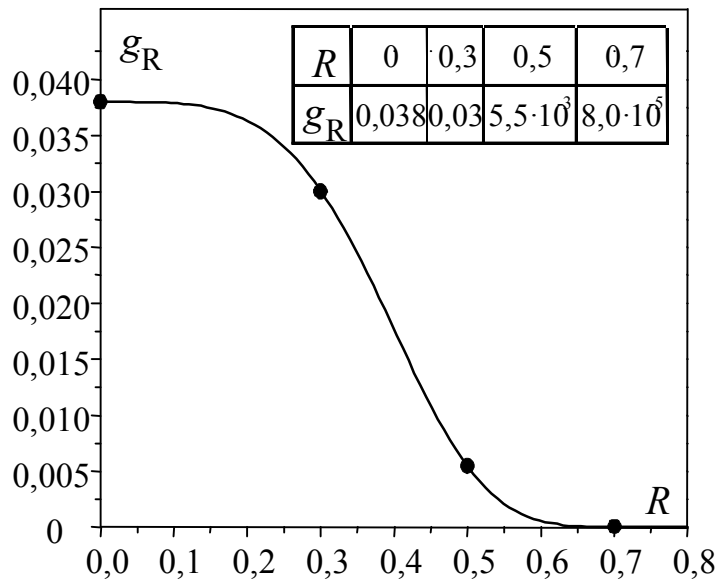


Рис. 1.26. Залежність коефіцієнта g_R сплаву Д16чТ від R

Fig. 1.26. The dependency of factor g_R of D16chT (2024-T3) alloy on R

Очевидно (рис. 1.25), що при сталому перевантаженні ($Q_{ol} = \text{const}$) із збільшенням коефіцієнта асиметрії циклу навантаження максимальне зменшення швидкості РВТ (ΔV) після перевантажування зростає. Це відображається у зменшенні g_R із зростанням R (рис. 1.26), який визначає інтенсивність зростання C_{ol} (1.20) із збільшенням Q_{ol} .

Із формули (1.17)

$$V_{\min} = V - \Delta V, \quad (1.22)$$

враховуючи формули (1.18), (1.19), отримаємо

$$V_{\min} = C_R (K_{\max}(1-R))^n - C_{ol} (K_{\max}(1-R))^n.$$

Підставивши в останнє рівняння C_{ol} , із формули (1.20) після простих математичних перетворень отримаємо

$$V_{\min} = C_R (K_{\max}(1-R))^n g_R^{(Q_{ol}-1)}. \quad (1.23)$$

Використовуючи формулу (1.23), за експериментально визначеними коефіцієнтами C_R , n , g_R можна обчислити мінімальну швидкість РВТ після перевантажування у будь-якій точці середньоамплітудної ділянки КДВР при $R=0; 0,3; 0,5; 0,7$. Як видно із рис. 1.27 - 1.30,

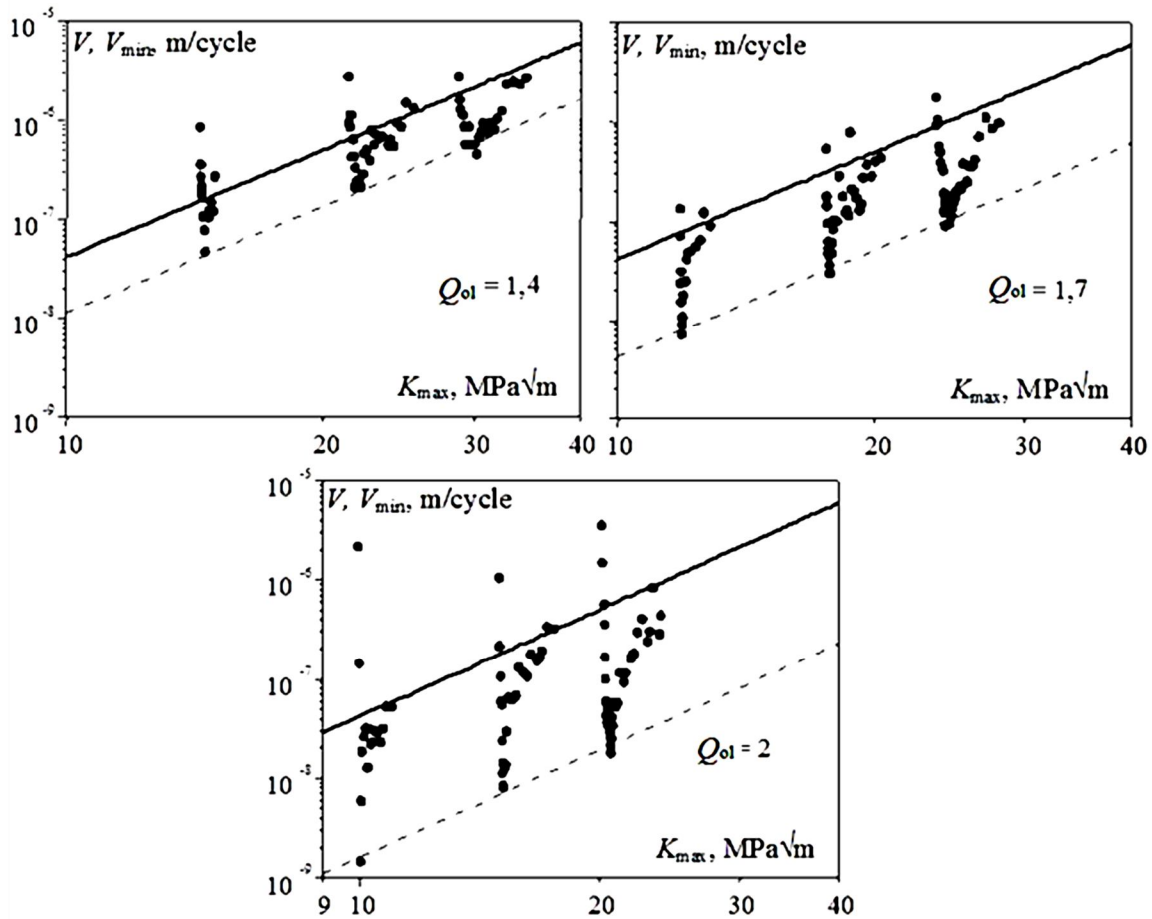


Рис. 1.27. Прогнозування мінімальної швидкості РВТ після одноразових перевантажень при $R=0$: --- – V_{\min} , ф-ла (1.23);

● – експеримент; — – КДВР, ф-ла (1.15)

Fig. 1.27. The prediction of minimum FCG rate after single overload for $R=0$:

--- – V_{\min} , eq. (1.23); ● – test; — – FCG diagram, eq. (1.15)

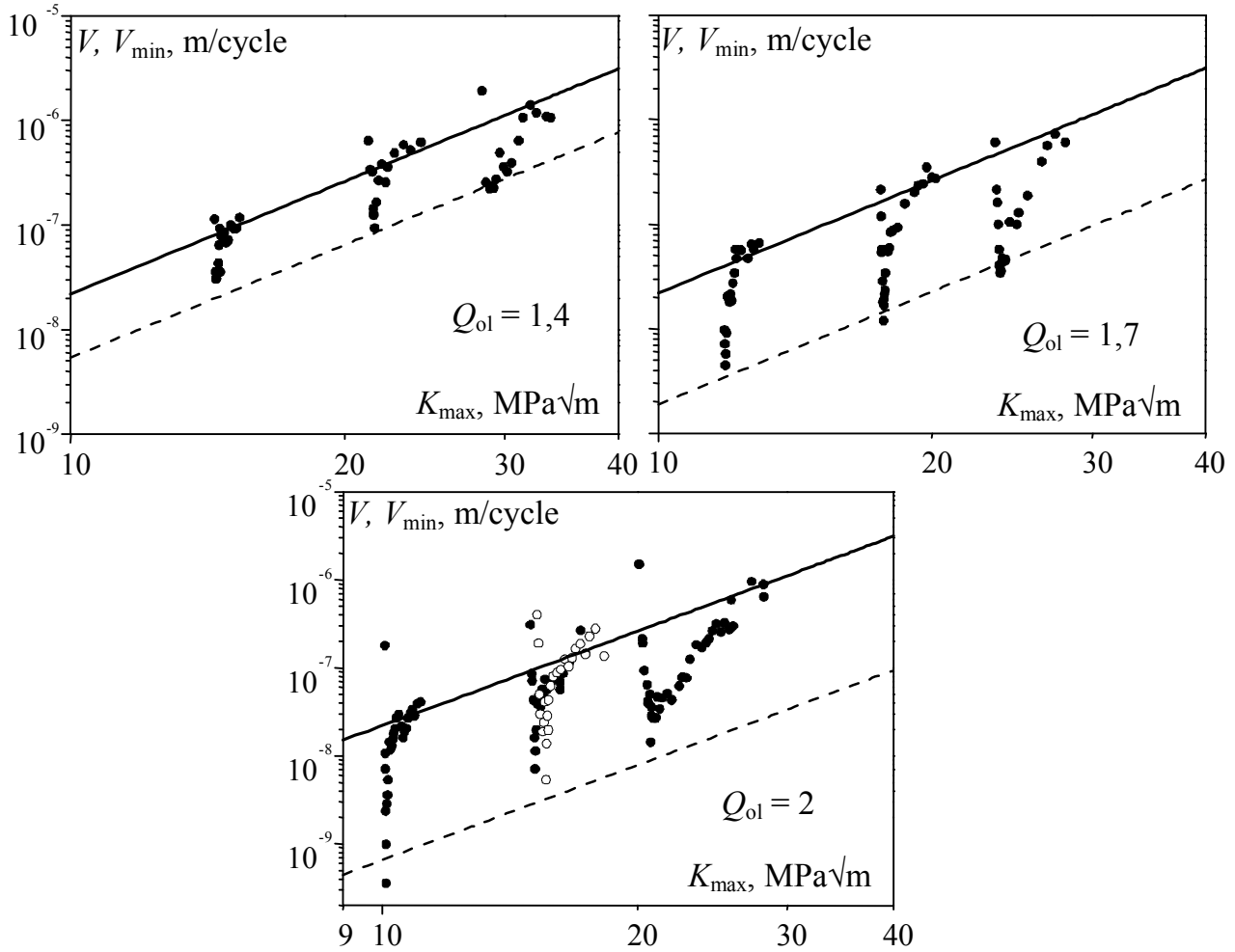


Рис. 1.28. Прогнозування мінімальної швидкості РВТ після одноразових перевантажень при $R=0,3$: --- – V_{min} , ф-ла (1.23);

● – експеримент; — – КДВР, ф-ла (1.15)

Fig. 1.28. The prediction of minimum FCG rate after single overload for $R=0.3$:

--- – V_{min} , eq. (1.23); ● – test; — – FCG diagram, eq. (1.15)

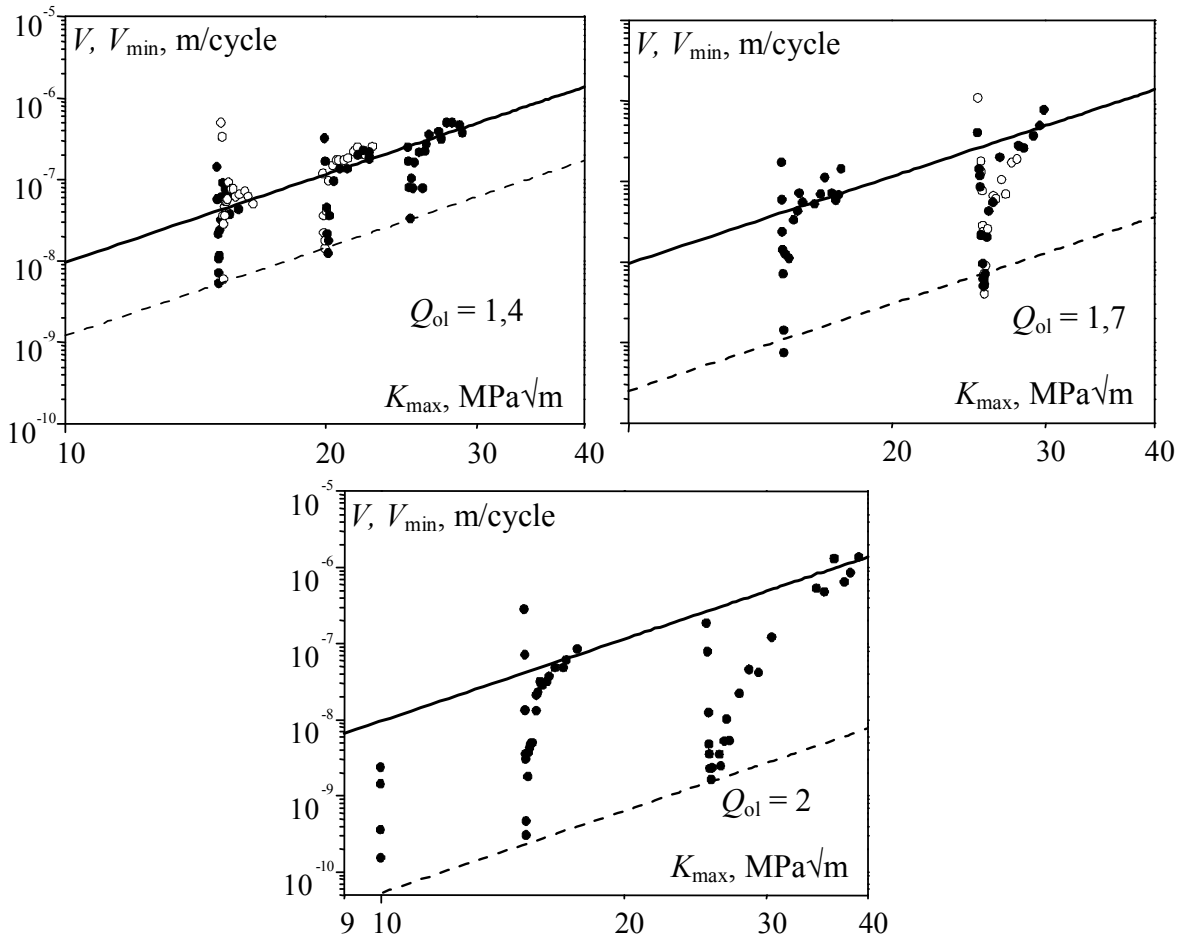


Рис. 1.29. Прогнозування мінімальної швидкості РВТ після одноразових перевантажень при $R=0,5$: --- – V_{min} , ф-ла (1.23);

● – експеримент; — – КДВР, ф-ла (1.15)

Fig. 1.29. The prediction of minimum FCG rate after single overload for $R=0.5$:

--- – V_{min} , eq. (1.23); ● – test; — – FCG diagram, eq. (1.15)

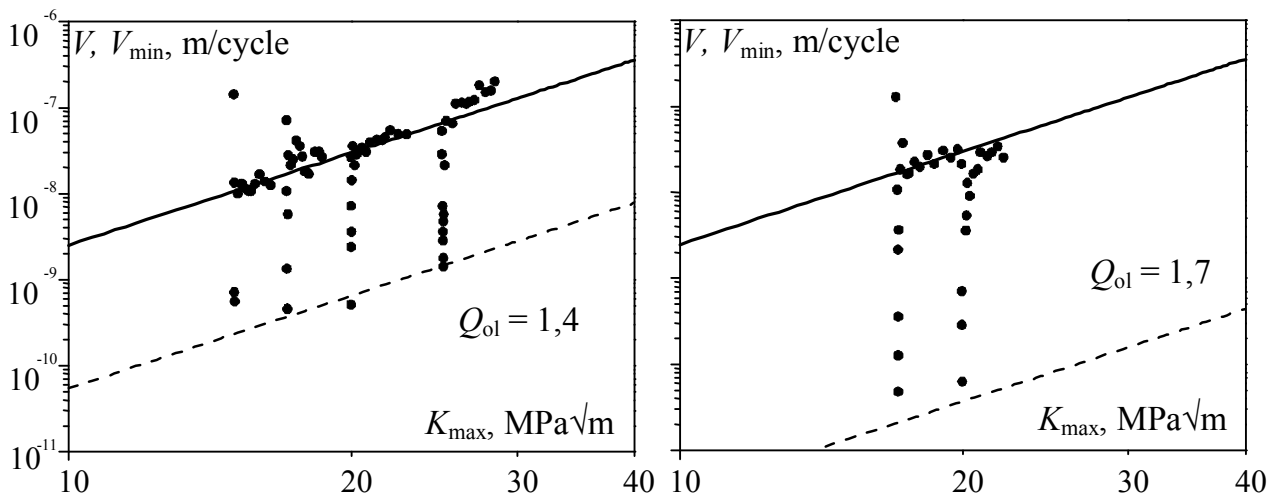


Рис. 1.30. Прогнозування мінімальної швидкості РВТ після одноразових перевантажень при $R=0,7$: --- – V_{\min} , ф-ла (1.23);

● – експеримент; — – КДВР, ф-ла (1.15)

Fig. 1.30. The prediction of minimum FCG rate after single overload for $R=0.7$:

--- – V_{\min} , eq. (1.23); ● – test; — – FCG diagram, eq. (1.15)

результати розрахунку мінімальної швидкості затримки РВТ для сплаву Д16чТ після одноразових перевантажень за формулою (1.23) задовільно узгоджуються із експериментальними даними.

Для оцінки точності прогнозування мінімальної швидкості РВТ після одноразового перевантажування обчислювали середнє значення відносної похибки:

$$\frac{\sum \left| 1 - \frac{V_{\text{pred}}^{\min}}{V_{\text{test}}^{\min}} \right|}{n_t} \times 100 = 19,46\%,$$

де V_{pred}^{\min} і V_{test}^{\min} – розрахункова і експериментальна мінімальна швидкість РВТ після одноразового перевантажування (рис.1.32); $n_t=29$ – кількість випробувань.

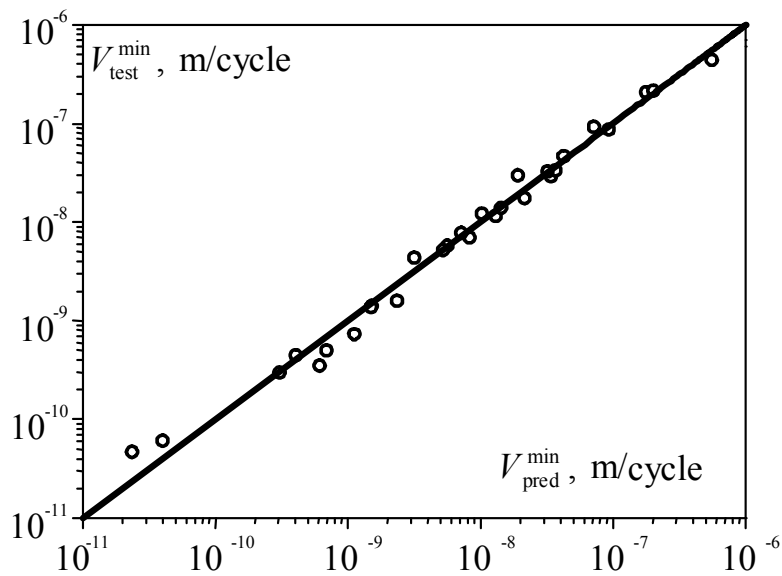


Рис. 1.32. Порівняння розрахункової (1.23) і експериментальної мінімальної швидкості РВТ після одноразових перевантажень

Fig. 1.32. The comparison of calculated (1.23) and the experimental minimal FCG rate after a single overloads

Запропоновану методику розрахунку використали для прогнозування мінімальної швидкості РВТ в сплаві Д16Т після одноразових перевантажень [46] за асиметрії циклу навантаження $R=0,1$ і коефіцієнтів перевантажування $Q_{ol}=1,39; 1,68$. Виявлено, що при збільшенні Q_{ol} обчислені за формулою (1.17) значення максимального зменшення швидкості РВТ після перевантажування $\Delta V \sim K_{max}$ наближаються до середньої ділянки КДВР (рис. 1.33), побудованої за формулою (1.16) так само, як і у сплаві Д16чТ (рис. 1.23, 1.24). Причому у логарифмічних координатах обчислені за формулою (1.19) криві $\Delta V \sim K_{max}$ паралельні до КДВР сплаву Д16Т. Це свідчить про однаковість сталої $n=3,53$ у формулах (1.16) і (1.19). Тобто, зменшення V_{min} при збільшенні Q_{ol} визначається зростанням коефіцієнта C_{ol} в формулі (1.19), залежність якого від Q_{ol} описується формулою (1.20) – див. рис. 1.34.

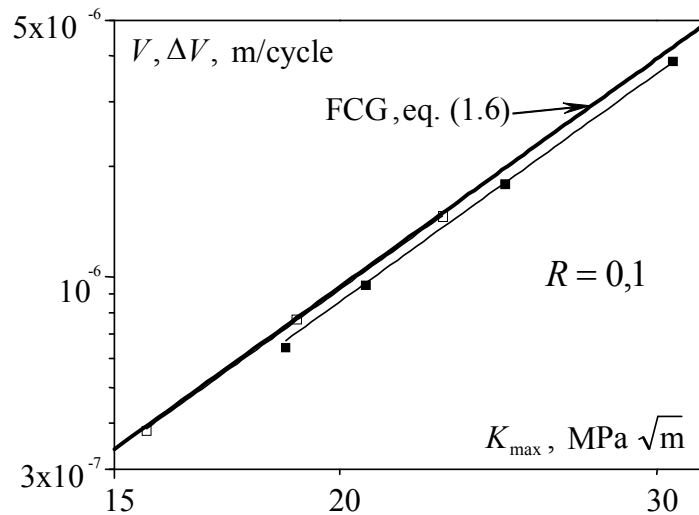


Рис. 1.33. Максимальне зменшення швидкості ΔV в сплаві Д16Т за коефіцієнта асиметрії циклу навантаження $R=0,1$: ■ – при $Q_{ol}=1,39$; □ – при $Q_{ol}=1,68$

Fig. 1.33. The maximal decrease of FCG rate ΔV in D16T alloy at stress ratio $R=0.1$: ■ – $Q_{ol}=1.39$; □ – $Q_{ol}=1.68$

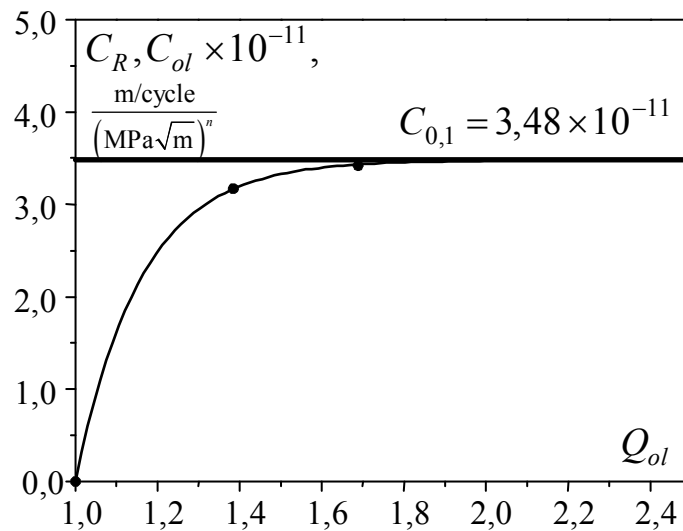


Рис. 1.34. Залежність коефіцієнта C_{ol} сплаву Д16Т від Q_{ol} при $R=0,1$

Fig. 1.34. The dependency of factor C_{ol} on Q_{ol} for D16T alloy at $R=0,1$

Мінімальну швидкість РВТ після перевантажування V_{min} визначали за формулою (1.23) при $g_R=0,02$. Результати обчислення V_{min} для сплаву Д16Т після одноразових перевантажень (штрихові лінії) при $Q_{ol}=1,39$ і $1,68$ за коефіцієнта асиметрії циклу навантаження $R=0,1$ задовільно узгоджуються з даними експериментів (рис. 1.35).

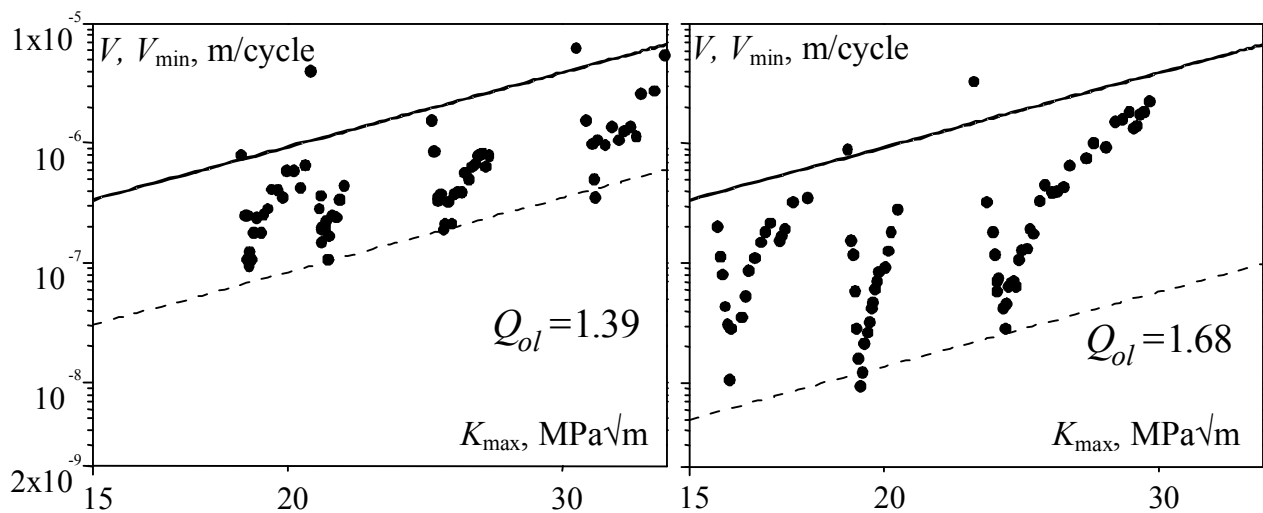


Рис. 1.35. Прогнозування мінімальної швидкості РВТ після одноразових перевантажень при $R=0,1$ в сплаві Д16Т:

--- – V_{\min} , ф-ла (1.23); ● – експеримент; — – КДВР, ф-ла (1.15)

Fig. 1.35. The prediction of minimum FCG rate after single overload for $R = 0.1$ in D16T alloy: --- – V_{\min} , eq. (1.23); ● – test; — – FCG diagram, eq. (1.15)

1.6. Оцінка залишкових напружень у вершині тріщини після одноразового перевантажування розтягом

Згідно аналізу літературних даних [11, 17, 47 – 50], одним із основних чинників) затримки РВТ після одноразових перевантажень є залишкові напруження, котрі виникають у межах пластичної зони, створеної перевантажуванням. Відповідно до тверджень лінійної механіки руйнування, швидкість РВТ визначається коефіцієнтом інтенсивності напружень у вістрі втомної тріщини. Такий підхід дає підстави вважати, що швидкість РВТ після перевантажування визначається не КІН K_{\max} , а деяким ефективним максимальним КІН K_{eff} , значення якого менше від K_{\max} . Для визначення K_{eff} використовували зображену на рис. 1.7 схему [47]. Коефіцієнту інтенсивності напружень K_{\max} на КДВР (суцільна крива на рис. 1.37) відповідає деяка швидкість РВТ V_2 . Після перевантажування тому ж значенню K_{\max} відповідає швидкість V_1 (штрихова крива). В свою чергу, значенню V_1

на КДВР відповідає деякий K_{eff} . Тобто швидкість РВТ після перевантажування V_1 визначається не K_{max} , а деяким ефективним КІН K_{eff} .

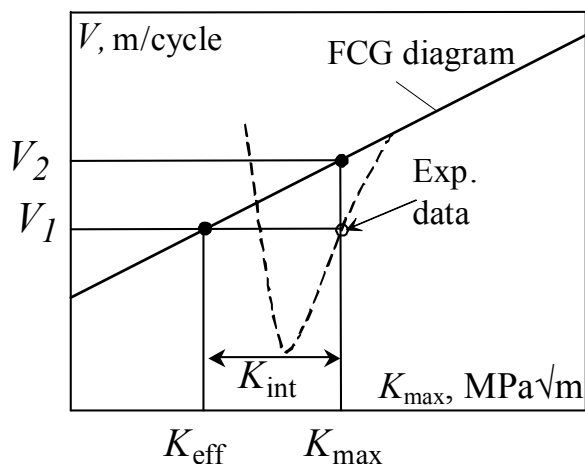


Рис. 1.37. Схема визначення залишкових напружень за експериментальною залежністю $V \sim K_{\text{max}}$ після перевантажування

Fig. 1.37. The scheme to determine the residual stresses using experimental dependency $V \sim K_{\text{max}}$ after overload

В основу методики обчислення K_{eff} покладено припущення про зменшення швидкості РВТ внаслідок виникнення залишкових напружень (в подальшому – залишкових напружень) спереду вістря тріщини після перевантажування, які визначають залишковий КІН K_{int} :

$$K_{\text{int}} = K_{\text{max}} - K_{\text{eff}}. \quad (1.24)$$

K_{max} і K_{eff} за однакової довжини тріщини $2l = \text{const}$ є функціями напружень σ_{max} і σ_{eff} відповідно (1.10). Тобто значення K_{int} , яке спричинює зменшення швидкості РВТ від V_2 до V_1 , визначається деяким залишковим напруженням σ_{int} :

$$\sigma_{\text{int}} = \sigma_{\text{max}} - \sigma_{\text{eff}} \quad (1.25)$$

де σ_{eff} – ефективне напруження циклу.

Таким чином, за експериментальними даними швидкості РВТ після одноразових перевантажень можна визначити залишкові напруження, що спричинюють затримку РВТ.

Для визначення σ_{eff} запишемо формули (1.15) і (1.10) у такому вигляді:

$$V_1 = C_R (K_{\text{eff}}(1-R))^n, \quad (1.26)$$

$$K_{\text{eff}} = \sigma_{\text{eff}} \sqrt{\pi l} Y. \quad (1.27)$$

Підставимо (1.27) в (1.26) і після нескладних математичних перетворень отримаємо

$$\sigma_{\text{eff}} = \frac{\sqrt[n]{V_1/C_R}}{\sqrt{\pi l} Y(1-R)}. \quad (1.28)$$

Підставивши у формулу (1.25) σ_{eff} із (1.28), отримаємо

$$\sigma_{\text{int}} = \sigma_{\text{max}} - \frac{\sqrt[n]{V_1/C_R}}{\sqrt{\pi l} Y(1-R)}. \quad (1.29)$$

Таким чином, використовуючи формулу (1.29), за відомими значеннями швидкості РВТ після перевантажування (рис. 1.18 – 1.22) можна визначити залишкові напруження бруто, що спричиняють затримку РВТ впродовж проростання тріщиною пластичної зони.

Описана методика дає змогу на основі експериментальних даних визначити розподіл залишкових напружень, які діють в напрямку розвитку втомної тріщини, у залежності від параметрів навантаження Q_{ol} , K_{ol} , K_{max} , R та оцінити довжину ділянки дії залишкових напружень залежно від K_{ol} .

Розглянемо розподіл залишкових напружень σ_{int} після одноразових перевантажень з $K_{\text{ol}} \approx 30 \text{ MPa}\sqrt{\text{м}}$ (рис. 1.38), котрі згідно висловленого припущення зменшують розрахункові напруження у зразку σ_{max} і спричиняють затримку РВТ. Напруження σ_{int} визначали за експериментальною швидкістю РВТ після перевантажування за формулою (1.29). Довжину пластичної зони при перевантажуванні l_{Kol} визначали за формулою (1.11):

$$l_{K_{ol}} = \frac{1}{\alpha\pi} \left(\frac{K_{ol}}{\sigma_{0,2}} \right)^2, \quad (1.30)$$

де $\sigma_{0,2} = 300$ МПа (сплав Д16чТ); $\alpha = 1$ (плоский напружений стан).

При максимальному КІН перевантажування $K_{ol} \approx 30$ МПа $\sqrt{м}$ довжина пластичної зони $l_{K_{ol}} = 3,2$ mm (рис. 1.38 а). При зменшенні Q_{ol} від 2,02 до 1,42 довжина зони стабілізації швидкості РВТ після перевантажування зменшується. Відповідно зменшується і довжина зони дії залишкових напружень, визначених із експериментальних даних швидкості РВТ, що схематично зображено на рис. 1.38 б. Це свідчить про слушність концепції РВТ після перевантажування, яка використовується у моделях Віллера і Вілленборга [12, 36 – 38], а також про її ефективність для прогнозування швидкості РВТ після одноразового перевантажування у сплаві Д16чТ.

На рис. 1.39 у логарифмічних координатах зображено розподіл залишкових напружень σ_{int} , визначених за запропонованою методикою при $K_{ol} = 30; 40$ МПа $\sqrt{м}$ і $Q_{ol} = 1,7; 2,0$, які спричинюють затримку РВТ після перевантажування.

Залишкові напруження діють у протилежному напрямку до номінальних напружень навантаження. Відразу після перевантажування підростання тріщини прискорюється (рис. 1.17), хоча у вістрі тріщини $\sigma_{int} < 0$ (рис. 1.38 а). Такий висновок є недоліком моделей, які базуються на припущенні про переважаючий вплив залишкових стискувальних напружень на РВТ після одноразового перевантажування.

Проте у праці [47] зазначено, що після перевантажування розтягом біля вістря тріщини виникає пошкоджена (розпушена внаслідок пластичних деформацій) зона, в якій ріст тріщини може відбуватися за напружень, значно нижчих від напружень, що передують перевантажуванню.

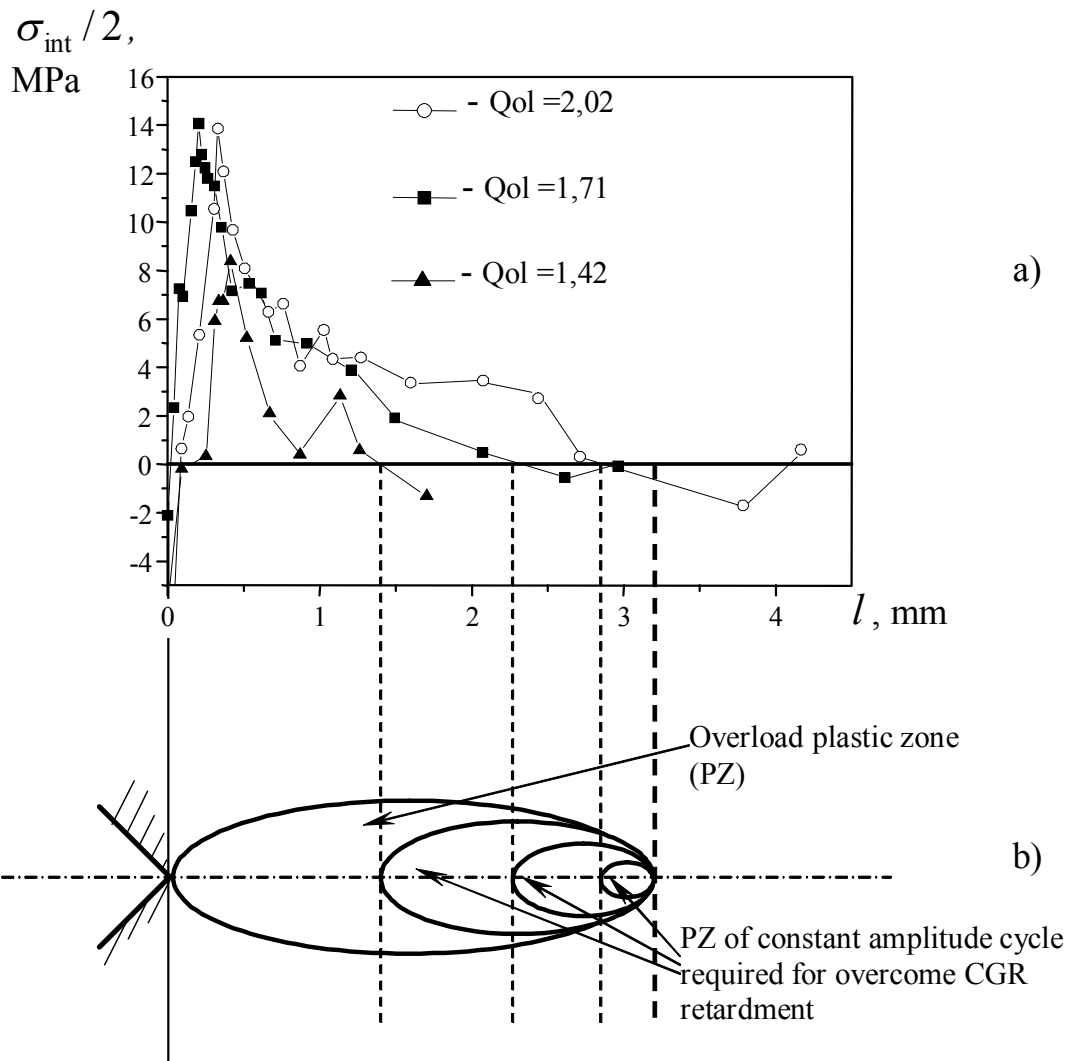


Рис. 1.38. Розподіл залишкових напружень бруто у вістрі тріщини після одно-разових перевантажень, визначених за формулою (1.29) – а) і схематичне зображення моделі Вілленборга – б) при $K_{ol} \approx 30 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ і різних Q_{ol}

Fig. 1.38. The distribution of residual stresses at the crack tip after single overloads determined by eq. (1.29) - a) and scheme of Willenborg model - b) for $K_{ol} \approx 30 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ and different Q_{ol}

Експериментально досліджено, що РВТ після перевантажування прискорюється упродовж 10...100 циклів, а довжина ділянки прискорення все ж незначна порівняно з повною довжиною ділянки затримки РВТ. Тому в подальших розрахунках початковим прискоренням РВТ нехтували.

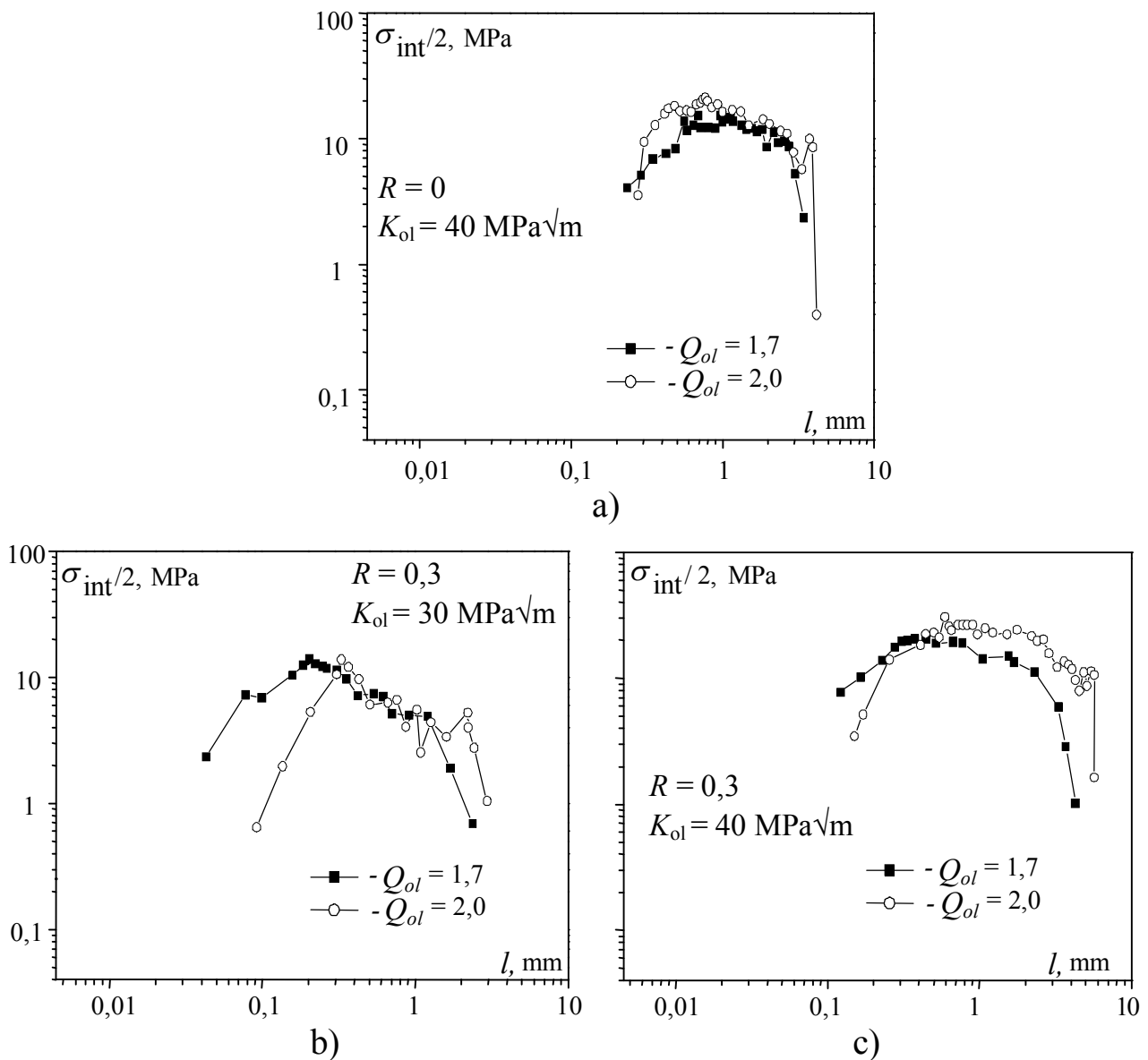


Рис. 1.39. Розподіл залишкових напружень (брутто), обчислених на основі експериментальних даних швидкості РВТ після одноразових перевантажень за формулою (1.29) при: а) $R=0$, $K_{ol} = 40 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$; б) $R=0,3$, $K_{ol} = 30 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$; в) $R=0,3$, $K_{ol} = 40 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$

Fig. 1.39. The distribution of residual stresses (brutto), calculated using the experimental data of FCG rate after single overloads by eq. (1.29) under: а) $R=0$, $K_{ol} = 40 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$; б) $R=0,3$, $K_{ol} = 30 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$; в) $R=0,3$, $K_{ol} = 40 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$

Ділянці I, яка характеризує запізнення затримки РВТ (рис. 1.17), на рис. 1.38, 1.39 відповідають ділянки початкового зростання σ_{int} до деякого максимального значення. На основі аналізу впливу розподілу дислокацій на поле напружень у пластичній зоні після пе-

ревантажування доведено [51], що максимальні стискувальні напруження діють на деякій віддалі від точки перевантажування. Зона запізнення затримки РВТ може сягати 15% довжини зони затримки РВТ, а кількість циклів затримки на цьому етапі може збільшуватись до 10^4 у залежності від Q_{ol} . При розробці моделі РВТ після одноразових перевантажень враховували етапи I і II (рис. 1.17) затримки РВТ після перевантажування.

1.7. Модель розвитку втомної тріщини після одноразового перевантаження розтягом

На основі припущення про основний вплив залишкових напружень попереду вістря втомної тріщини на її затримку після одноразових перевантажень Віллером і Вілленборгом створені моделі затримки РВТ, які широко використовуються для прогнозування РВТ при нерегулярному навантаженні [12, 13, 36]. Вплив залишкових стискувальних напружень у них враховується через розміри пластичних зон перевантажування і регулярного навантаження. Однак моделі затримки РВТ Віллера і Вілленборга не беруть до відома етап запізнення затримки РВТ після перевантажування (рис. 1.17). Ця модель вважає, що максимальне сповільнення швидкості РВТ настає відразу після перевантажування, що є суттєвим недоліком та істотно знижує точність розрахунків. Незважаючи на це, узагальнені моделі РВТ при нерегулярному навантаженні, створені на основі моделей Віллера і Вілленборга, дають задовільну точність і є простими для інженерного використання.

На основі аналізу розподілу залишкових напружень попереду вістря тріщини (рис. 1.38) доведено правомірність використовуваної Віллером і Вілленборгом концепції пластичних зон для пояснення затримки РВТ, а також можливість її застосування при розробці моделі прогнозування РВТ після одноразових перевантажень в алюмінієвих сплавах.

При розробці моделі РВТ після одноразових перевантажень прийнято, що [52, 53]:

1. Затримка РВТ після одноразового перевантажування відбувається у межах розрахункової довжини зони стабілізації РВТ l_{stab} , яка визначається із концепції пластичних зон (рис. 1.40).
2. Основним чинником затримки РВТ є залишкові напруження, спричинені перевантажуванням розтягом.
3. Швидкість РВТ V (рис. 1.40 d) після одноразового перевантажування контролюється параметром, що характеризує напружено-деформований стан в околі вістря тріщини – ефективним максимальним КІН K_{max}^{eff} .
4. K_{max}^{eff} визначається через максимальне напруження σ_{eff} , яке є меншим від максимального напруження циклу навантаження σ_{max} на величину залишкового напруження σ_{int} (рис. 1.40 b, c).

Для визначення швидкості РВТ після одноразових перевантажень використали модифіковану формулу Уокера, записану у вигляді

$$V = C_R (K_{max} (1 - R))^n,$$

$$C_R = C_0 \frac{1}{(1 - R)^{(1-m)n}}. \quad (1.31)$$

в якій замість K_{max} використовується ефективний КІН K_{max}^{eff} :

$$V = C_R (K_{max}^{eff} (1 - R))^n$$

$$C_R = C_0 \frac{1}{(1 - R)^{(1-m)n}}, \quad (1.32)$$

де K_{max}^{eff} визначається за формулою, аналогічною (1.10) [30]:

$$K_{max}^{eff} = \sigma_{eff} \sqrt{\pi l} \times Y,$$

$$\sigma_{eff} = \sigma_{max} - \sigma_{int} \quad (1.33)$$

де σ_{int} – залишкове напруження (брутто) (рис. 1.40 c,d), що визначається за формулою [52, 53]

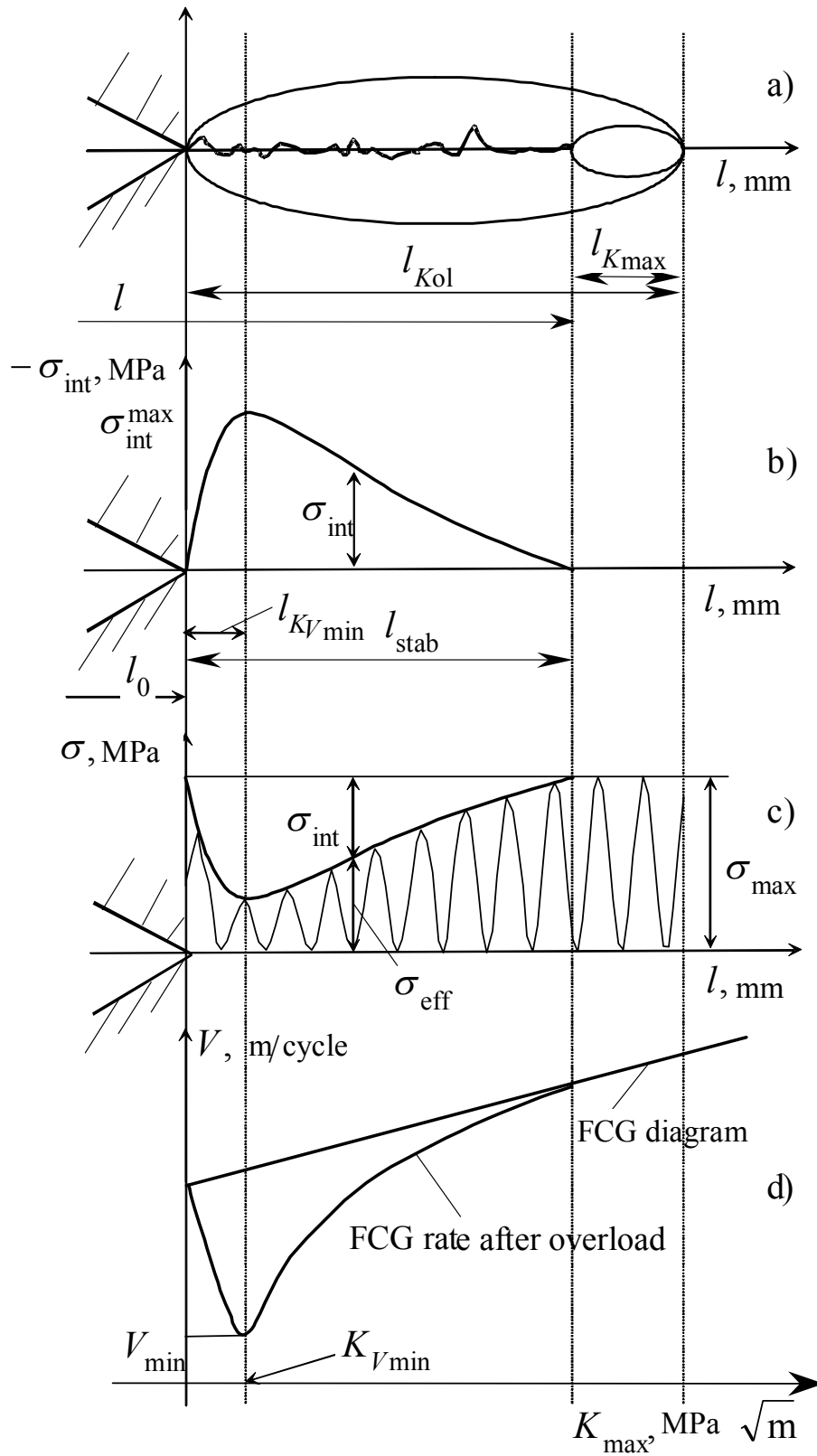


Рис. 1.40. Модель росту втомної тріщини після одноразового перевантажування розтягом

Fig. 1.40. The model of fatigue crack growth after a single tension overload

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_{\text{int}} = \sigma_{\text{int}}^{\text{max}} - \frac{\sigma_{\text{int}}^{\text{max}}}{(l_{\text{KVmin}})^{\alpha_1}} \cdot (l_{\text{KVmin}} - (l-l_0))^{\alpha_1}, \quad (l-l_0) < l_{\text{KVmin}} \\ \sigma_{\text{int}} = \sigma_{\text{int}}^{\text{max}} - \frac{\sigma_{\text{int}}^{\text{max}}}{(l_{\text{stab}} - l_{\text{KVmin}})^{\alpha_2}} \cdot ((l-l_0) - l_{\text{KVmin}})^{\alpha_2}, \quad (l-l_0) > l_{\text{KVmin}} \end{array} \right. \quad (1.34)$$

Крива, окреслена рівнянням (1.34), є параболою (рис. 1.40 б) з координатами вершини $(l-l_0=l_{\text{KVmin}}, \sigma_{\text{int}}=\sigma_{\text{int}}^{\text{max}})$, яка починається в точці перевантажування $(l-l_0=0, \sigma_{\text{int}}=0)$ і закінчується в точці $(l-l_0=l_{\text{stab}}, \sigma_{\text{int}}=0)$, коли швидкість РВТ стабілізована і дорівнює значенню, обчисленому за формулою (1.34). Формула (1.34) визначає залежність розподілу залишкових напружень на продовженні тріщини від максимальних напружень циклу регулярного навантаження після одноразового перевантажування.

Згідно моделі (рис. 1.40) у формулі (1.34) використовуються такі параметри і коефіцієнти:

$\sigma_{\text{int}}^{\text{max}}$ – максимальне залишкове напруження, визначене через мінімальну швидкість РВТ після перевантажування V_{min} (рис. 1.37):

$$\sigma_{\text{int}}^{\text{max}} = \sigma_{\text{max}} - \frac{\sqrt[n]{V_{\text{min}} / C}}{\sqrt{\pi l Y (1-R)}}, \quad (1.35)$$

окреслене мінімальною швидкістю РВТ V_{min} після одноразового перевантажування, яка визначається формулою (1.23)

$$V_{\text{min}} = C_R (K_{\text{max}} (1-R))^n g_R^{(Q_{\text{ol}}-1)};$$

l_0 – половина довжини тріщини у точці перевантажування; l_{stab} – довжина зони стабілізації швидкості РВТ (рис. 1.40 а, б)

$$l_{\text{stab}} = l_{\text{Kol}} - l_{K_{\text{max}}}. \quad (1.36)$$

Тут l_{Kol} – довжина пластичної зони після перевантажування розтягом; $l_{K_{\text{max}}}$ – довжина пластичної зони, створеної циклом навантаження постійної амплітуди, за умови

$$((l - l_0) + l_{K_{\max}}) \geq l_{K_{ol}},$$

тобто, коли швидкість РВТ вважається стабілізованою.

Довжина пластичної зони (l_{PZ}), $l_{K_{\max}}$ чи $l_{K_{ol}}$ для плоского напруженого стану в обох випадках визначається за формулою [15]:

$$l_{PZ} = \frac{1}{\alpha\pi} \cdot \left(\frac{K_{APL}}{\sigma_{0,2}} \right)^2, \quad (1.37)$$

де $\sigma_{0,2} = 300$ МПа (сплав Д16чТ); K_{APL} – прикладений КІН K_{\max} чи K_{ol} ; $\alpha=1$ – стала; $l_{K_{V\min}}$ – віддаль від точки перевантажування до точки, в якій швидкість РВТ мінімальна. На основі аналізу експериментальних результатів виявлено, що незалежно від параметрів перевантажування, швидкість РВТ досягає мінімуму на віддалі, що визначається за формулою

$$l_{K_{V\min}} = \beta l_{K_{ol}}, \quad (1.38)$$

де $\beta = 0,087$ – коефіцієнт, окреслений як усереднене експериментальне значення для всіх досліджуваних випадків перевантажування.

Коефіцієнти α_1 і α_2 у залежності (1.34) визначають параметри віток параболи, або зміну σ_{int} вздовж розрахункової зони залишкових напружень. Вони отримані апроксимацією формулою (1.34) даних $\sigma_{int} \sim l$, визначених з експериментальних значень швидкості РВТ після перевантажування. Для всіх досліджених перевантажень усереднене значення $\alpha_1=1,2$. Значення α_2 зростає із збільшенням K_{ol} .

Коефіцієнт α_2 визначається параметричною формулою:

$$\alpha_2 = 2,221 \cdot 10^{-16} + 0,049 \cdot K_{ol} - 0,03 \cdot K_{ol}^2 + 4,833 \cdot K_{ol}^3. \quad (1.39)$$

На рис. 1.41 у логарифмічних координатах відображено результати обчислення за формулою (1.29) залишкових напружень у вістрі тріщини на основі експериментальних даних швидкості РВТ після

перевантажування і розрахункові криві, обчислені за формулою (1.34) при $K_{ol}=30, 40 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ і $Q_{ol}=1,7; 2,0$.

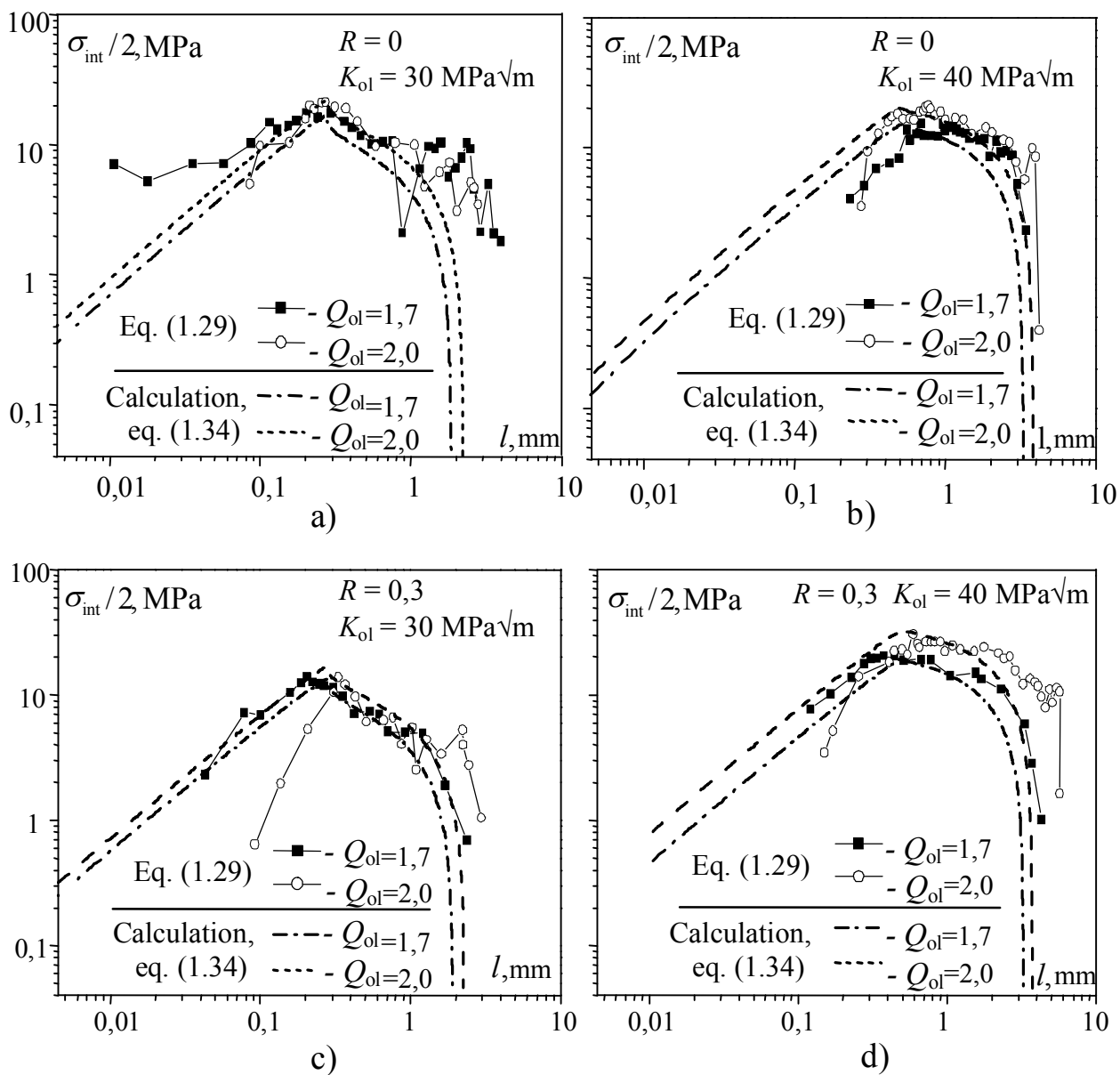


Рис. 1.41. Розподіл залишкових напружень, які діють перед вістрям втомної тріщини після одноразових перевантажень при $K_{ol}=30, 40 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ і $Q_{ol}=1,7; 2,0$ за коефіцієнтів асиметрії циклу навантаження $R=0$ (a, b) та $R=0,3$ (c, d) у сплаві Д16чТ

Fig. 1.41. The distribution of residual stresses that act before the tip of fatigue crack after a single overload at $K_{ol}=30, 40 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ and $Q_{ol}=1.7; 2.0$ for stress ratios $R=0$ (a, b) and $R=0,3$ (c, d) in the D16chT (2024-T3) alloy

На відміну від сплаву Д16чТ коефіцієнт α в формулі (1.37) для сплаву Д16Т вважали рівним $\alpha=0,5$. Це пов'язане з поганим узгодженням експериментально визначених значень довжини зони стабілізації і розрахункових значень l_{stab} за формулою (1.36) при $\alpha=1$ (рис. 1.42).

Коефіцієнт α у формулі (1.37) для сплаву Д16Т визначали наступним чином: для кожного випадку перевантажування після того як швидкість РВТ стабілізувалася, експериментально визначали довжину інтервалу стабілізації тріщини l_{stab}^{exp} після чого величину коефіцієнта α знаходили з рівняння

$$l_{stab}^{exp} = 1/\alpha\pi \left((K_{ol}/\sigma_{0,2})^2 - (K_{max}/\sigma_{0,2})^2 \right). \quad (1.40)$$

Це дало можливість визначити усереднене значення $\alpha=0,5$.

Значення коефіцієнта $\alpha=0,5$ для сплаву Д16Т ($\sigma_U = 390\text{MPa}$, $\sigma_{0,2}=255\text{MPa}$) удвічі менше, ніж для сплаву Д16чТ ($\sigma_U = 430\text{MPa}$, $\sigma_{0,2}=300\text{MPa}$), для якого $\alpha=1$. Це означає, що довжина пластичної зони за сталого максимального КІН циклу навантаження в сплаві Д16Т удвічі більша порівняно із сплавом Д16чТ. Імовірно це пов'язане із різницею відношень $\sigma_U/\sigma_{0,2}$ цих матеріалів. Скажімо, для сплаву Д16Т $\sigma_U/\sigma_{0,2}=1,53$, а для Д16чТ – $\sigma_U/\sigma_{0,2}=1,43$ (рис. 1.43). Очевидно, що Д16Т має більшу схильність до пластичного деформування і, відповідно, циклічного зміцнення. На рис. 1.42 зіставлено довжини l_{stab} зони дії залишкових напружень, визначені експериментально і розрахунками при $\alpha=0,5$ і $\alpha=1$. Краще узгодження експериментальних даних із розрахунковими отримано при $\alpha=0,5$.

Коефіцієнт рівняння (1.34) для сплаву Д16Т $\alpha_1 = 1,2$, а коефіцієнт α_2 визначається за формулою [54]:

$$\alpha_2 = -0,208 + 0,026 \cdot K_{ol}. \quad (1.41)$$

Максимальну затримку РВТ у сплаві Д16Т після одноразових перевантажень спостерігали на відстані $0,22 l_{K_{ol}}$ від вістря тріщини, тобто у цьому разі значення $\beta = 0,22$ (1.38).

Залишкові напруження в сплаві Д16Т після перевантажування, обчислені за формулою (1.34) і визначені із експериментальних даних швидкості РВТ, задовільно узгоджуються (рис. 1.44).

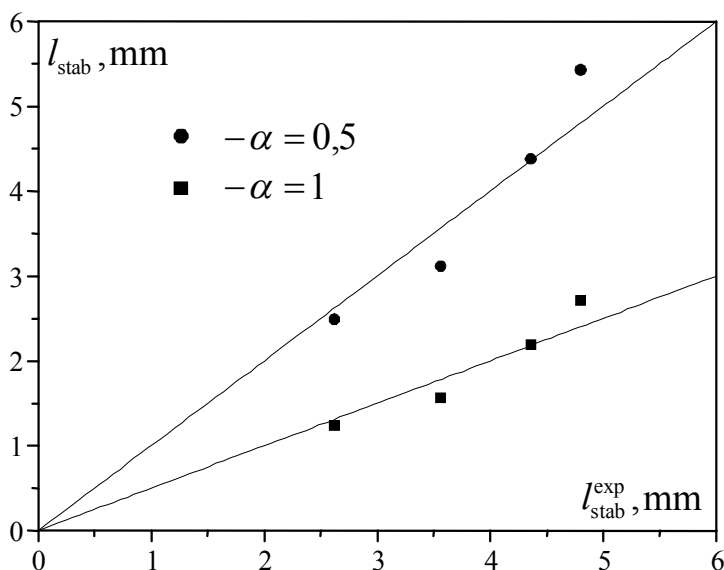


Рис. 1.42. Порівняння обчисленої за формулою (1.37) і експериментально визначеної довжини зони стабілізації швидкості РВТ в сплаві Д16Т

Fig. 1.42. The comparison of FCG rate stabilization zone length calculated by the eq. (1.37) and experimentally determined one for D16T alloy

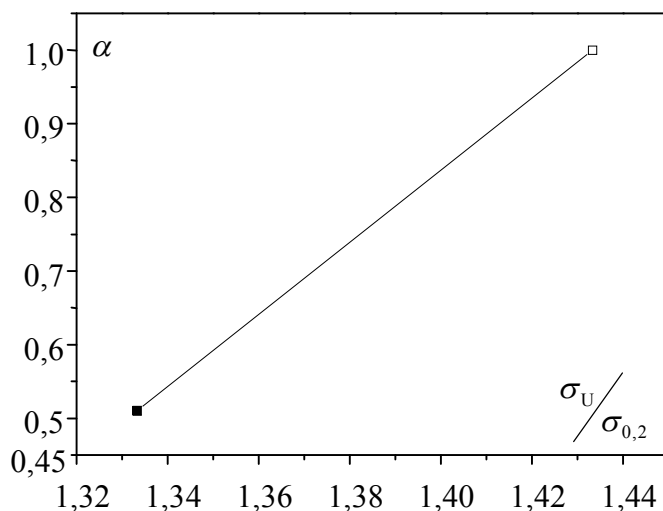


Рис. 1.43. Залежність коефіцієнта α (1.37) сплавів Д16Т і Д16чТ від відношення $\sigma_U/\sigma_{0,2}$: \square - сплав Д16Т; \blacksquare - сплав Д16чТ

Fig. 1.43. The dependency of factor α (1.37) for D16T and D16chT (2024-T3) alloys on ratio $\sigma_U/\sigma_{0.2}$ \square - D16T alloy; \blacksquare - D16chT alloy

Використовуюючи формулу (1.34), можна обчислити ефективне значення максимального напруження циклу навантаження, КІН (1.33) і, відповідно, швидкість РВТ (1.31) уздовж розрахункової зони затримки росту тріщини на ділянці запізнення її затримки (I) і поступового зростання швидкості РВТ (II) (рис. 1.17).

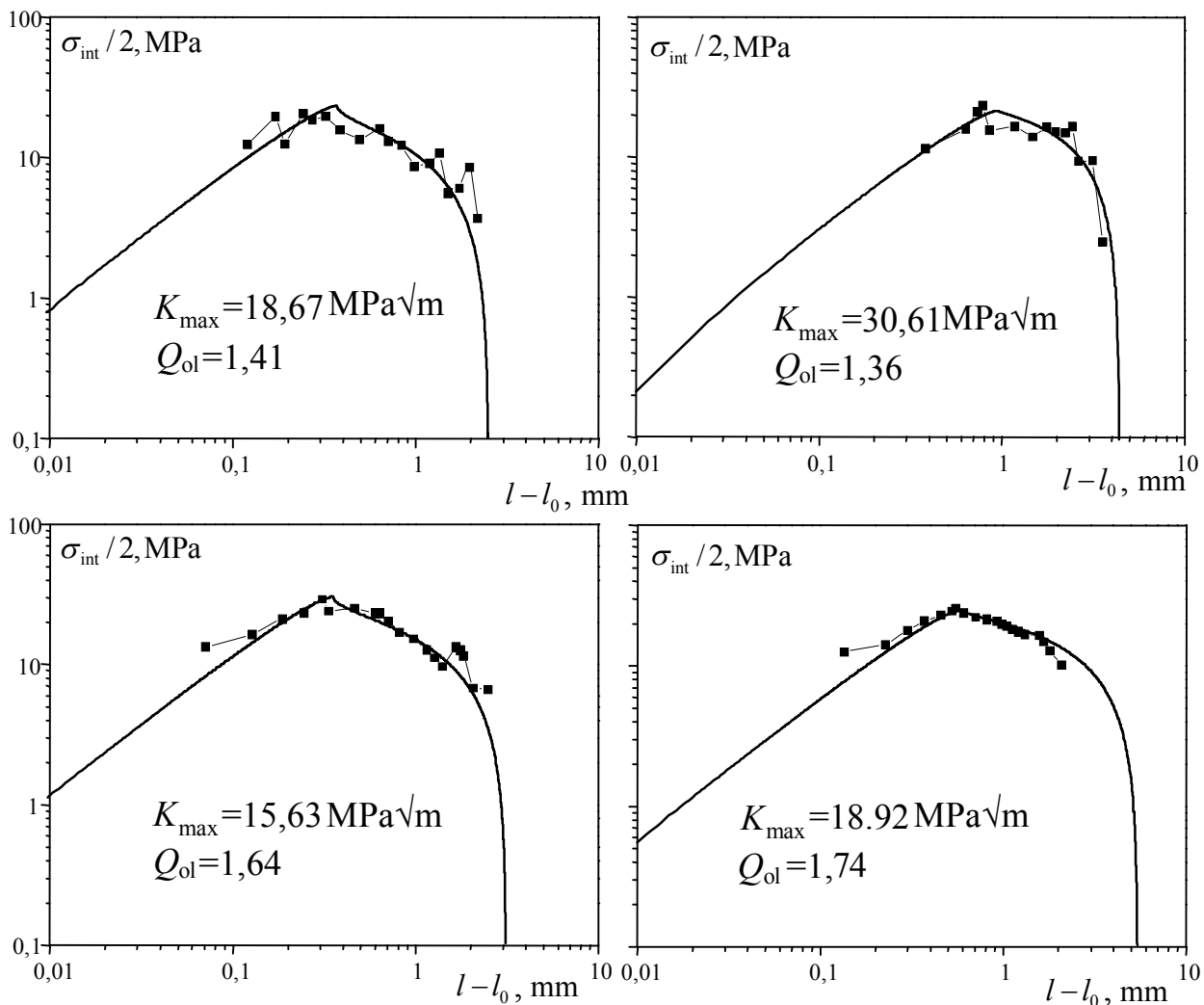


Рис. 1.44. Розподіл залишкових напружень біля вершини втомної тріщини після одноразових перевантажень у сплаві Д16Т при $R=0,1$: ■ - дані, визначені із експ. даних швидкості РВТ, ф-ла (1.29); — -обчислення, ф-ла (1.34)

Fig. 1.44. The distribution of residual stresses near fatigue crack tip after single overloads at D16T alloy at $R=0.1$: - the data, determined from experimental data of FCG rate, eq. (1.29); -calculations, eq. (1.34)

1.8. Прогнозування росту втомної тріщини після одноразового перевантаження розтягом

Запропоновану в п. 1.5 модель РВТ застосували для прогнозування РВТ після одноразових перевантажень в сплавах Д16чТ і Д16Т. Прогнозування РВТ полягає у визначенні швидкості РВТ на кожному циклі навантаження, тобто підрахунку приростів тріщини за кожен цикл навантаження (метод прогнозування “цикл за циклом”) і визначенні кількості циклів затримки РВТ.

Для прогнозування РВТ після одноразових перевантажень згідно із запропонованою моделлю створено програму на алгоритмічній мові програмування “Borland Pascal”. Алгоритм роботи програми ілюструє зображена на рис. 1.45 блок-схема:

- 1) введення максимального і мінімального зусилля регулярного навантаження P_{\max} , P_{\min} , максимального зусилля циклу перевантажування P_{ol} , половини довжини тріщини у момент перевантажування l_0 ;
- 2) обчислення максимального σ_{\max} і мінімального σ_{\min} напруження циклу регулярного навантаження і максимального напруження циклу перевантажування σ_{ol} , а також визначення коефіцієнта асиметрії циклу навантаження R і коефіцієнта перевантажування Q_{ol} (1.12);
- 3) обчислення K_{\max} і КІН перевантажування K_{ol} (1.10) при $l=l_0$;
- 4) визначення коефіцієнту C_R в рівнянні Уокера (1.15); визначення необхідного для визначення мінімальної швидкості РВТ після перевантажування (1.23) g_R (1.21); обчислення довжини пластичної зони циклу перевантажування $l_{K_{ol}}$ (рис. 1.46) і розрахункової довжини тріщини, за якої досягається мінімальна швидкість РВТ $l_{KV\min}$ (1.38);
- 5) – 7) пункти структури стосуються підпрограми для визначення довжини пластичної зони $l_{K_{\max}}$ (1.37) у момент, коли її розміри до-

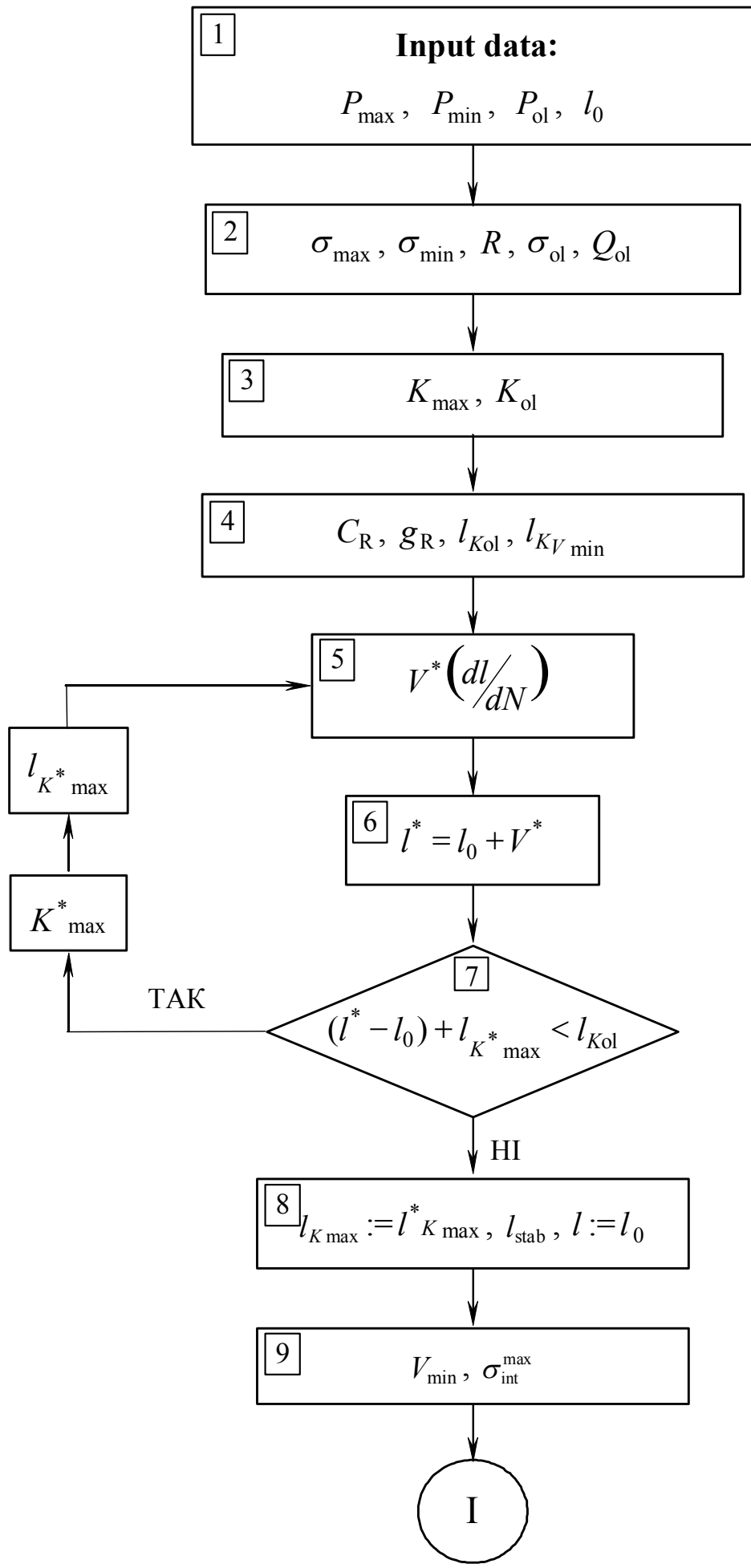
сягнуть довжини пластичної зони, створеної циклом перевантажування $l_{K_{ol}}$ (рис. 1.40 а, б), тобто коли відбувається програмний прохід по КДВР, поки виконується умова $(l^* - l_0) + l_{K_{max}}^* < l_{K_{ol}}$;

- 8) визначення довжини зони стабілізації швидкості РВТ l_{stab} (рис. 1.40 а, б) за відомими $l_{K_{ol}}$ і $l_{K_{max}}$ (1.36);
- 9) визначення мінімальної швидкості РВТ після перевантажування V_{min} (1.23) і максимального залишкового напруження σ_{int}^{max} (рис. 1.40 б) за формулою (1.35).

У пунктах (1–9) блок-схеми програми визначаються всі параметри і коефіцієнти, необхідні для підрахунку швидкості РВТ (1.32) і розподілу залишкових напружень (1.34).

Наступні пункти (10–13) складають підпрограму підсумовування приросту втомної тріщини методом “цикл за циклом”:

- 10) визначення за (1.34) залишкового напруження σ_{int} , що відповідає максимальному напруженню циклу навантаження σ_{max} і, відповідно, максимального ефективного напруження σ_{eff} і КІН K_{max}^{eff} (1.33) для окремого циклу навантаження (обчислення швидкості РВТ V (приросту тріщини за цикл) (1.32) і розрахункового КІН K_{max} (1.10), необхідного для побудови діаграми швидкості РВТ після перевантажування у координатах $V \sim K_{max}$);
- 11) визначення половини довжини тріщини l з урахуванням приросту V за цикл навантаження, підрахунок кількості циклів навантаження N_i ;
- 12) перевірка умов завершення затримки РВТ після перевантажування;
- 13) виведення порядкового номера N_i , максимального КІН K_{max} і швидкості РВТ V і-го циклу навантаження у табличний файл формату ASCII;
- 14) кінець програми.



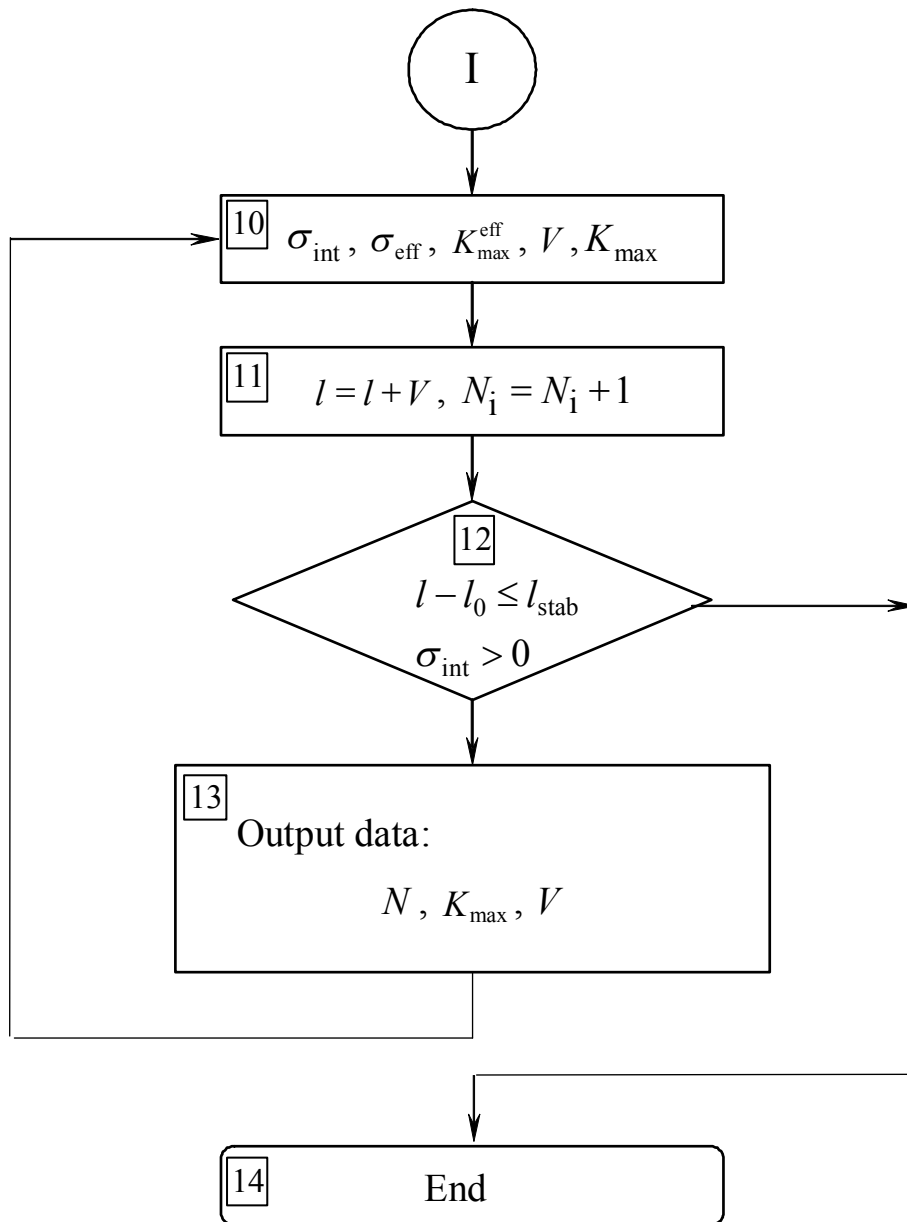


Рис. 1.45. Блок-схема програми прогнозування РВТ після одноразового перевантажування

Fig. 1.45. Flowchart of software for prediction FCG rate after a single overload

Отримані в результаті роботи програми табличні файли (*.dat) можуть бути імпортовані спеціалізованими програмними пакетами типу “Microcal Origin”, “Mathcad”, “Matlab” та ін. для побудови кривих і подальшої обробки даних.

На рис. 1.46 помітне цілком задовільне узгодження експериментальних і розрахункових даних швидкості РВТ після одноразових перевантажень за різних значень коефіцієнтів асиметрії циклу навантаження і умов перевантажування.

Для визначення точності прогнозування РВТ після одноразових перевантажень визначали середнє значення відносної похибки розрахункової N_{pred} і експериментальної N_{test} кількості циклів до повного усунення ефекту перевантажування за формулою:

$$\frac{\sum \left| 1 - \frac{N_{\text{pred}}}{N_{\text{test}}} \right|}{n_t} \times 100 = 16,99\%,$$

де $n_t = 25$ – кількість випробувань.

Розрахункова N_{pred} і експериментальна N_{test} кількості циклів затримки РВТ після одноразових перевантажень задовільно узгоджуються (рис. 1.47).

Запропоновану методику і програму використали для прогнозування швидкості РВТ в алюмінієвому сплаві Д16Т при $R=0,1$ після одноразових перевантажень. Для цього у програму були введені визначені для сплаву Д16Т константи і коефіцієнти, які використовуються у формулі Уокера (1.31) і формулі для обчислення залишкових напружень (1.34).

З рис. 1.48 видно, що розрахункові криві швидкості РВТ після одноразових перевантажень задовільно узгоджуються із експериментальними даними.

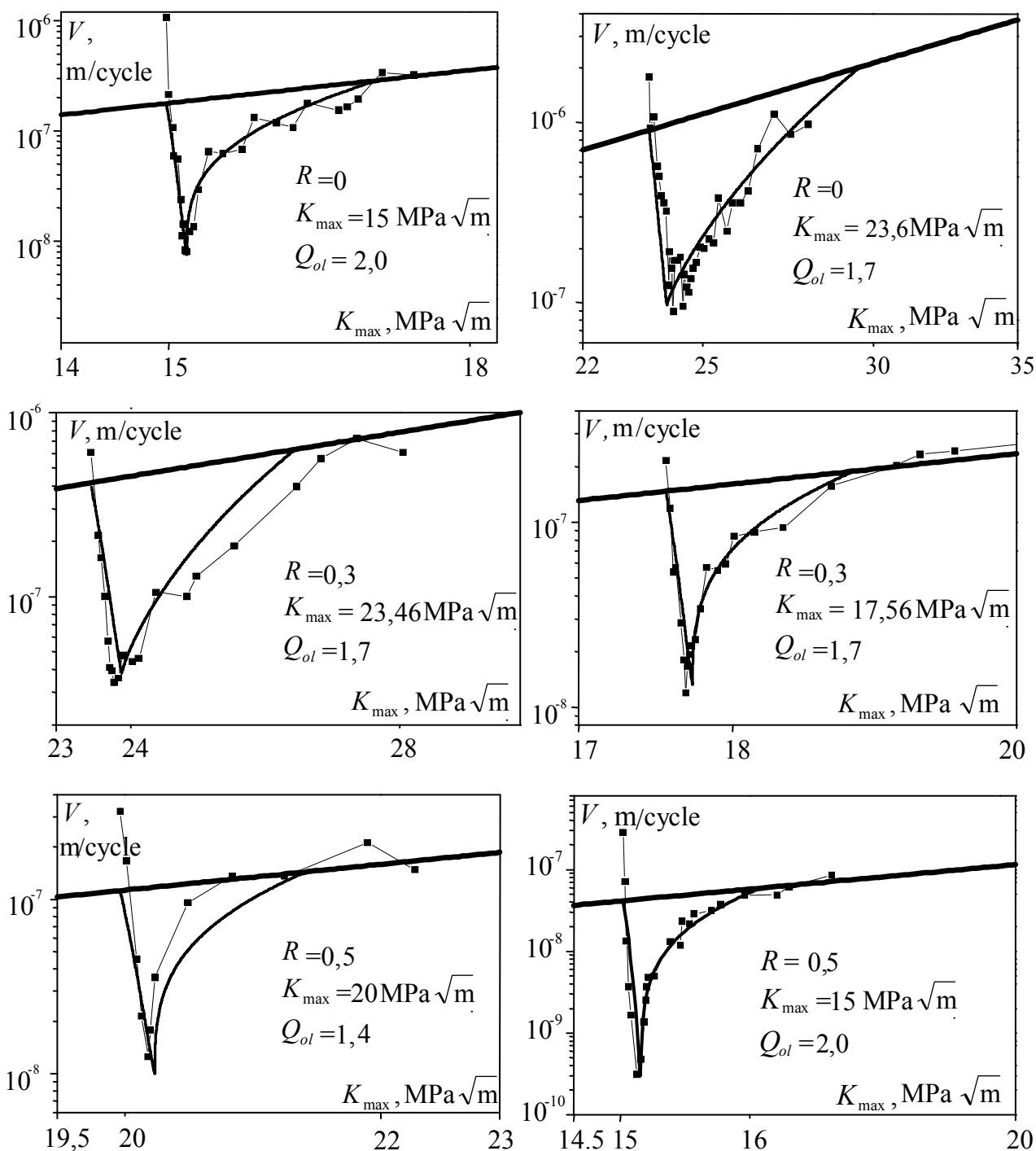


Рис. 1.46. Швидкість росту втомних тріщин після одноразових перевантажень у сплаві Д16чТ: ■ – експеримент; — – розрахунок, ф-ла (1.32); — – КДВР, ф-ла (1.31)

Fig. 1.46. FCG rate after single overload in D16chT (2024-T3) alloy:

■ – experiment; — – calculations, eq. (1.32); — – FCG diagram, eq. (1.31)

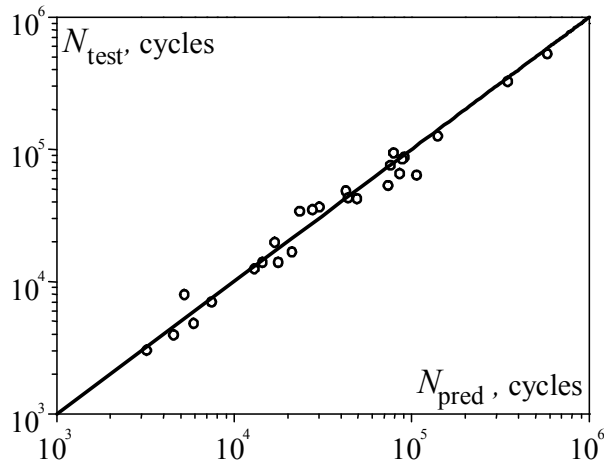


Рис. 1.47. Зіставлення розрахункової N_{pred} і експериментальної N_{test} кількості циклів стабілізації швидкості РВТ в сплаві Д16чТ після одноразових перевантажень

Fig. 1.47. The comparison of the calculated N_{pred} and experimental N_{test} number of cycles of FCG rate stabilization in D16chT (2024-T3) alloy after single overloads

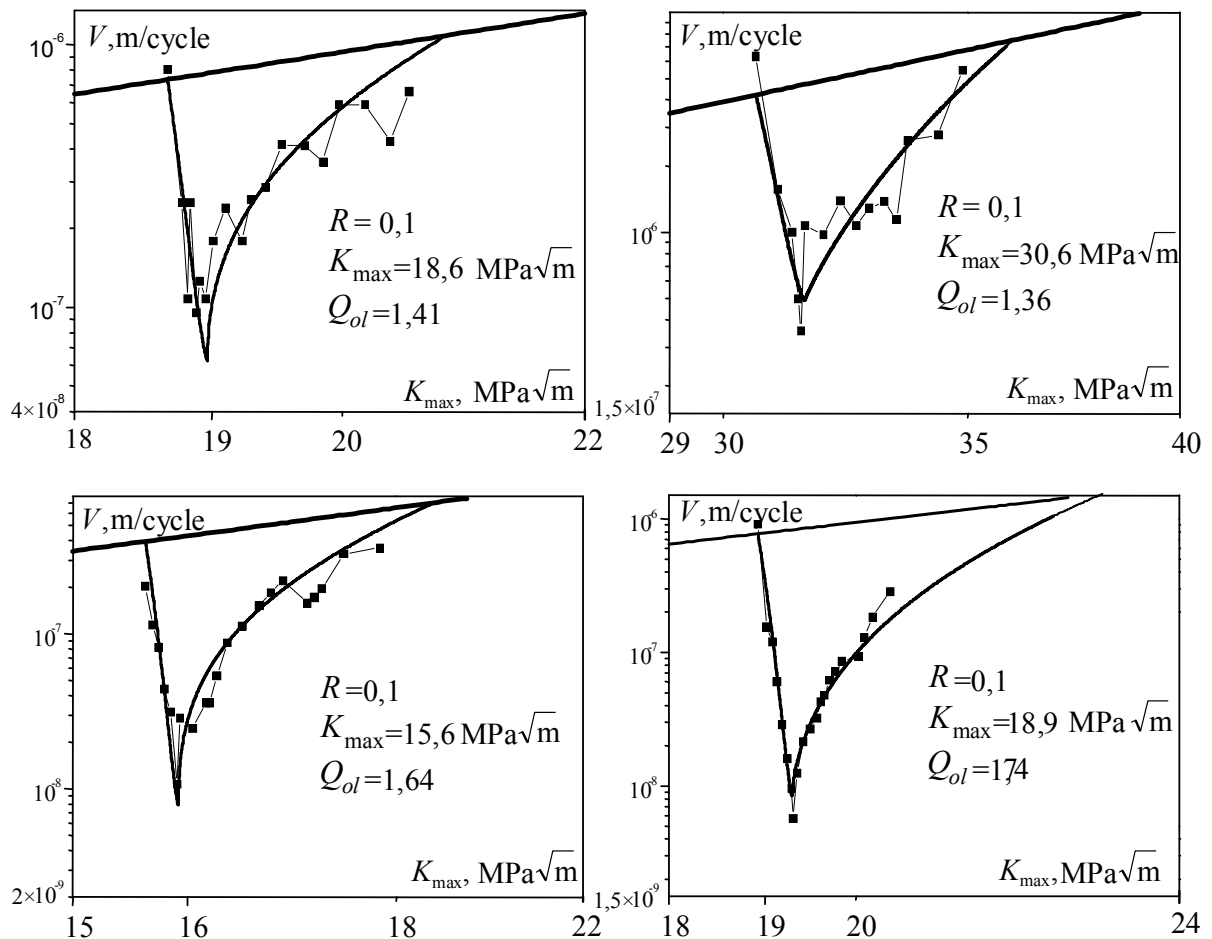


Рис. 1.48. Швидкість росту втомних тріщин після одноразових перевантажень в сплаві Д16Т: ■ – експеримент; — – розрахунок, ф-ла (1.32); — – КДВР, ф-ла (1.31)

Fig. 1.48. FCG rate after single overloads in D16T alloy: ■ – experiment; — – calculations, eq. (1.32); — – FCG diagram, eq. (1.31)

1.9. Вплив перевантаження розтягом-стиском на швидкість росту втомних тріщин в алюмінієвому сплаві Д16Т

Більшість елементів конструкцій (зокрема коренева частина крила літака) під час експлуатації працюють за комплексного навантаження розтягом-стиском [55]. Очевидними недоліками більшості використовуваних для прогнозних розрахунків моделей є те, що вони не враховують впливу ефектів перевантаження стиском на швидкість РВТ [12, 52, 34], припускаючи, що напруження, які виникають у зразку під час стиску, розподіляються рівномірно по всьому перерізу зразка. Тому важливо дослідити вплив комплексного перевантаження розтягом-стиском на швидкість РВТ.

Добре відомі моделі, зокрема й модифікована модель Вілера [55], які описують швидкість РВТ в умовах комбінування перевантажень стиском та розтягом. Проте дана модель не враховує ділянки уповільнення швидкості РВТ після перевантаження до мінімальної швидкості затримки тріщини V_{\min} , що знижує достовірність прогнозування РВТ.

Також відома модифікована узагальнена модель Віленборга, яка була використана у NASGRO [20]. Ця модель розширює узагальнений підхід Віленборга на випадок зменшення пластичної зони після перевантаження стиском, під час подолання якої відбувається затримка швидкості РВТ. Недоліком даної моделі є велика кількість формальних параметричних коефіцієнтів (без фізичного сенсу) та необхідність здійснення великого обсягу експериментів.

Авторами [46, 52 – 54] запропоновано методику прогнозування швидкості РВТ після одноразового перевантаження розтягом, яка ґрунтується на визначенні мінімальної швидкості V_{\min} після перевантаження і обчисленні коефіцієнта максимального зменшення швидкості РВТ C_{ol} , як основної характеристики, що визначає V_{\min} . Проте дані щодо росту втомних тріщин за умови комплексного перевантаження розтягом-стиском відсутні.

Даний підрозділ стосується створення аналітично-експериментальної методики прогнозування РВТ в умовах комплексного перевантаження розтягом-стиском шляхом модифікації запропонованої моделі РВТ після перевантаження розтягом на випадок комплексного перевантаження розтягом-стиском.

Досліджували взаємовплив перевантажень розтягом-стиском прямокутних пластин із центральною тріщиною з алюмінієвого сплаву Д16Т згідно методики [26, 27]. Зразки моделюють панель обшивки крила транспортного літака з отвором під заклепку. Креслення зразка зображено на рис. 1.1; механічні властивості та хімічний склад металу – в табл. 1.2. Для вимірювання швидкості РВТ на робочій ділянці зразка по обидва боки від концентратора наносили розмітку у вигляді координатної сітки методом електрохімічного контурного травлення [56, 57].

Зразки випробовували на сервогідравлічній машині СТМ-100 з керуючим ПК. Температура випробувань 293 К, частота навантаження 10 Нз, коефіцієнт асиметрії циклу за сталої амплітуди навантаження $R = P_{\min}/P_{\max} = 0$. Зародження та підростання тріщини вимірювали за допомогою мікроскопу типу МБС-10 згідно методики [58]. Для запобігання випинанню пластинчастих зразків використовували захисний кожух [58].

До прикладання перевантажень швидкість РВТ стабілізували згідно КДВР матеріалу. Після перевантаження машину програмно переводили у режим регулярного циклічного навантаження з фіксованим розмахом КІН та коефіцієнта R . Для забезпечення необхідної точності експерименту, відпрацьовані машиною зусилля перевантажень записували на жорсткий диск. На ділянках стрибкового прискорення, подальшого зменшення швидкості тріщини і максимальної її затримки після перевантаження приріст тріщини заміряли через (0,02...0,03 mm). Із збільшенням (стабілізацією) швидкості РВТ дискретність замірів збільшували до 0,1 mm. Приріст тріщини вимірювали до моменту досягнення нею розмірів розрахункової пластичної зони l_{pZ} циклу перевантаження розтягом

$$l_{PZ} = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_{ol}}{\sigma_{0,2}} \right)^2, \quad (1.42)$$

де K_{ol} – КІН перевантаження розтягом; $\sigma_{0,2} = 318$ МПа – експериментально визначене для Д16Т.

Коефіцієнт перевантаження розтягом визначали за формулою

$$Q_{ol} = \sigma_{ol} / \sigma_{max}, \quad (1.43)$$

де σ_{ol} – максимальне напруження циклу перевантаження розтягом.

Перевантаження стиском характеризували коефіцієнтом перевантаження стиском Q_{ol} :

$$Q_{ul} = \sigma_{ul} / \sigma_{ol}, \quad (1.44)$$

де σ_{ul} – напруження перевантаження стиском.

Зразки перевантажували за схемою, що передбачала почергове перевантаження розтягом, стиском та подальше навантаження зі сталою амплітудою за бруттонапружень, зазначених у табл. 1.9.

Таблиця 1.9.

Напруження у зразку при перевантаженнях розтягом-стиском

Table 1.9.

The stresses in specimen after overloads by tension and compression

σ_{ob}	σ_{ul}	Q_{ul}	σ_{ob}	σ_{ul}	Q_{ul}	σ_{ob}	σ_{ul}	Q_{ul}
МПа			МПа			МПа		
124	0	0	145	0	0	167	0	0
	-75	-0,6		-85	-0,6		-102	-0,6
	-125	-1,0		-145	-1,0		-169	-1,0
	-179	-1,4		-203	-1,4		-230	-1,4

Швидкість РВТ після перевантажень розтягом-стиском досліджували на середньоамплітудній ділянці КДВР за $Q_{ol} = 1,4; 1,7; 2$ та $Q_{ul} = -0,6; -1; -1,4$.

Перевантаження розтягом-стиском істотно збільшує швидкість РВТ (рис. 1.49) порівняно із одноразовим перевантаженням розтягом. Таке зростання швидкості триває лише 20...170 циклів. Після періоду пришвидшення швидкість РВТ стрімко зменшується до V_{min} . По мірі подолання тріщиною сформованої перевантаженням пластичної зони, швидкість РВТ поступово зростає до значень швидкості за сталої амплітуди навантаження.

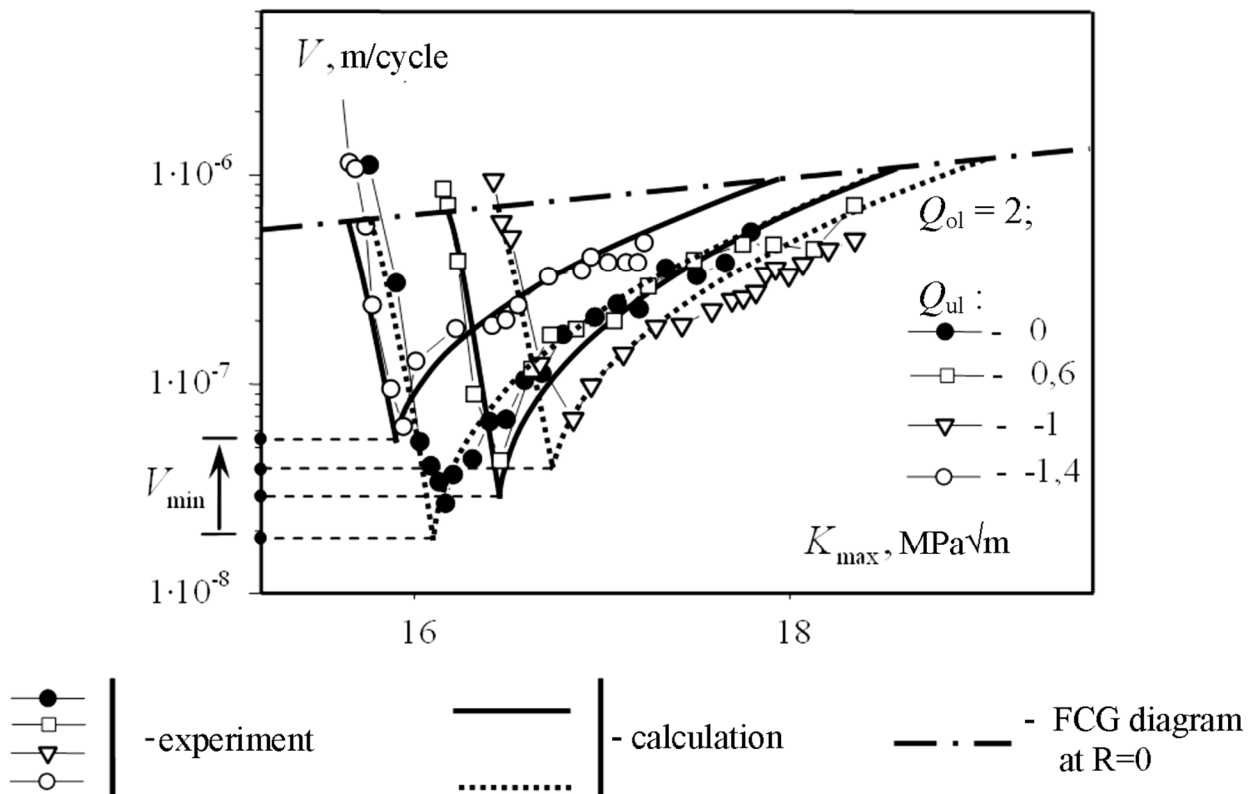


Рис. 1.49. Залежність швидкості РВТ у сплаві Д16Т від K_{max} після перевантажень розтягом-стиском

Fig. 1.49. The dependency of FCG rate in D16T alloy on K_{max} after tension-compression overloads

Слід зазначити, що довжина ділянки стабілізації після комплексних перевантажень розтягом-стиском приблизно дорівнювала розміру ділянки після одноразового перевантаження розтягом тієї ж амплітуди. Це пов'язано із тим, що на берегах тріщини після перевантаження розтягом формуються пластичні утяжки, які зменшують ро-

змах відкриття тріщини навіть після проходження пластичної зони [59]. Внаслідок цього швидкість росту тріщини після подолання розрахункової пластичної зони повністю не досягала значення швидкості РВТ за сталої амплітуди навантаження. Відзначено значне збільшення швидкості V_{\min} із зростанням абсолютного значення коефіцієнта перевантаження стиском Q_{ul} (рис. 1.49).

Для оцінки швидкості РВТ після перевантаження розтягом-стиском використовували коефіцієнт рівняння типу Періса $C_{V_{\min}}$, який характеризує зменшення швидкості РВТ при $Q_{ol}=\text{const}$ і $Q_{ul}=\text{const}$ [60]. Величина $C_{V_{\min}}$ враховує взаємовплив перевантажень розтягом та стиском. Залежності $C_{V_{\min}}$ від Q_{ul} за сталих значень $Q_{ol}=1,4; 1,7; 2$ зображено на рис. 1.50. Виявлено, що при параметрах перевантаження розтягом $Q_{ol}=2; Q_{ul}=0$ коефіцієнт $C_{V_{\min}}$ найменший, що свідчить про найбільшу затримку РВТ у випадку відсутності перевантаження стиском.

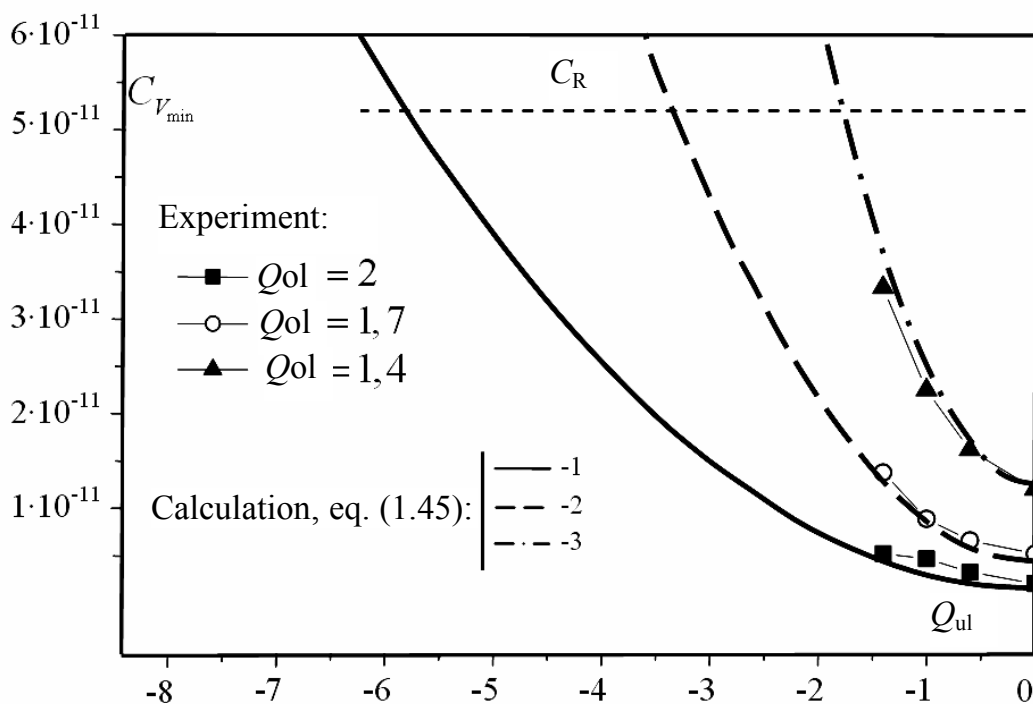


Рис. 1.50. Залежність коефіцієнта $C_{V_{\min}}$ від Q_{ul} для сплаву Д16Т

Fig. 1.50. The dependency of factor $C_{V_{\min}}$ on Q_{ul} for D16T alloy

Зміна коефіцієнту перевантаження стиском Q_{ul} від 0 до $-1,4$ за сталого $Q_{ol} = 2$ призводить до поступового зростання $C_{V_{min}}$ до значення C_R . Така закономірність зберігається при зміні Q_{ul} за $Q_{ol} = 1,4$ і $1,7$. При зменшенні Q_{ol} криві $Q_{ul} \sim C_{V_{min}}$ зміщуються вгору в бік C_R при $R=0$ (рис. 1.50). Значення $C_{V_{min}}$, залежно від параметрів перевантаження Q_{ol} , Q_{ul} подані в табл. 1.10.

Отже, $C_{V_{min}}$ характеризує мінімальну швидкість РВТ V_{min} залежно від Q_{ol} та Q_{ul} і дає можливість визначити V_{min} після перевантаження розтягом, розтягом-стиском та за нерегулярного знакозмінного навантаження.

Таблиця 1.10.

Значення $C_{V_{min}}$ сплаву Д16Т для різних параметрів перевантаження Q_{ol} , Q_{ul}

Table 1.10.

The value of $C_{V_{min}}$ for D16T alloy for various parameters of overload Q_{ol} , Q_{ul}

C_R ($R = \text{const}$)	Q_{ol}	$C_{V_{min}}$				n
		($Q_{ul} = 0$)	($Q_{ul} = -0,6$)	($Q_{ul} = -1$)	($Q_{ul} = -1,4$)	
$5,21 \cdot 10^{-11}$	1,4	$1,2 \cdot 10^{-11}$	$1,6 \cdot 10^{-11}$	$2,2 \cdot 10^{-11}$	$3,3 \cdot 10^{-11}$	3,40
	1,7	$5,2 \cdot 10^{-12}$	$6,6 \cdot 10^{-12}$	$8,9 \cdot 10^{-12}$	$1,4 \cdot 10^{-11}$	
	2,0	$2,0 \cdot 10^{-12}$	$3,2 \cdot 10^{-12}$	$4,7 \cdot 10^{-12}$	$5,2 \cdot 10^{-12}$	

Для опису отриманих експериментальних даних (рис. 1.50) запропоновано формулу:

$$C_{V_{min}} = C_{C_{V_{min}}}^{ol} (1 + Q_{ul}^2), \quad (1.45)$$

де $C_{C_{V_{min}}}^{ol}$ – параметр, що визначає мінімальну швидкість РВТ після перевантаження розтягом при $Q_{ul} = 0$, який аналогічний до C_{ol} [52] та визначається за формулою

$$C_{C_{V_{min}}}^{ol} = C_R - C_{ol}, \quad (1.46)$$

у якій C_{ol} визначається з рівняння

$$C_{ol} = C_R (1 - g_R^{(Q_{ol}-1)}). \quad (1.47)$$

тут $g_R = 0,029$ – параметричний коефіцієнт;

Залежність C_{ol} від Q_{ol} відображена на рис. 1.51.

Підставивши формули (1.46) і (1.47) у (1.45) отримаємо

$$C_{Vmin} = C_R \cdot g_R^{(Q_{ol}-1)} (1 - Q_{ul}^2). \quad (1.48)$$

Цю залежність можна використовувати для знаходження мінімальної швидкості РВТ після перевантаження розтягом та розтягом-стиском за формулою:

$$V_{min} = C_{Vmin} (K_{max} (1 - R))^n. \quad (1.49)$$

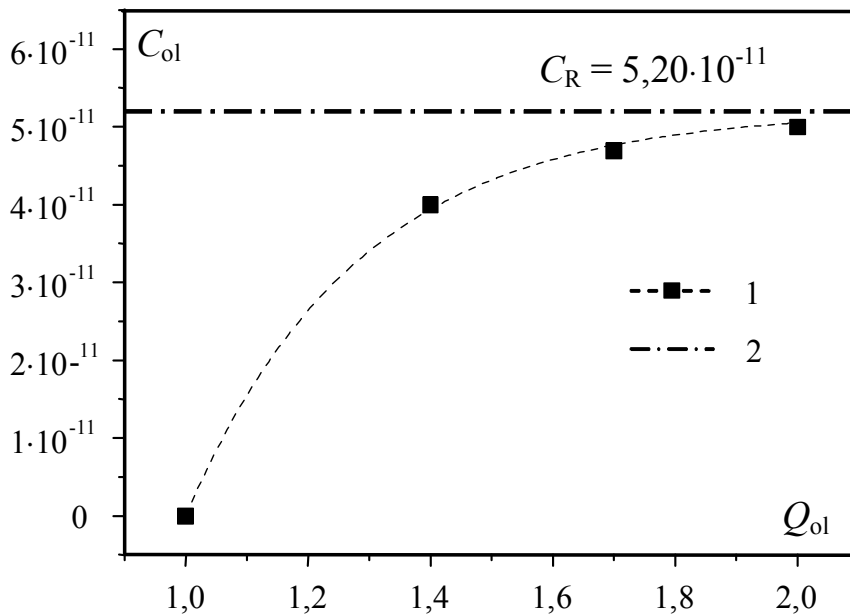


Рис. 1.51. Залежність C_{ol} (1) та C_R (2) сплаву Д16Т від Q_{ol}

Fig. 1.51. The dependency C_{ol} (1) and C_R (2) of D16T alloy on Q_{ol}

Опис експериментальних даних $Q_{ul} \sim C_{Vmin}$ залежністю (1.48) подано на рис. 1.51.

На рис. 1.52 відображені експериментальні дані РВТ та їх апроксимація після перевантаження розтягом-стиском зразків з алюмінієвого сплаву Д16Т при $Q_{ol} = 2$ та зміні Q_{ul} від 0 до $-1,4$.

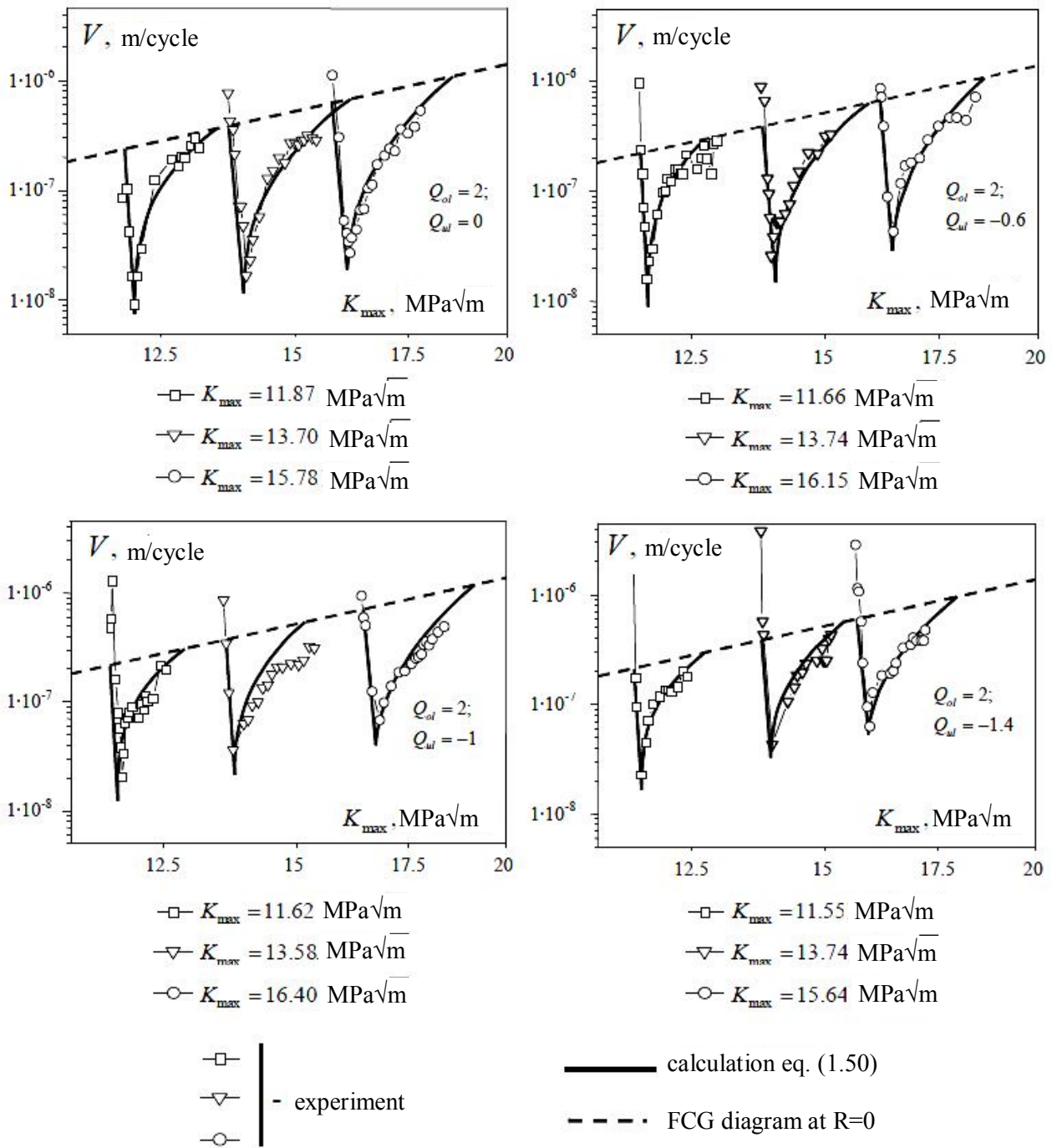


Рис. 1.52. Залежності швидкості РВТ в сплаві Д16Т від K_{max} після перевантаження розтягом-стиском

Fig. 1.52. The dependency of FCG rate in D16T alloy on K_{max} after tension-compression overload

Розрахункові криві (рис. 1.52) отримані за описаною в п. 1.7 методикою, в основу котрої покладена залежність

$$V_{\min} = C_R (K_{\max}^{\text{eff}} (1-R))^n, \quad (1.50)$$

де K_{\max}^{eff} – максимальний ефективний КІН, який визначається за формулою (1.33).

Таким чином, для врахування ефектів перевантаження стиском модель РВТ після перевантажень розтягом була модифікована шляхом розрахунку мінімальної швидкості РВТ V_{\min} після перевантажень за залежністю (1.49), на відміну від залежності (1.23), яка використовується в моделі РВТ після одноразових перевантажень розтягом.

Розрахункові криві (рис. 1.52) задовільно узгоджуються із експериментальними даними швидкості РВТ після комплексного перевантаження.

Отримані залежності задовільно описують експериментальні дані при зниженні швидкості РВТ до V_{\min} та подальшому поступовому зростанні швидкості за сталої амплітуди навантаження. Зазначимо, що запропонована модель не враховує ефекту початкового пришвидшення втомної тріщини, який триває короткий проміжок часу і майже не впливає на швидкість РВТ після комплексного перевантаження.

Таким чином відому модель оцінки швидкості РВТ після перевантаження розтягом модифіковано на випадок перевантаження розтягом-стиском. Отримано залежності, які задовільно описують експериментальні дані РВТ у сплаві Д16Т в пластичній зоні, сформованій перевантаженням розтягом.

1.10. Моделювання росту втомної тріщини при нерегулярному навантаженні розтягом

Особливістю нерегулярного навантаження є те, що амплітуда кожного наступного циклу навантаження може відрізнятися від амплітуди попереднього циклу навантаження, що вимагає врахування перехідних процесів в околі вістря тріщини (нелінійний взаємовплив навантажень) при прогнозуванні РВТ. В основу прогнозування РВТ за нерегулярного навантаження покладена запропонована у п. 1.7 модель РВТ після одноразового перевантажування.

Для моделювання РВТ навантаженні розглянуто п'ять основних схем нерегулярного навантаження:

- 1) одноразове перевантажування і періодично повторювані перевантажування;
- 2) зменшення максимального зусилля регулярного навантаження після перевантажування;
- 3) збільшення максимального зусилля регулярного навантаження після перевантажування;
- 4) ступінчасте зростання максимального зусилля навантаження;
- 5) ступінчасте зменшення максимального зусилля навантаження.

Для прогнозування РВТ за схемою навантаження 1) запропонована модель (рис. 1.53), розроблена на основі моделі РВТ після одноразового перевантажування (п. 1.7). Модель побудована на припущенні, що перевантажуванням вважається будь-який цикл, якщо довжина створеної ним пластичної зони l_{Kol2} більша від довжини пластичної зони попереднього перевантажування l_{Kol1} (рис. 1.53 а, б). Згідно цього припущення нове перевантажування завершує вплив попереднього на РВТ (нівелює передісторію) і створює нові умови РВТ.

Згідно рис. 1.53 цикл з максимальним зусиллям навантаження P_{ol2} створює нову пластичну зону завдовжки $l_{Kol2} > l_{Kol1}$. Відповідно до моделі РВТ після одноразового перевантаження (див. п. 1.7) підрахо-

вуються нові значення коефіцієнтів для обчислення швидкості РВТ за нових умов перевантажування.

Для прогнозування РВТ при зміні амплітуди регулярного навантаження після одноразового перевантажування (схеми (2, 3)) у роботі запропоновано підхід, суть якого схематично представлено на рис. 1.54.

Нехай після одноразового перевантажування P_{ol} , в межах пластичної зони l_{Kol} відбувається ступінчасте збільшення амплітуди циклу регулярного навантаження $P_{max1} \rightarrow P_{max2}$ (1.54 а). При цьому збільшується довжина необхідної для усунення ефекту пластичної затримки РВТ до значення l_{Kmax2} , що зумовлює зменшення довжини зони стабілізації РВТ від l_{stab1} до l_{stab2} (1.54 (b, c)).

Згідно з моделлю РВТ після одноразового перевантажування (див. підрозд. 1.7) обчислюються параметри і коефіцієнти в формулі (1.34), а відтак визначається розподіл залишкових напружень відповідно до умов одноразового перевантажування $Q_{ol}=P_{ol}/P_{max2}$ (1.54 с). У точці зростання амплітуди навантаження на відстані $(l - l_0)$ від точки перевантажування зменшуються залишкові напруження, що відповідають новим умовам навантаження (1.54 с). Відповідно зростає ефективне напруження циклу навантаження σ_{eff} в межах зони стабілізації РВТ (1.54 d). Із збільшенням σ_{eff} зростає ефективний КІН K_{max}^{eff} циклу навантаження (1.33), а отже й швидкість РВТ (рис. 1.54 (e)).

Згідно моделі підростання тріщини її швидкість після одноразового перевантажування контролюється величиною K_{max}^{eff} (1.32).

Подібний підхід використовується, коли максимальне зусилля циклу навантаження після одноразового перевантажування зменшується (схема навантаження 2). Відмінність полягає в тому, що зі зменшенням амплітуди навантаження збільшуються залишкові напруження σ_{int} і зменшуються ефективне σ_{eff} та КІН K_{max}^{eff} , а отже зменшується швидкість РВТ. Для обчислення використано модель РВТ після одноразового перевантажування (див. підрозд. 1.7).

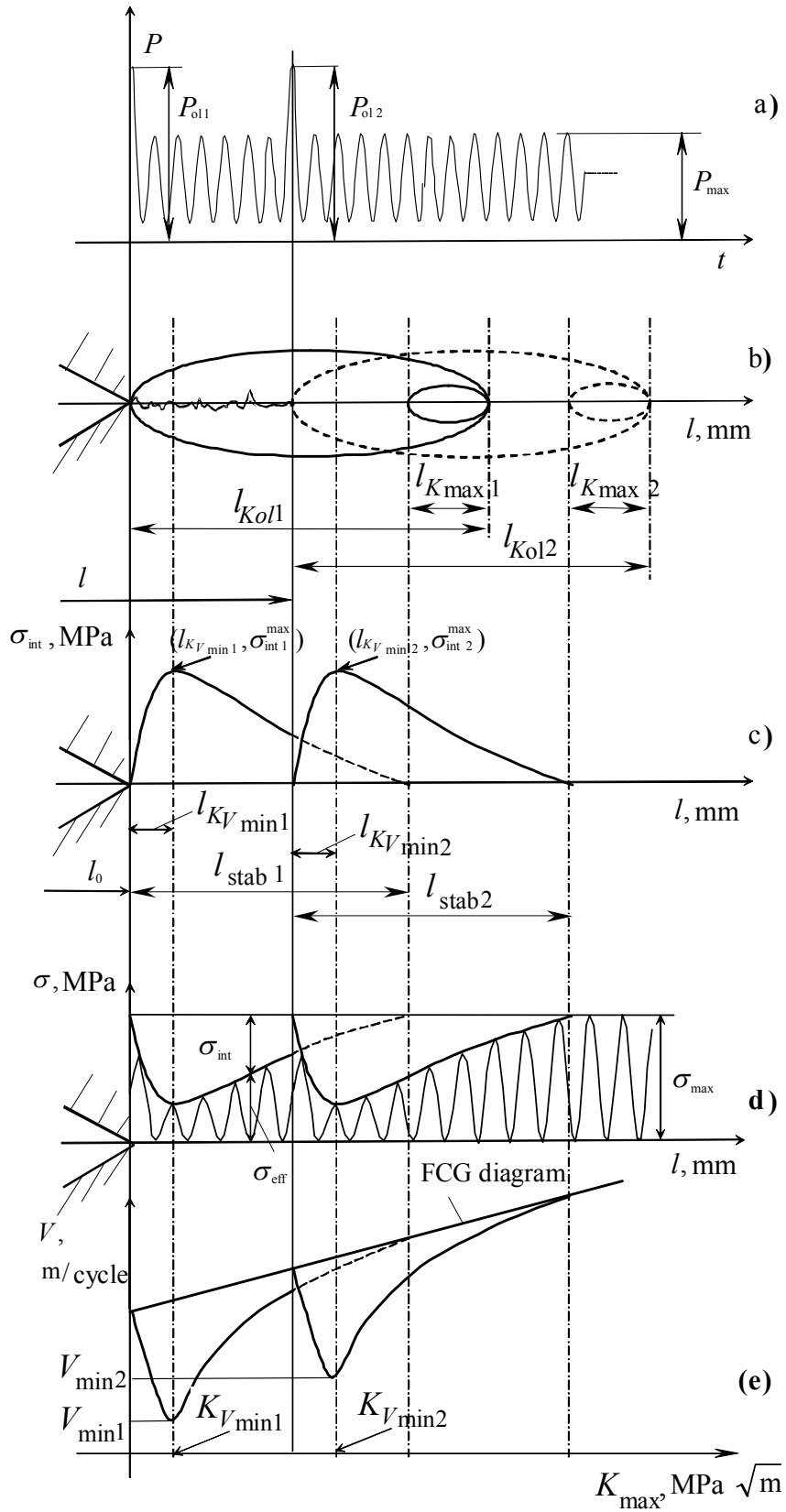


Рис. 1.53. Модель росту втомної тріщини при повторюваних одноразових перевантаженнях розтягом

Fig. 1.53. The model of FCG under repeated single overloads by tension

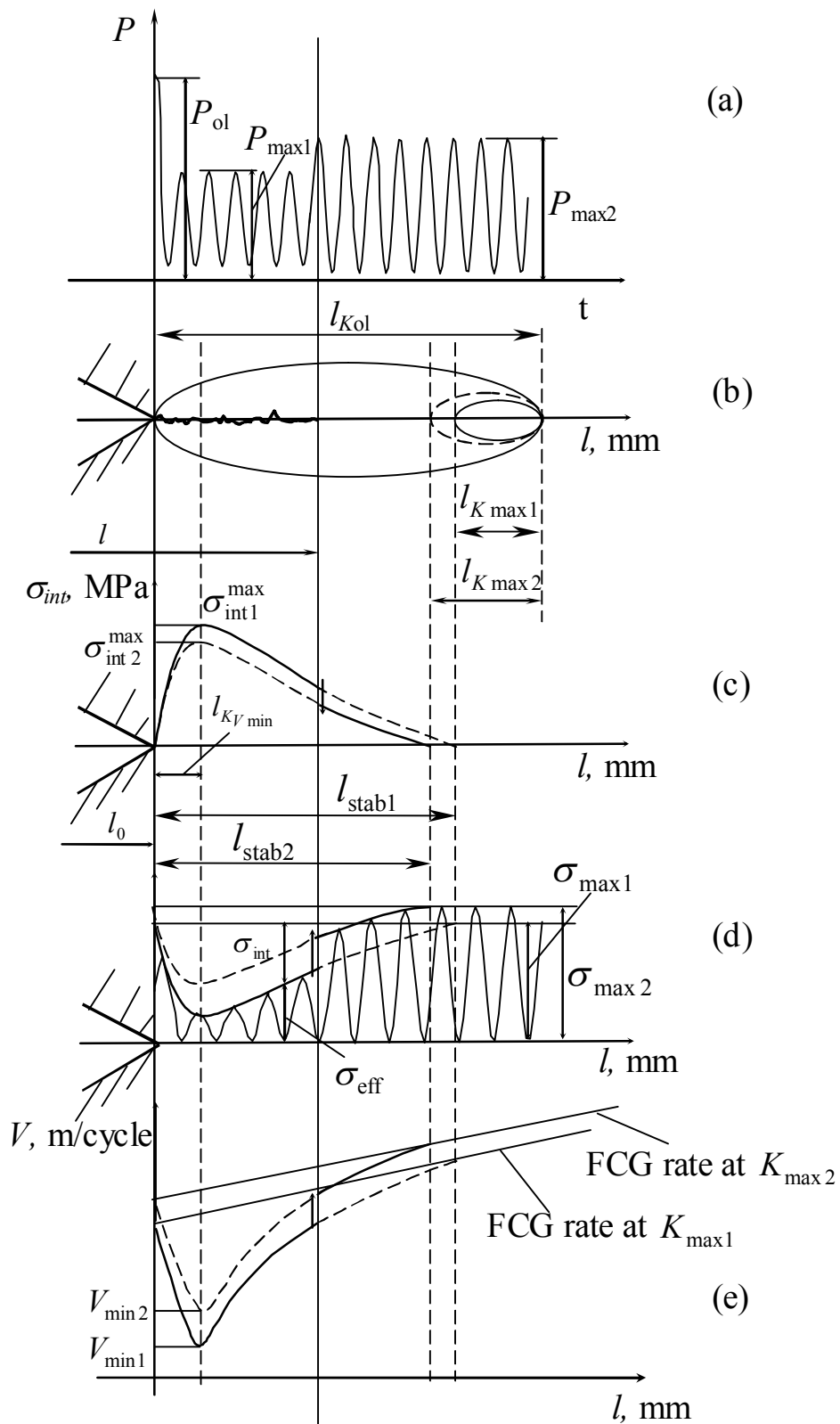


Рис. 1.54. Модель росту втомної тріщини при зміні амплітуди регулярного навантаження після одноразового перевантажування

Fig. 1.54. FCG model after single overload taking into account the level of constant amplitude loading

Відомо [35, 61], що ступінчасте зростання максимального зусилля навантаження (схема навантаження 4) спричиняє короткотривале збільшення швидкості РВТ, котре завершується після декількох десятків циклів із утворенням нової розширеної пластичної зони. Тривалість стабілізації швидкості тріщини і її приріст за таких умов незначні. Тому перехідними процесами за умов зростання амплітуди навантаження в роботі нехтували [62] і швидкість РВТ визначали відповідно до нового значення K_{\max} .

При переході від навантаження більшої амплітуди до навантаження меншої амплітуди (схема навантаження 5) спостерігається затримка РВТ, механізм якої подібний до механізму затримки за одноразового перевантаження проте з більшим ефектом затримки. Відомі моделі, які дають змогу визначати кількість циклів затримки РВТ N_d враховуючи кількість циклів перевантажування [10, 14, 16]. Такі моделі, в основному, використовують для прогнозування РВТ в елементах конструкцій, які працюють в умовах ступінчастої зміни амплітуди навантаження, проте поцикловий підрахунок приросту тріщини за такими моделями є неможливим.

Для спрощення підрахунків використано припущення, що швидкість РВТ після ступінчастого зменшення амплітуди навантаження визначається згідно моделі РВТ після одноразового перевантажування незалежно від кількості циклів перевантажування. При цьому вважали, що похибка прогнозування РВТ за такого спрощення буде незначною, оскільки в експлуатаційних послідовностях навантажень більшості машин і механізмів, наприклад послідовності навантажень крила транспортного літака (рис.1.8), ступінчастого зменшення амплітуди навантаження не спостерігається. Таким чином, запропоновані моделі РВТ за різних схем навантаження (рис. 1.53, 1.54), що базуються на моделі РВТ після одноразового перевантажування (рис. 1.40), дають можливість прогнозувати РВТ при нерегулярному навантаженні розтягом.

1.11. Прогнозування росту втомних тріщин при нерегулярному навантаженні розтягом

Використовуючи запропоновані моделі РВТ за різних схем навантаження (рис. 1.53, 1.54), які базуються на моделі РВТ після одnorазового перевантажування (рис. 1.40), вдається створити програму для прогнозування РВТ і при нерегулярному навантаженні розтягом. Для цього можна використати метод поциклового підрахунку приросту тріщини. Вхідними даними програми є файл послідовності навантажень P_{\max} , P_{\min} .

Блок-схему алгоритму програми подано на рис. 1.55:

- 1) введення початкової довжини тріщини $2l$;
- 2) перевірка наявності даних навантаження у вхідному файлі;
- 3) зчитування максимального і мінімального зусилля (P_{\max} , P_{\min}) циклу навантаження (у випадку відсутності даних відбувається завершення роботи програми);
- 4) обчислення максимального і мінімального напружень σ_{\max} , σ_{\min} , КІН (K_{\max} , K_{\min}) (1.10), коефіцієнта асиметрії циклу навантаження R і розрахункової довжини пластичної зони поточного циклу навантаження $l_{K_{\max}}$ (1.37);
- 5) порівняння довжин пластичних зон циклу перевантажування l_{Kol} і поточного циклу навантаження $l_{K_{\max}}$. Пункт 5 є також умовою затримки РВТ. У випадку виконання умови $l_{K_{\max}} \geq l_{Kol}$, поточний цикл вважається перевантажуванням (перший цикл послідовності також вважається перевантажуванням) і виконуються такі дії:
 - довжині пластичної зони циклу перевантажування l_{Kol} надається значення $l_{K_{\max}}$;

- максимальному КІН перевантажування надається значення максимального КІН поточного циклу навантаження K_{\max} ;
 - визначається розрахункова віддаль від точки перевантажування до точки в якій швидкість РВТ набуде мінімального значення $l_{K_{V_{\min}}}$ (1.38);
 - довжині тріщини в точці перевантажування l_0 надається поточне значення довжини тріщини l ;
 - визначається коефіцієнт C_R в рівнянні Уокера (1.39) і швидкість РВТ V (приріст тріщини за цикл) у даному циклі навантаження;
 - перехід в пункт 13 алгоритму;
- 6) у випадку невиконання умови пункту 5 відбувається затримка РВТ. Визначаються коефіцієнти перевантажування Q_{ol} (1.12), C_R в рівнянні Уокера (1.15) і g_R (1.21) необхідний для визначення мінімальної швидкості РВТ V_{\min} після перевантажування (1.23);
 - 7) – 9) пункти стосуються підпрограми визначення довжини пластичної зони $l_{K_{\max}}$ (1.37), аналогічно як у програмі прогнозування РВТ після одноразового перевантажування (пункти 5–7 (рис. 1.45);
 - 8) визначення довжини зони стабілізації швидкості РВТ l_{stab} (1.36);
 - 9) обчислення мінімальної швидкості РВТ V_{\min} (1.23) і максимального залишкового напруження $\sigma_{\text{int}}^{\max}$ (1.35);
 - 10) визначення залишкового напруження σ_{int} (1.34), максимального ефективного напруження σ_{eff} і ефективного КІН K_{\max}^{eff} (1.33) поточного циклу навантаження, а також обчислення приросту тріщини за цикл V (1.32);
 - 11) визначення половини довжини тріщини l з урахуванням приросту V за цикл навантаження і підрахунок кількості циклів навантаження N_i ;

12) вивід порядкового номера N_i , максимального КІН K_{\max} , швидкості РВТ V і півдовжини тріщини у поточному циклі навантаження в табличний файл формату ASCII.

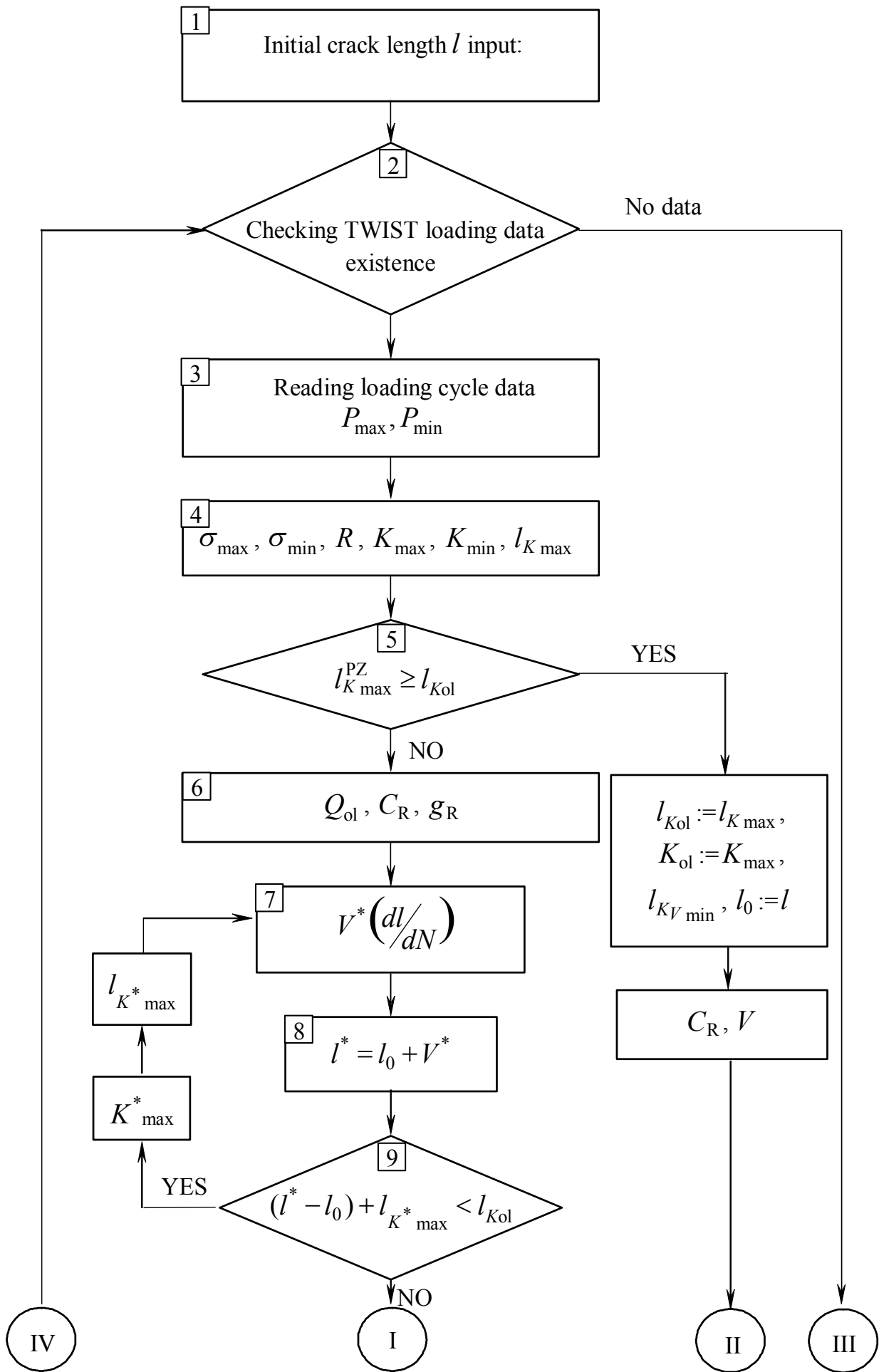
Програма працює до повного вибору зусиль послідовності навантажень вхідного файлу.

Для апробації запропонованих в п. 1.9 підходів і припущень щодо прогнозування РВТ при нерегулярному навантаженні і створеної програми (рис. 1.55), було експериментально досліджено швидкість РВТ в сплаві Д16Т [62] при $R=0,1$ за наступними схемами навантаження:

- при перевантажуваннях P_{ol1} , P_{ol2} , P_{ol3} (рис. 1.56) і сталому P_{\max} . Зразок перевантажували зусиллями P_{ol2} , P_{ol3} на ділянці затримки росту тріщини після P_{ol1} ;
- при переході від меншого зусилля $P_{\max1}$ до більшого $P_{\max2}$ на ділянці стабілізації швидкості РВТ після одноразового перевантажування P_{ol} (рис. 1.57).

Під час випробувань прикладені зусилля запрограмованої послідовності реєстрували на жорсткий диск керуючого ПК. Отримані таким чином файли послідовностей є вхідними для створеної програми прогнозування РВТ (рис. 1.55).

Для прогнозування швидкості РВТ при навантаженні за схемою, поданою на (рис. 1.56), було зrealізовано модель РВТ (рис. 1.53), що базується на припущенні про завершення впливу попереднього одноразового перевантажування на швидкість РВТ після прикладання наступного перевантажування. Тобто коли довжина зони пластичних деформацій наступного перевантажування більша від розрахункової довжини пластичної зони попереднього перевантажування. Результати обчислення швидкості РВТ при навантаженні за вказаною схемою (рис. 1.56) подані на рис. 1.58.



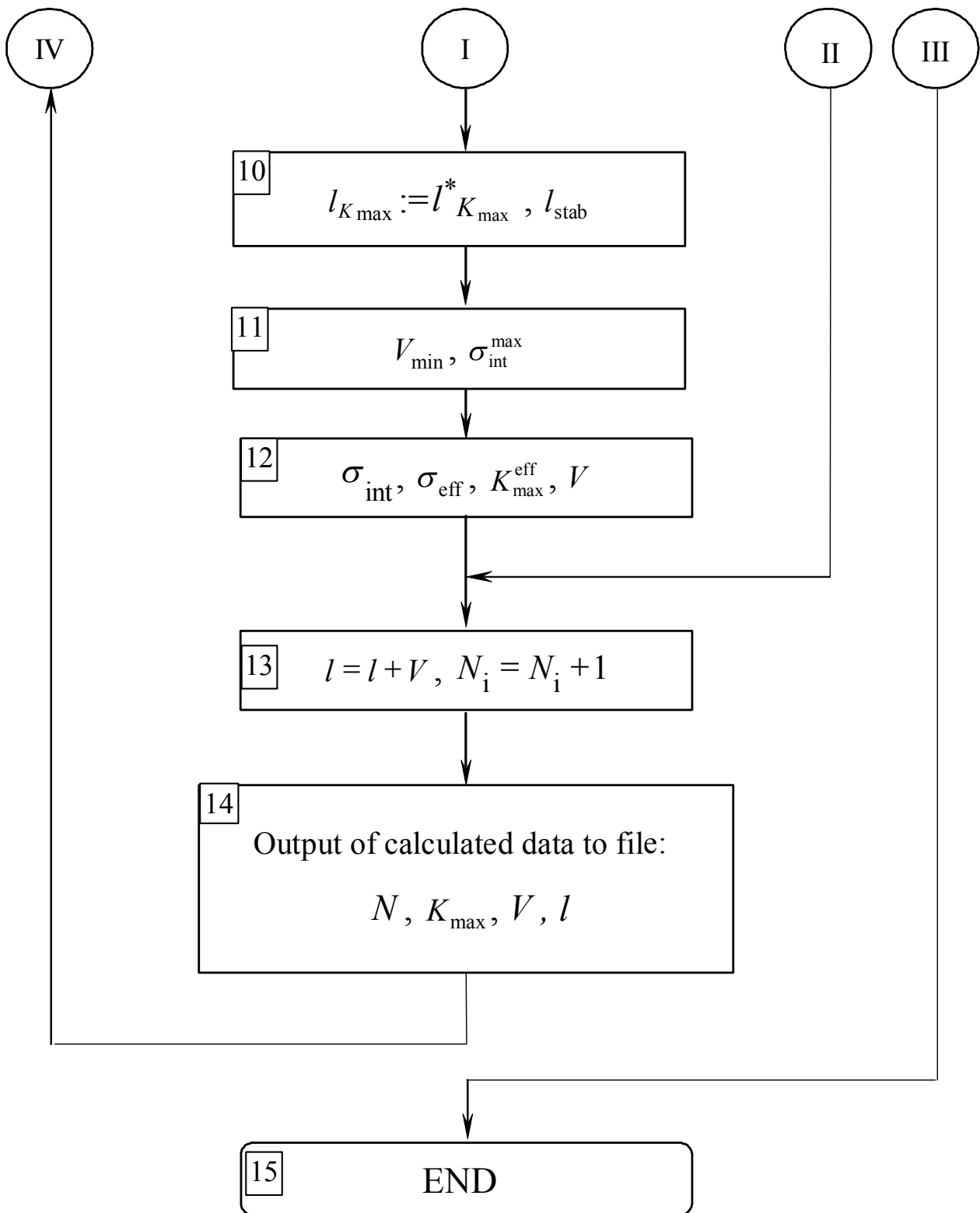


Рис. 1.55. Блок-схема програми прогнозування РВТ при нерегулярному навантажуванні розтягом

Fig. 1.55. Flowchart of program for FCG prediction under irregular loading by tension

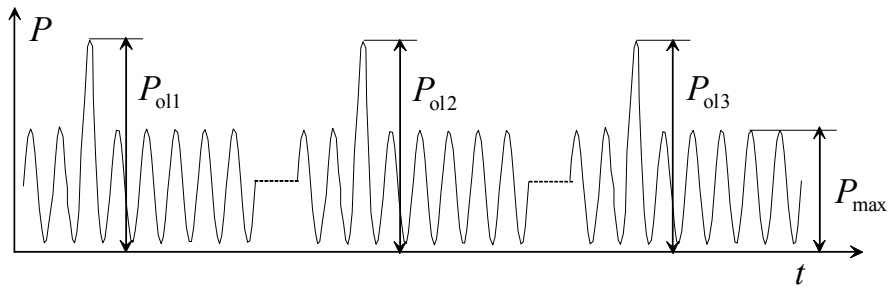


Рис. 1.56. Схема перевантажень вздовж зони затримки росту тріщини
 Fig. 1.56. Scheme of overloads along the crack growth retardation zone

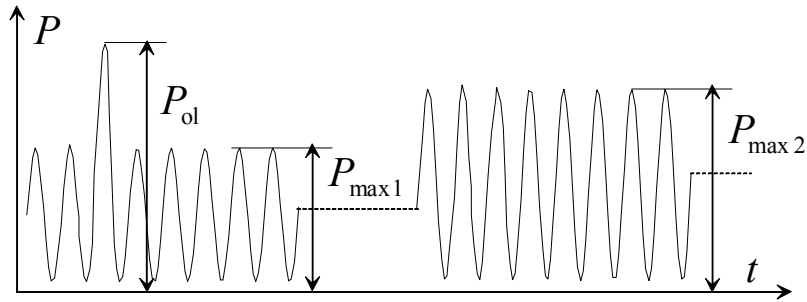


Рис. 1.57. Схема одноразового перевантажування з подальшим переходом від меншого зусилля P_{max1} до більшого P_{max2}
 Fig. 1.57. Scheme of a single overload followed by the transition from smaller loading P_{max1} to larger loading P_{max2}

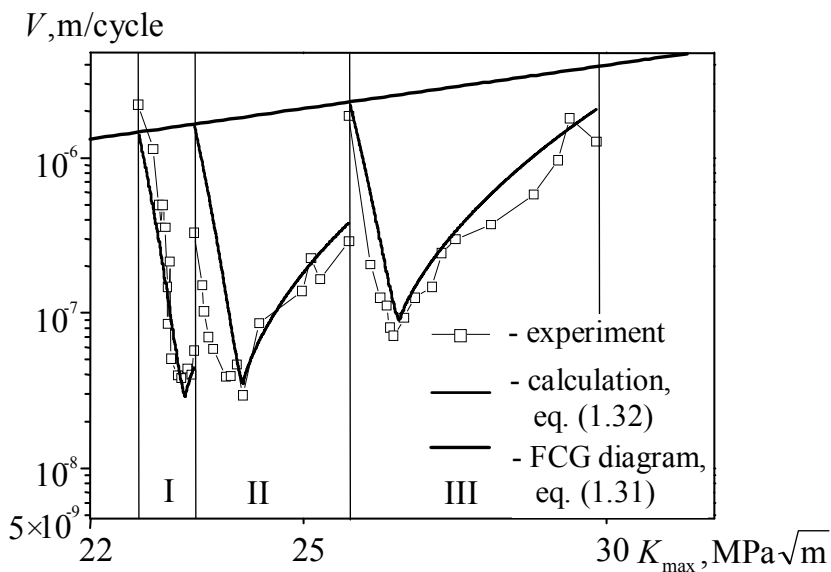


Рис. 1.58. Кінетика РВТ при навантаженні за схемою, зображеною на рис. 1.56: I – $K_{ol}=37,16 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, $K_{max}=22,64 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$; II – $K_{ol}=38,37 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, $K_{max}=23,42 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$; III – $K_{ol}=39,53 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, $K_{max}=25,69 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$

Fig. 1.58. FCG after loading by scheme, depicted on Fig. 1.56: I – $K_{ol}=37,16 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, $K_{max}=22,64 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$; II – $K_{ol}=38,37 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, $K_{max}=23,42 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$; III – $K_{ol}=39,53 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, $K_{max}=25,69 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$

Для прогнозування РВТ при навантаженні за поданою на рис. 1.57 схемою застосовано зображену на рис. 1.54 модель РВТ:

- після одноразового перевантажування P_{ol} при $l=l_0$ визначали розподіл залишкових напружень (рис. 1.59, крива – 1) у вершині тріщини при $P_{max} = P_{max1}$;
- при переході від P_{max} до P_{max2} обчислювали залишкові напруження бруто (рис. 1.59, крива – 2) у вістрі тріщини за формулою (1.34) для одноразового перевантажування із $Q_{ol}=P_{ol}/P_{max2}$, умовно прикладеного у точці $l=l_0$. На деякій віддалі $l - l_0$, коли зусилля P_{max1} зростає до P_{max2} , виконується перехід (рис. 1.59) з кривої 1 на криву 2, і приріст тріщини за цикл обчислюється за формулою (1.32) з урахуванням залишкових напружень σ_{int2} .

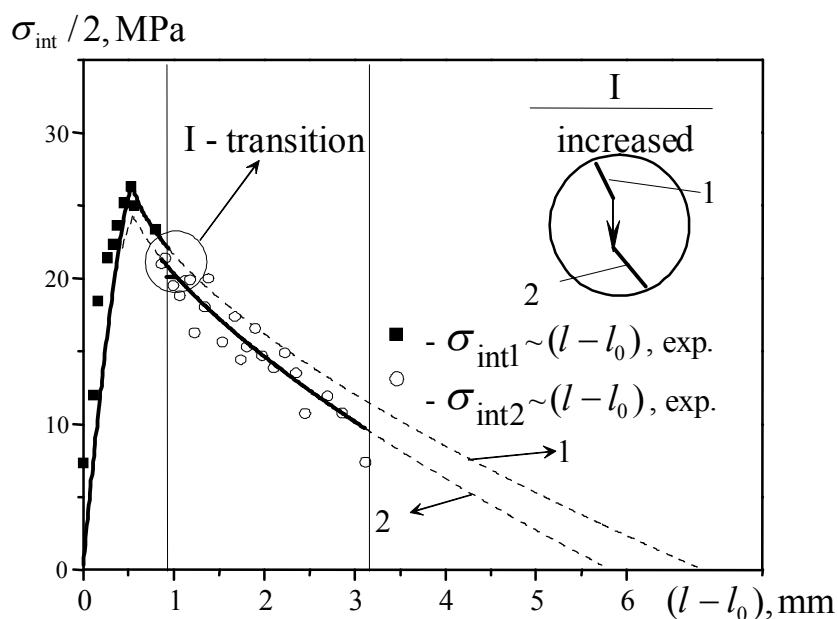


Рис. 1.59. Розподіл залишкових напружень у вершині тріщини після одноразового перевантажування: 1 – при $Q_{ol}=P_{ol}/P_{max1}$; 2 – при $Q_{ol}=P_{ol}/P_{max2}$ (рис. 1.57)

Fig. 1.59. Distribution of residual stresses (brutto) at crack tip after a single overload: 1 – $Q_{ol}=P_{ol}/P_{max1}$; 2 – $Q_{ol}=P_{ol}/P_{max2}$ (Fig. 1.57)

На рис. 1.60 помітне задовільне узгодження експериментальних і розрахункових кривих швидкості РВТ при навантаженні за схемою, поданою на рис.рис. 1.57. Суцільними кривими на рис. 1.57 зображені розрахункові графіки розподілу залишкових напружень за допомогою

яких визначали швидкість РВТ (рис. 1.60 – суцільні криві). Штрихові криві на рис. 1.59, рис. 1.60 – це продовження суцільних кривих, що разом відтворюють:

- розподіл залишкових напружень при одноразових перевантаженнях $Q_{ol}=P_{ol}/P_{max1}$ (рис. 1.59, крива – 1) і $Q_{ol}=P_{ol}/P_{max2}$ (рис. 1.59, крива 2), прикладених у деякій точці l_0 згідно моделі (рис. 1.54);
- кінетику РВТ після одноразових перевантажень $Q_{ol}=P_{ol}/P_{max1}$ (рис. 1.60, крива 1) і $Q_{ol}=P_{ol}/P_{max2}$ (рис. 1.60, крива 2).

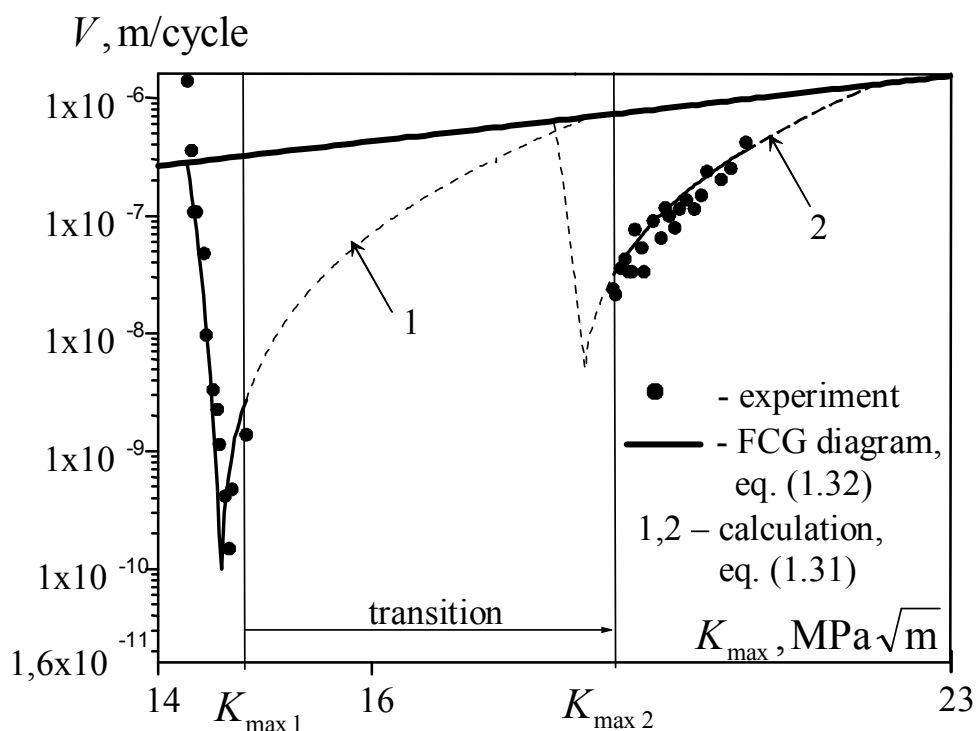


Рис. 1.60. Швидкість РВТ після одноразового перевантажування (рис. 1.57) з $K_{ol}=32,2 \text{ MPa}\sqrt{m}$, при переході від $K_{max1}=14,8 \text{ MPa}\sqrt{m}$ до $K_{max2}=18,6 \text{ MPa}\sqrt{m}$

Fig. 1.60. FCG rate after a single overload (Fig. 1.57) at $K_{ol}=32.2 \text{ MPa}\sqrt{m}$, after transition from $K_{max1}=14.8 \text{ MPa}\sqrt{m}$ to $K_{max2}=18.6 \text{ MPa}\sqrt{m}$

Задовільне узгодження розрахункових кривих і експериментальних даних швидкості РВТ (рис. 1.58, рис. 1.60) при навантаженні за поданими на рис. 1.56, 1.57 схемами вказує на придатність опрацьованої моделі РВТ після одноразових перевантажень (див. підрозд. 1.7) для прогнозування РВТ в умовах нерегулярного навантаження розтягом.

Представлені вище результати експериментальних досліджень і їх порівняння з розрахунковими значеннями засвідчили, що запропоновані методики прогнозування РВТ після одноразового перевантаження і в умовах нерегулярного навантаження є ефективними і дають коректні результати.

Розділ 2. Імовірнісна оцінка довговічності елементів конструкцій планера літака

2.1. Статистичні параметри властивостей матеріалу, прикладених навантажень, геометрії конструкції, розмірів тріщини та значущість їхнього розкиду

Особливістю будови будь-якого технічного матеріалу є неоднорідність фізико-механічних властивостей його локальних об'ємів. Це призводить до різноманітних ефектів, зокрема до неконтрольованого розсіяння (розкиду) характеристик механічних властивостей матеріалу. Оскільки вони є випадковими величинами, то для опису їхнього розкиду застосовують методи теорії ймовірності і математичної статистики.

Вивчення надійності конструкцій і розкиду даних по руйнуванню було започатковано в роботах Freudenthal [63] і Weibull [64].

В аналізі втомного руйнування зустрічається невизначеність у трьох основних групах даних: експлуатаційних навантажень; втомних властивостей матеріалу та локальної геометрії елемента конструкції [15]. Ці дані залежать від методології і можуть бути описані єдиним набором кривих (або математичних виразів), які відображають властивості матеріалу і геометрію.

Для опису закономірностей розкиду випадкових величин для оцінки міцності й довговічності елементів конструкцій в інженерній практиці найчастіше застосовують подані у табл. 2.1 функції розподілу.

Цілісність конструкції за експлуатаційного навантаження залежить від декількох випадкових змінних, які переважно пов'язані із поточним навантаженням та міцністю елемента конструкції. Для оцінки надійності елемента конструкції необхідно знати такі функції: густини розподілів розкиду послідовності навантаження і втомної міцності або довговічності матеріалу, з якого виготовлена конструкція.

Таблиця 2.1.

Закони розподілу

Table 2.1.

Probability distributions

Тип розпо-ділу	Параметри розподілу	Функція густини розподілу	Формула
Нормальний	μ = середнє, h = стандартне відхилення; $x_0 \leq x < \infty, h > 0$	$f(x) = \frac{1}{h\sqrt{2\pi}} \exp\left[-\frac{1}{2}\left(\frac{x-\mu}{h}\right)^2\right]$	(2.1)
Логарифмічно-нормальний	x_0 = параметр розташування, m = параметр масштабу, s = параметр форми; $x_0 \leq x < \infty, m > 0, s > 0$	$f(x) = \frac{1}{(x-x_0)s\sqrt{2\pi}} \exp\left[-\frac{1}{2s^2}\left(\ln\frac{x-x_0}{m}\right)^2\right]$	(2.2)
Вейбулла	x_0 = параметр розташування, β = параметр масштабу, η = параметр форми; $x_0 \leq x < \infty, \eta > 0, \beta > 0$	$f(x) = \frac{\beta}{\eta} \left(\frac{x-x_0}{\eta}\right)^{\beta-1} \exp\left[-\left(\frac{x-x_0}{\eta}\right)^\beta\right]$	(2.3)
Експоненціальний	b = параметр масштабу, x_0 = параметр розташування; $x_0 \leq x < \infty, b > 0$	$f(x) = \frac{1}{b} \exp\left[-\frac{(x-x_0)}{b}\right]$	(2.4)

Дані випробувань на втому за сталої амплітуди навантаження найчастіше подають у вигляді $S - N$ кривих (напруження – довговічність). Якщо декілька зразків випробовують втому за сталого навантаження, завжди спостерігається значний статистичний розкид втомної довговічності. Розподіл кількості циклів до руйнування N_f

переважно асиметричний, тому дані випробувань на втому зазвичай добре описуються логарифмічно-нормальним розподілом або розподілом Вейбулла [65 – 67].

Дані випробувань подають у вигляді емпіричного рівняння, що описує зв'язок між рівнем напружень S і кількістю циклів до руйнування N_f . Для опису втомної довговічності запропоновано декілька моделей. Найпростішими є моделі лінійної регресії, які представляються сімейством паралельних прямих ліній при використанні $\log(N_f)$ і S або $\log(S)$. Відомо також декілька нелінійних моделей, які приводять до сімейства гіпербол або до більш складних сімейств у лінійній чи логарифмічній шкалі [68]. Ці так звані детерміністичні $S - N$ моделі вибирають переважно через легку математичну інтерпретацію, простоту та непогану узгодженість із даними експерименту. Однак мінливість чи розкид втомної довговічності у цих моделях не враховується і може бути отриманий тільки за певних напружень, де краще надається логарифмічно-нормальний розподіл або розподіл Вейбулла [67].

Для моделювання втомної довговічності за сталої амплітуди вченими запропоновано певні ймовірнісні моделі. Приміром, для опису статистичного розкиду втомної довговічності за довільного рівня напружень Castillo [68] запропонував дві альтернативні моделі, які ґрунтуються на деяких фізичних та статистичних припущеннях. Невідомі параметри цих моделей оцінено із використанням дворівневого елементарного перцентильного методу [69]. Припускаючи, що за будь-якої амплітуди навантаження втомна довговічність описується логарифмічно-нормальним розподілом, Shen [70] запропонував відповідність між параметрами розподілу та вибраним рівнем напруження.

Окрім згаданих традиційних аналітичних методів останніми роками певного поширення набув метод нейронних мереж, який є корисним інструментом для оцінки втомної довговічності за стало-амплітудного навантаження. Наприклад, Artymiak [71] застосував метод нейронних мереж для оцінки межі витривалості і обмеженої

межі витривалості сталей. Venkatesh and Rack [72] запропонували навчання нейронної мережі із прямим зв'язком (feed forward) для прогнозування втоми-повзучості сплаву на основі Ni за підвищеної температури. Pleune and Chopra [73] також навчили нейронну мережу із прямим зв'язком для прогнозування втомної довговічності вуглецевих і легованих сталей та інших матеріалів, зокрема, композитів [74, 75, 76] для заданої послідовності навантажень та умов середовища. Головною перевагою нейронних мереж над іншими, більш традиційними методами моделювання є те, що оцінка втомної довговічності ґрунтується лише на фактичних емпіричних даних, а не на будь-яких теоретичних припущеннях. Коли є якісне апріорне знання про аналізоване явище, параметрична модель може бути інтегрована у нейронну мережу. У цьому випадку, нейронна мережа може бути також навчена на параметрах аналітичної моделі. Іншою важливою перевагою є те, що мережа може інтерполювати ефекти спрямованими напрямками навчанням та шаблонами, якщо дані не доступні. Однак інтерполювання даних може виявитися проблемним у разі, коли спостерігається великий розрив у просторі вхідних параметрів. Параметри, які впливають на втомну довговічність можуть, виявляти синергетичні (підсилювальні) впливи один на одного. Нейронна мережа може виявляти і використовувати ці ефекти для надійнішого прогнозування втомної довговічності. Недоліком цього підходу є те, що розкид втомної довговічності не описується безпосередньо. Виґар [77] описав статистичну залежність втомної довговічності N_f від чинників впливу (амплітуда навантаження, середнє навантаження, параметр надрізу, температура) умовною густиною розподілу, яка моделюється нейронною мережою із прямим зв'язком, відомою також як багаторівневий перцептрон.

Експлуатаційне навантаження. У багатьох практичних випадках навантаження є зазвичай процесом із змінною амплітудою, яка залежить від умов експлуатації, природи експлуатаційних завдань та навичок і кваліфікації оператора. Експлуатаційне навантаження є

випадковою змінною, а не сталою величиною, оскільки важко врахувати всі можливі умови експлуатації машини чи структури. Доступні дані, котрі стосуються навантажень, зазвичай обмежені і для імовірнісної оцінки довговічності треба враховувати їхній розкид, котрий може виникнути в умовах експлуатації.

Експлуатаційне навантаження формально можна визначити лише у певних випадках. Зазвичай навантаження задають у формі спектру чи історії навантаження. Стандартне навантаження повинне бути масштабоване для поточного об'єкту із застосуванням параметру масштабування. У цьому разі, для прикладу, можна використати максимальний розмах напружень. Такий підхід потребує аналізу навантажень для попередньо заданих типових навантажень.

Одним із способів врахування потенційної невизначеності експлуатаційного навантаження є припущення, що параметр масштабування – це випадкова змінна. У випадку історії навантаження, отриманої за реальними даними експлуатації, середню величину параметра масштабування приймають рівною одиниці. Параметр масштабування зазвичай приймають розподіленим нормально і його розкид, котрий описується коефіцієнтом варіації (КВ), перебуває у межах 0,05–0,10 [78].

Механічні властивості. Три типи випадковості (структурні рівні) враховують для оцінки втомної довговічності: у межах зразка; від зразка до зразка; від серії до серії [79]. Випадковість у межах зразка можна спостерігати для швидкості росту втомних тріщин. Більшість зафіксованих втомних властивостей матеріалу відображають випадковість тільки останніх двох типів, котра спостерігається у лабораторних випробуваннях за однакових умов навантаження і середовища. Це є результатом недосконалостей і відмінностей, які зустрічаються у межах прийнятних допусків процесу виробництва. Статистичні параметри, які описують втомні властивості отримують із статистичного аналізу результатів експериментів.

Сталу C рівняння Періса (1.6) описують логарифмічно-нормальним розподілом [80]. Розкид параметра C рівняння Періса (1.6) незначний, якщо отриманий для одного зразка ($K_B = 0,1$), однак, коли КДВР базується на даних, отриманих на декількох зразках, розкид параметра C може зростати ($K_B = 0,2$). У цьому випадку параметр C також можна трактувати залежним від показника експоненти n , який у свою чергу характеризується нормальним розподілом із $K_B 0,05-0,1$ [81].

Геометрія елемента конструкції і геометрія тріщини. Геометричні параметри елемента конструкції є результатом проектування і виготовлення. Геометрична форма та розміри (діаметр, ширина, товщина пластини), а також параметри локальної геометрії (радіус вершини надрізу, кути) описують на різних етапах виготовлення. Забезпечення кількісних значень цих параметрів можливе лише із певною точністю. Їх можна трактувати як однозначні величини, так і надавати їм певних допустимих значень, хоча насправді в обох випадках маємо справу із суто випадковими змінними. Таким чином, розкид глобальних та локальних геометричних параметрів елементів конструкцій відображає якість технологічного процесу виготовлення.

Зміни у геометрії, які призводять до змін поперечного перерізу, можуть спричинити зміну параметрів локального експлуатаційного навантаження і відповідно напружень. Це може збільшити розкид параметрів експлуатаційного навантаження.

Локальна геометрія елемента конструкції значно впливає на її витривалість, особливо на етапі ініціації та початкового РВТ. Як результат, розкид параметрів геометрії елемента конструкції буде значною мірою впливати на розкид її втомної довговічності.

Для опису початкового розміру тріщини використовують декілька різних статистичних розподілів [82]. Логарифмічно-нормальна чи експоненціальна функції розподілів досить добре описують різні експериментальні дані. Середня величина початкової довжини (глибини) тріщини залежить від призначення конструкції, якості матері-

алу, його обробки та змінюється від 0,005 mm для лопаток турбін [83] до 5,0 mm для зварних мостових конструкцій [84]. Розкид початкової довжини тріщини є значним із $KV = 0,2-1,0$ [82].

Розробка плану інспекційних перевірок є остаточною метою аналізу допустимого пошкодження [85]. Враховуючи вимогу, що потенційний дефект повинен бути виявлений завчасно до досягнення ним критичного розміру, проміжок часу між двома оглядами повинен бути меншим від залишкової довговічності. Доволі часто інспекційні періоди вибирають меншими від половини цього проміжку часу. Потрібно мати шанс виявити тріщину до руйнування, якщо вона була все ж пропущена під час першої інспекції. Однак очевидно, що часто одна чи навіть дві інспекції не гарантують, що тріщина буде виявлена із 100% ймовірністю. Насправді ймовірність виявлення залежить не лише від уваги інспектора, апаратури неруйнівного контролю, але також і від дійсних розмірів тріщини (рис. 2.1).

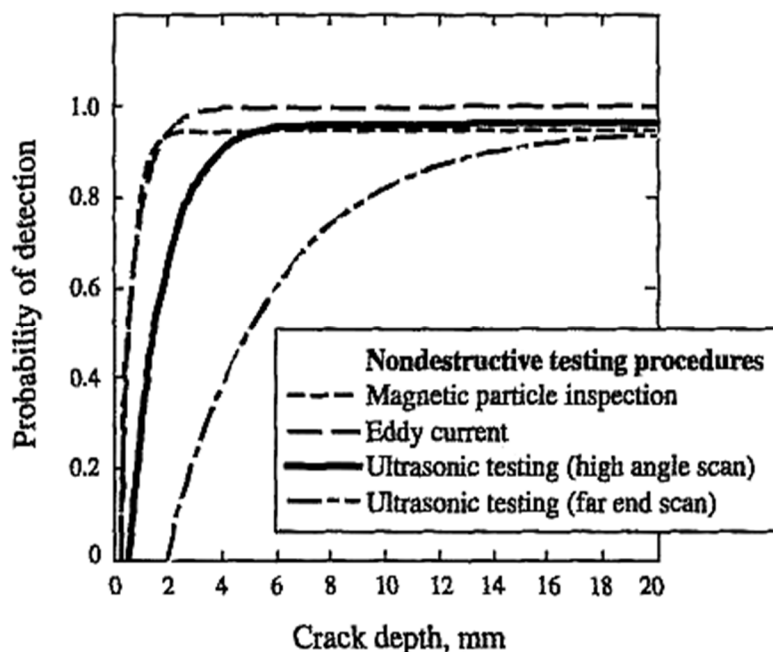


Рис. 2.1. Імовірність виявлення тріщини в осях як функція розміру тріщини для різних методів неруйнівного контролю [86]

Fig. 2.1. The probability of detecting a crack in the axles as a function of crack size for different methods of non-destructive testing [86]

Зазначимо, що найбільша ймовірність виявлення тріщин в порожнинних осях колісних пар усіма методами, за виключенням магнітного порошку є менша за 100% навіть для великих тріщин. Загальноприйнятим методом, що застосовують для контролю залізничних осей, є ультразвуковий контроль. Для апаратури, яка використовується для такого неруйнівного контролю, поріг виявлення становить 2 mm. Проте зазначимо, що це не є загальним правилом, оскільки поріг виявлення теж має статистичну природу та залежить від конкретної реалізації неруйнівного контролю, яка дуже відрізняється у різних операторів.

Підсумовуючи вище сказане зазначимо, що класична концепція допустимого пошкодження може бути застосована, якщо критичний розмір тріщини є достатньо великим для надійного виявлення неруйнівним контролем і якщо проміжок часу між ними є достатнім для виявлення, а ймовірність руйнування є достатньо значною для впровадження міжремонтних інспекцій. Якщо ці умови не виконуються, то можуть бути реалізовані випробування елементів конструкцій перевантаженням або періодичні усунення тріщин.

2.2. Методика перевірки гіпотези про закони розподілу

Більшість статистичних методів потребують використання у розрахунках певної конкретної функції розподілу. Проте, коли припускається, що дані підпорядковуються тому чи іншому закономірному розподілу, виникає певний ризик помилковості зроблених висновків. Коли прийняте припущення про функцію розподілу виявиться помилковим, то отримані результати можуть бути доволі далекими від істинних.

Статистичне підґрунтя. Критерії перевірки гіпотези про закони розподілу базуються на одному з двох елементів: на функції розподілу або на її густині. В основі критерію χ -квадрат є густина розподілу. Критерії Андерсона – Дарлінга (А-Д) і Колмогорова –

Смірнова (К-С) використовують функцію розподілу і такі критерії відносять до класу критеріїв відстані.

Вибір А-Д критерію для статистичних досліджень пояснюється двома фактами. По-перше, цей критерій є поміж найкращих критеріїв відстані для малих вибірок. По-друге, він широко використовується на практиці, тому що у різних статистичних пакетах реалізовано А-Д критерій.

Для реалізації критерію застосовують наступну послідовність дій.

1. Обирають тип розподілу (наприклад, розподіл Вейбулла).
2. Оцінюють параметри розподілу, користуючись наявними даними. Такий процес приводить до формулювання гіпотези про тип розподілу, яку також називають нульовою гіпотезою (H_0).
3. Перевіряють функцію розподілу із використанням даних вибірки.

А-Д критерій використовують для перевірки гіпотези про те, що дані вибірки отримані із генеральної сукупності із певним типом розподілу. Це є модифікацією критерію К-С, яка надає більше ваги „хвостам” розподілу, порівняно із критерієм К-С. Критерій К-С не залежить від розподілу у тому сенсі, що критичні значення не залежать від типу розподілу, гіпотеза про який перевіряється.

У А-Д критерії для наявного розподілу обчислюють свої критичні значення. Перевагою цього є можливість більш чутливого тестування, а недоліком – те, що критичні значення потрібно обчислювати для кожного розподілу. Відтак критерій А-Д є альтернативою критеріям χ^2 та К-С.

Статистичне значення А-Д критерію визначають за формулою

$$AD = -M - \sum_{i=1}^M \frac{2i-1}{M} \left\{ \ln \left(F_0 \left[z_{(i)} \right] \right) + \ln \left(1 - F_0 \left[z_{(M-i+1)} \right] \right) \right\}, \quad (2.5)$$

де F_0 – функція розподілу, що перевіряється; $z_{(i)}$ – i -те сортоване, стандартизоване значення вибірки; M – кількість елементів вибірки.

Зокрема, для нормального розподілу стандартизація здійснюється наступним чином:

$$z_{(i)} = \frac{x_{(i)} - \mu}{\sigma}. \quad (2.6)$$

Гіпотеза щодо розподілу із вказаними параметрами відкидається при певному рівні значущості α (зазвичай $\alpha=0,05$) для вибірки розміру M , якщо статистичне значення А-Д критерію AD більше, аніж критичне значення (CVD), тобто $AD > CVD$. Критичні значення також залежать від величини α .

Було створене відповідне програмне забезпечення, яке дає змогу для наявної вибірки для заданого типу розподілу отримати параметри гіпотетичного розподілу, користуючись одним із трьох методів: методом максимуму правдоподібності, методом моментів та нелінійним методом найменших квадратів (методом Левенберга – Марквардта). Також існує можливість перевірити гіпотезу про те, що вибірка належить генеральній сукупності, яка відповідає закону розподілу із знайденими параметрами, ґрунтуючись на А-Д критерії.

2.3. Метод Монте-Карло стосовно задач механіки руйнування

Метод Монте-Карло є одним із загальних способів числового інтегрування. Нехай нам потрібно оцінити багатовимірний визначений інтеграл від функції багатьох змінних [87]:

$$\psi = \int_0^1 \int_0^1 \dots \int_0^1 f(u_1, u_2, \dots, u_n) du_1 du_2 \dots du_p = \int_{(0,1)^p} f(u) du. \quad (2.7)$$

Більшість інтегралів може бути зведена до цього вигляду відповідною заміною змінних. Інтеграл представляє не випадкову проблему, але метод Монте-Карло дає можливість апроксимувати розв'язок введенням випадкового вектора U , який є рівномірно розподіленим в області інтегрування. Застосовуючи функцію f до U , ми отримуємо випадкову змінну $f(U)$ із математичним сподіванням

$$E[f(u)] = \int_{(0,1)^p} f(u)\phi(u)du, \quad (2.8)$$

де ϕ – функція густини розподілу u . Оскільки $\phi = 1$ на всій області інтегрування, з (2.7) отримуємо

$$E[f(u)] = \int_{(0,1)^p} f(u)du. \quad (2.9)$$

Прирівнявши (2.7) та (2.9), отримаємо імовірнісну оцінку для інтеграла ψ :

$$\psi = E[f(U)] \quad (2.10)$$

Тому випадкова змінна $f(U)$ має математичне сподівання ψ і деяке середнє квадратичне відхилення σ . Позначимо через

$$H = f(U^{(1)}) \quad (2.11)$$

незміщену оцінку для ψ із середнім квадратичним відхиленням σ . Такий підхід не зовсім прийнятий, оскільки (2.11) є оцінкою, яка залежить від вибірки $\{U^{(1)}\}$ розміру один, але між тим є дійсною оцінкою.

Розглянемо вибірку $\{U^{(1)}, U^{(2)}, \dots, U^{(m)}\}$ розмірності m . Застосовуючи функцію f до кожного елементу вибірки, отримаємо m незалежних і однаково розподілених випадкових змінних, кожену з математичним сподіванням ψ і середнім квадратичним відхиленням σ .

Тому

$$H = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m f(U^{(i)}) \quad (2.12)$$

є незміщеною оцінкою для ψ із стандартною помилкою σ/\sqrt{m} .

Проблеми надійності традиційно розглядають через введення так званої граничної функції $g(x)$, яка визначена на p -вимірному просторі випадкових змінних, де $g(x) \leq 0$ – область руйнування і $g(x) > 0$ – безпечна область. Випадковому вектору x відповідає функція густини

розподілу $f_x(x)$. Тоді ймовірність руйнування є багатовимірним визначеним інтегралом [88, 89]:

$$P_f = \int_{g(x) \leq 0} f_x(x) dx. \quad (2.13)$$

Розглянемо об'єкт з тріщинами, що має невідомі механічні характеристики та геометричні розміри і перебуває під дією випадкового навантаження. Позначимо через \mathbf{x} p -вимірний випадковий вектор із компонентами x_1, x_2, \dots, x_p , який характеризує всі невизначеності системи і параметрів навантажування. Для оцінки ймовірності руйнування можна використати дві різні граничні функції $g(x)$ [90]:

$$g_{\text{FAD}}(\mathbf{x}) = g_{\text{FAD}}(K_{\text{Ic}}, \sigma_{0,2}, a) = f_{\text{FAD}} - K_r; \quad (2.14)$$

$$g_{L_r}^{\text{max}}(\mathbf{x}) = g_{L_r}^{\text{max}}(\sigma_{0,2}, \sigma_U, a) = L_r^{\text{max}} - L_r, \quad (2.15)$$

де L_r^{max} – найбільше значення параметра L_r .

Ці дві граничні функції застосовуються для аналізу першого рівня у процедурі SINTAP [91].

Для оцінки ймовірності руйнування потрібно обчислити інтеграл (2.14). Аналітичний розв'язок отримати досить складно, особливо, коли є багато випадкових параметрів. Тому припускають, що параметри не корелюють один з одним і їхні розподіли можуть бути описані різними законами (нормальним, логарифмічно-нормальним, розподілом Вейбулла, експоненціальним тощо).

Для визначення ймовірності руйнування використовують простий метод імітацій Монте-Карло; Монте-Карло з вибіркою за значущістю; методи надійності першого порядку (FORM) чи другого порядку (SORM).

Основою методу Монте-Карло є генерування псевдовипадкових чисел рівномірно розподіленим генератором. Прості алгоритми починають повторювати генеровані значення приблизно після $2 \cdot 10^3 \dots 2 \cdot 10^9$ проб і не підходять для реалізації обчислення середніх та малих за величиною ймовірностей руйнування. Для цих випадків рекомен-

дують застосовувати алгоритм, реалізований у процедурі `ran2` [92], який повторює себе лише після $2 \cdot 10^{18}$ проб. Цей алгоритм застосовують тоді, коли потрібно взяти до відома більше 10^8 проб.

Кожна проба складається з наступної послідовності кроків:

1. Генерування випадкових чисел $0 < u_i < 1$, ($i=1, 2, \dots, p$).
2. Обчислення значень фізичних параметрів за допомогою функцій, обернених до функцій розподілу. Якщо випадкова змінна x_i має функцію розподілу $F_i(x_i)$, то значенням випадкової величини є $x_i' = F_i^{-1}(u_i)$ ($i=1, 2, \dots, p$) і це дає деяку точку $\mathbf{x}' = (x'_1, x'_2, \dots, x'_p)$.
3. Перевірка руйнування. Для цього обчислюють значення функцій граничного стану в точці \mathbf{x}' . Якщо $g(\mathbf{x}') \leq 0$, тоді вважають, що руйнування відбулося.

Імовірність руйнування P_f визначають за формулою

$$P_f = n_f / n_s, \quad (2.16)$$

де n_f – кількість випадків руйнування; n_s – кількість проб.

Перевагою методу Монте-Карло є його надійність, проста програмна реалізація та той факт, що для $n_s \rightarrow \infty$ оцінювана ймовірність збігається до точного результату. Серед переваг даного методу є і те, що він застосовний до будь-яких функцій розподілу випадкових змінних і не накладає обмежень на граничні функції.

2.4. Статистичний аналіз характеристик циклічної тріщиновитримності

Діаграми росту втомних тріщин містять значний розкид. Його можна врахувати у моделюванні росту втомних тріщин, приміром, побудувавши розподіл параметрів, що входять у рівняння, яким описується діаграма втомного руйнування.

Тому, для прогнозування росту втомних тріщин з урахуванням розкиду характеристик механічних властивостей потрібно визначити статистичний розподіл параметрів циклічної тріщиновитримності, зокрема сталих C і n рівняння Періса (1.6).

Для статистичного опису параметра C рівняння Періса використали дані із експериментів. Методом найменших квадратів одержали рівняння прямої для середньоамплітудної ділянки КДВР і знайшли середнє значення n . Випадково вибирали принаймні 5 точок КДВР і проводили пряму із зафіксованим значенням n , у результаті чого отримали вибірку значень C . З міркувань зручності використовували вибірку значень $\lg C$ і визначали їх статистичний розподіл.

Розраховані статистичні функції розподілів параметра $\lg C$ рівняння Періса для сталі 0,45% С при середньому значенні $n=5,55$ при $R=0$ на рис. 2.2 зіставлено із розподілами нормальним та за Вейбуллом.

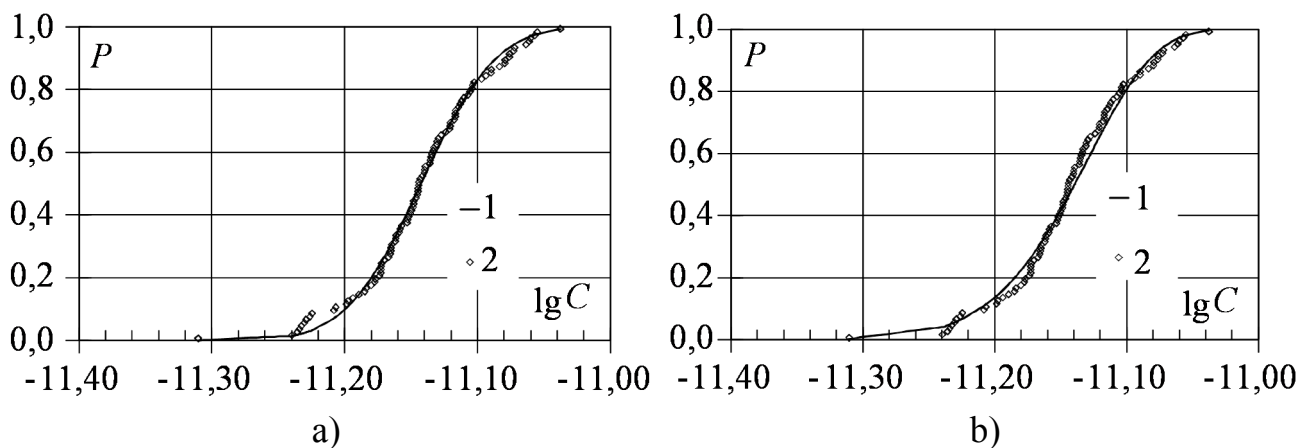


Рис. 2.2. Функції розподілів параметра $\lg C$ рівняння Періса для сталі 0,45% С при середньому значенні $n=5,55$ при $R=0$; а) 1 – нормальний розподіл; 2 – вибірка; б) 1 – розподіл Вейбулла; 2 – вибірка.

Fig. 2.2. The cummulative distribution functions of parameter $\lg C$ of Paris equation for 0.45% C steel at mean value of $n=5.55$ and $R=0$; а) 1 – normal distribution; 2 – empirical data; б) 1 –Weibull distribution; 2 – empirical data

Аналогічні дані для розподілів параметра $\lg C$ рівняння Періса для сталі 0,45% С при середньому значенні $n=5,06$ при $R=-1$ зображено на рис. 2.3.

Функції розподілів Вейбулла $\lg C$ алюмінієвого сплаву Д16Т при $R=0,2$, $n=3,786$ та при $R=0,4$, $n=3,646$ зображено на рис. 2.5 та 2.6, відповідно.

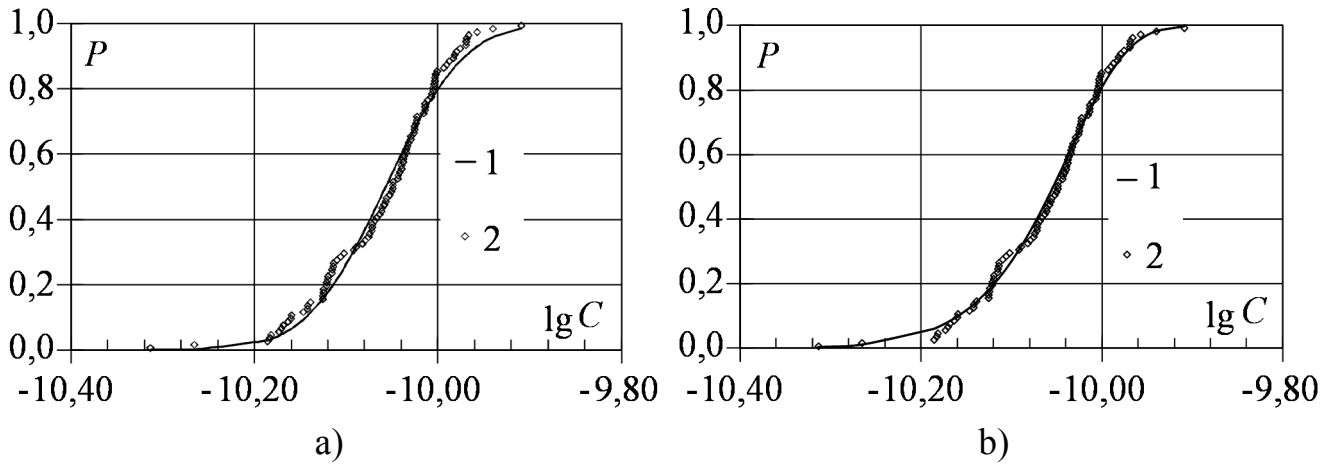


Рис. 2.3. Функції розподілів параметра $\lg C$ рівняння Періса для сталі 0,45% С при середньому значенні $n=5,06$ при $R=-1$; а) 1 – нормальний розподіл; 2 – вибірка; б) 1 – розподіл Вейбулла; 2 – вибірка

Fig. 2.3. The cummulative distribution functions of parameter $\lg C$ of Paris equation for 0.45% C steel at mean value of $n=5.06$ and $R=-1$; а) 1 – normal distribution; 2 – empirical data; б) 1 – Weibull distribution; 2 – empirical data.

На рис. 2.4 зображено функцію логарифмічно-нормального розподілу $\lg C$ для алюмінієвого сплаву Д16Т при коефіцієнті асиметрії циклу навантаження $R=K_{\min}/K_{\max}=0$ та $n=3,765$.

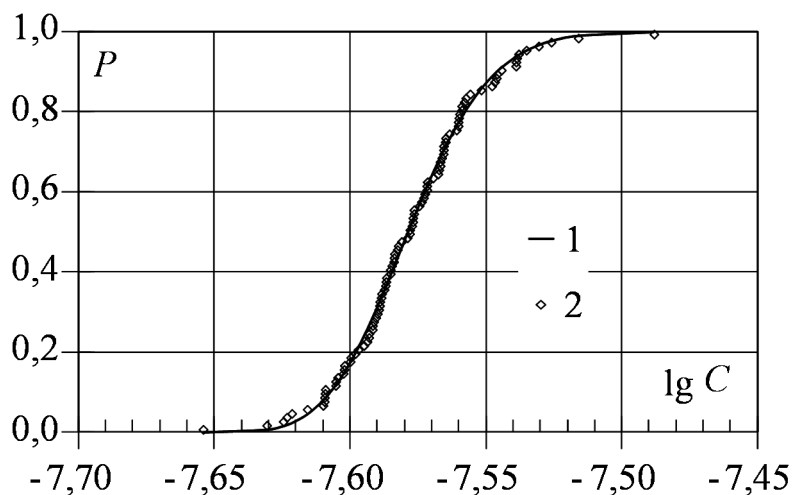


Рис. 2.4. Функція розподілу $\lg C$ для сплаву Д16Т при $R=0$, $n=3,765$; 1 – логарифмічно-нормальний розподіл; 2 – вибірка

Fig. 2.4. Cummulative distribution function of $\lg C$ for D16T alloy at $R=0$, $n=3.765$; 1 – log-normal distribution, 2 – empirical data

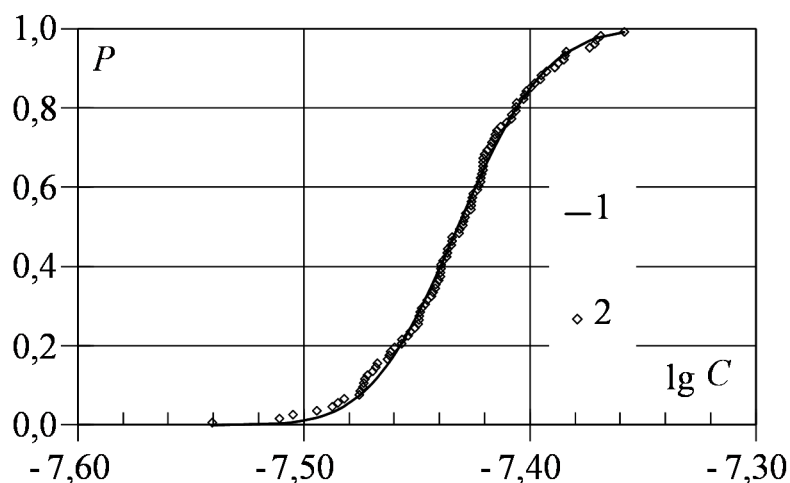


Рис. 2.5. Функція розподілу $\lg C$ для сплаву Д16Т при $R=0,2$, $n=3,786$;
1 – логарифмічно-нормальний розподіл; 2 – вибірка

Fig. 2.5. Cumulative distribution function of $\lg C$ for D16T alloy at $R=0.2$, $n=3.786$;
1 – log-normal distribution, 2 – empirical data

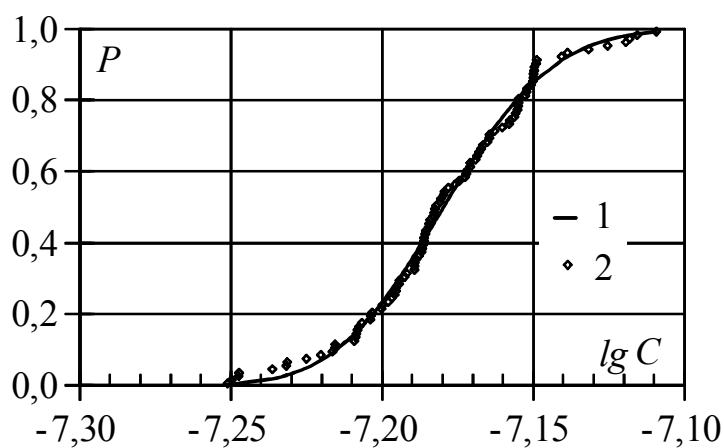


Рис. 2.6. Густина розподілу $\lg C$ для сплаву Д16Т при $R=0,4$, $n=3,646$;
1 – логарифмічно-нормальний розподіл; 2 – вибірка

Fig. 2.6. Cumulative distribution function of $\lg C$ for D16T alloy at $R=0.4$, $n=3.646$;
1 – log-normal distribution, 2 – empirical data

Функції густин розподілів $\lg C$ для середньоамплітудної ділянки КДВР сплаву Д16Т при $R=0$, $n=3,578$ відображено на рис. 2.7.

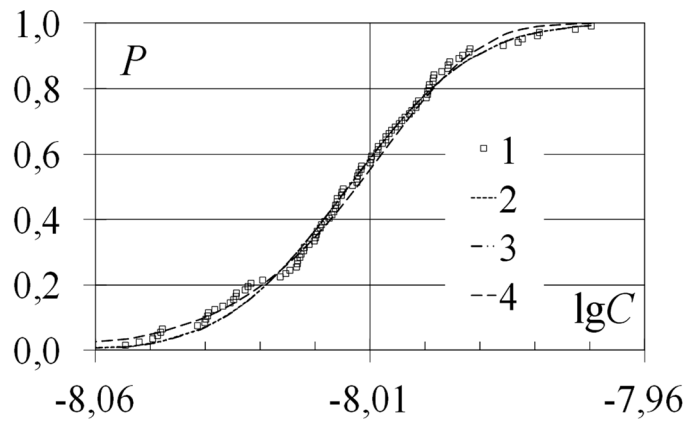


Рис. 2.7. Функції розподілу $\lg C$ для середньоамплітудної ділянки КДВР сплаву Д16чТ при $R=0$, $n=3,578$; 1 – вибірка; 2 – нормальний розподіл; 3 – логарифмічно-нормальний розподіл; 4 – розподіл Вейбулла

Fig. 2.7. Cumulative distribution functions of $\lg C$ for Paris region of FCG diagram of D16chT (2024-T3) alloy at $R=0$, $n=3.578$; 1 – empirical data; 2 – normal distribution; 3 – log-normal distribution; 4 – Weibull distribution

2.5. Прогнозування довговічності елемента крила літака з тріщиною

Запропоноване Уокером [40] рівняння (1.15), яке часто використовують для імовірнісного прогнозування росту втомної тріщини, має великий позитив у тому, що враховує асиметрію циклу навантаження. Однак вважають, що воно має і певні обмеження у застосуваннях. З іншого боку для прогнозування росту втомної тріщини на всіх ділянках КДВР дуже часто використовують так зване рівняння NASGRO (також відоме як рівняння Forman – Newman – de Koninga), яке запропоноване спільно NASA та ESA [20] і прийняте до застосування в аерокосмічних дослідженнях:

$$\frac{da}{dN} = C_1 (\Delta K_{\text{eff}})^n \frac{(1 - \Delta K_{\text{th}} / \Delta K_{\text{eff}})^p}{(1 - K_{\text{max}} / K_{\text{Jc}})^q}, \quad (2.17)$$

де K_{Jc} – критичний коефіцієнт інтенсивності напружень за випадкового навантаження, який визначається через J-інтеграл; p , q , C_1 , n – емпіричні параметри.

Параметри втомного руйнування сплаву Д16чТ для рівнянь Уокера (1.15) та NASGRO (2.17) подані у табл. 0.1.

Таблиця 0.1.

Параметри рівнянь Уокера (1.15) та NASGRO (2.17)

Table 0.2.

Parameters of Walker (1.15) and NASGRO (2.17) equations

n	n_1	p	q
3,578	3,763	0,25	0,25

Для імовірнісної оцінки допустимої довжини тріщини у блоці навантаження вибирали 100 випадкових проб росту втомної тріщини. В i -тій пробі процедури моделювання за Уокером генерували випадкове число p^i ($0 \leq p^i < 1, i=1, 2, \dots, 100$)

та обчислювали значення C^i за формулою $C^i = 10^{F^{-1}(p^i)}$, де $F^{-1}(p^i)$ – обернена функція до $F(\lg C)$. Отримане значення C^i підставляли у рівняння (1.15). Таким чином моделювали ріст тріщини i за рівнянням (2.17).

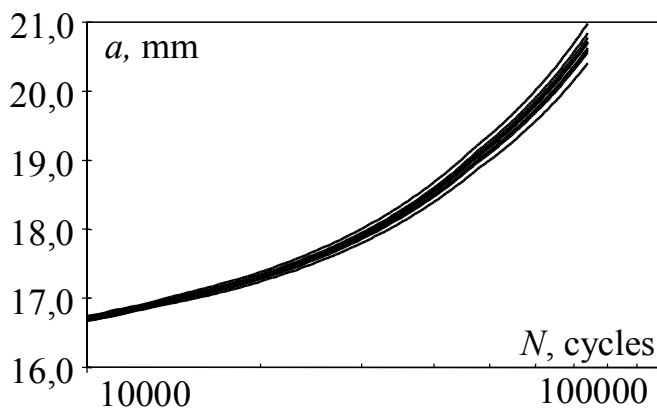


Рис. 2.8. Залежність довжини тріщини від кількості циклів навантажування (розрахунок за моделлю Уокера при $a_0=16$ mm)

Fig. 2.8. The dependency of crack length on number of loading cycles (calculation by Walker model, $a_0=16$ mm)

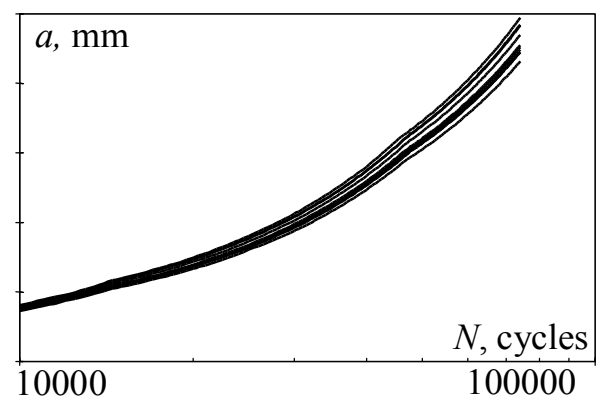


Рис. 2.9. Залежність довжини тріщини від кількості циклів навантажування (розрахунок за моделлю NASGRO при $a_0=16$ mm)

Fig. 2.9. The dependency of crack length on number of loading cycles (calculation by Walker model, $a_0=16$ mm)

Навантаження вибирали випадковим чином, використовуючи стандартизовану послідовність навантаження типу TWIST. У результаті відпрацювання заданої кількості циклів навантаження на виході програми отримували текстовий файл із значеннями кінцевої довжини тріщини. Кінцеву довжину тріщини описували різними типами ро-

зподілів. На рис. 2.8, 2.9 зображено залежності довжини тріщин від кількості циклів навантаження, з яких видно, що результати моделювання за рівнянням Уокера (1.15), і за NASGRO (2.17) приблизно однакові [93].

Функції густин розподілів та розподілів ймовірностей при моделюванні за Уокером зображено на рис. 2.10 та рис. 2.11. Як видно із рис. 2.10, функції густини розподілу є майже симетричні.

Максимум функцій густин розподілу (мода) досягається при $a=20,7$ mm і збігається із медіаною, тобто, значенням, на якому функція розподілу досягає значення 0,5.

Для $a=20,6$ mm ймовірність того, що довжина тріщини не більша за 20,6 mm дорівнює приблизно 0,35. Ймовірність того, що розмір тріщини перевищить 21,1 mm дорівнює 0,08. При моделюванні за NASGRO

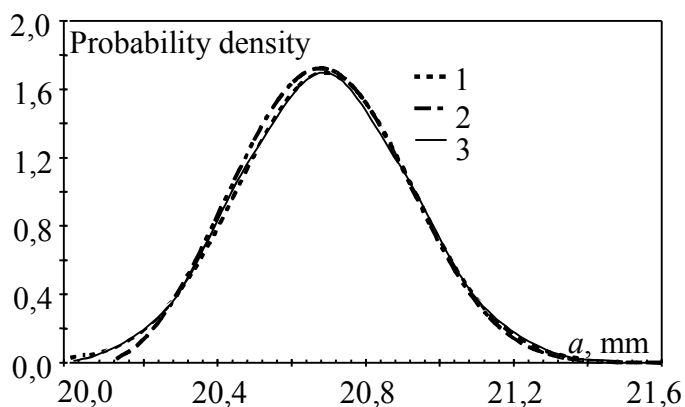


Рис. 2.10. Густини розподілів кінцевих довжин тріщин (моделювання за Уокером);

- 1 – норм. розподіл;
- 2 – розподіл Вейбулла;
- 3 – лог.-нормальний розподіл

Fig. 2.10. The probability density functions of final crack length (by Walker eq.);

- 1 – normal distribution;
- 2 – Weibull distribution;
- 3 – log-normal distribution

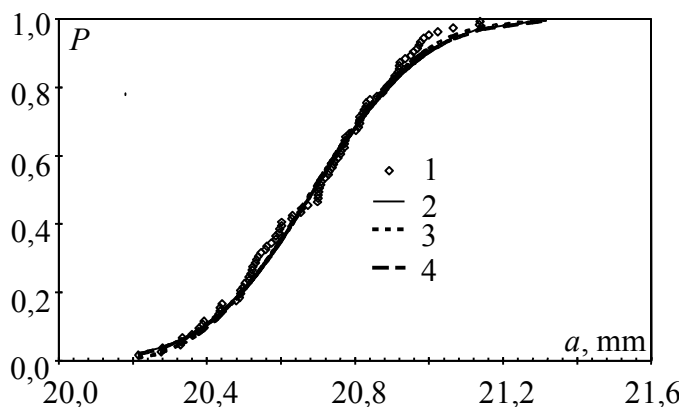


Рис. 2.11. Функції розподілу кінцевих довжин тріщин (моделювання за Уокером);

- 1 – вибірка; 2 – норм. розподіл;
- 3 – розподіл Вейбулла;
- 4 – лог.-нормальний розподіл

Fig. 2.11. The cummulative distribution functions of final crack length (by Walker eq.);

- 1 – empirical data; 2 – normal distribution;
- 3 – Weibull distribution;
- 4 – log-normal distribution

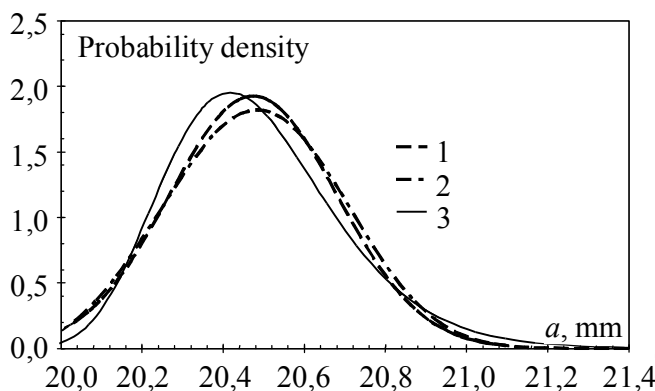


Рис. 2.12. Густина розподілів кінцевих довжин тріщин (моделювання за NASGRO)

- 1 – нормальний розподіл;
- 2 – розподіл Вейбулла;
- 3 – логарифмічно-нормальний розподіл

Fig. 2.12. The probability density functions of final crack length (modeling by NASGRO)

- 1 – normal distribution;
- 2 – Weibull distribution;
- 3 – log-normal distribution

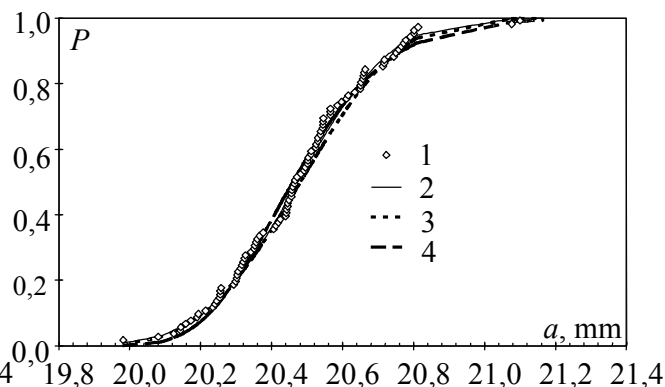


Рис. 2.13. Функції розподілу кінцевих довжин тріщин (моделювання за NASGRO)

- 1 – вибірка; 2 – нормальний розподіл;
- 3 – розподіл Вейбулла; 4 – логарифмічно-нормальний розподіл

Fig. 2.13. The cumulative distribution functions of final crack length (modeling by NASGRO); 1 – empirical data;

- 2 – normal distribution;
- 3 – Weibull distribution;
- 4 – log-normal distribution

Функції розподілу, отримані за рівнянням NASGRO, зміщені вліво відносно функцій розподілу, отриманих моделюванням за Уокером, приблизно на 0,2 mm. Загалом, графіки цих функцій розподілу майже однакові. Це свідчить про те, що моделювання за Уокером практично збігається із моделюванням за NASGRO через те, що модельовані напруження відповідали середньоамплітудній ділянці ДВР.

Розкид кінцевої довжини тріщини, отриманий за моделлю Уокера, перебуває у межах від 20,40 mm до 20,98 mm, що дорівнює відповідно ймовірностям 11,6% та 89% [94]. Розкид кінцевої довжини тріщини при моделюванні за NASGRO міститься в діапазоні від 20,31 mm до 20,94 mm, що відповідає ймовірностям 21% та 95%.

Розділ 3. Оцінка ресурсу осей колісних пар локомотивів

3.1. Методи схематизації спектру навантаження

Алгоритми підрахунку кількості циклів. Підрахунок кількості циклів використовують для узагальнення нерегулярної залежності навантажень від часу. Цей підрахунок здійснюється для послідовності навантаження, деформації, кручення, прискорення, відхилення або інших параметрів навантаження [95].

Відома низка алгоритмів підрахунку кількості циклів навантаження, наприклад, підрахунок вершин, діапазонів, пар діапазонів та метод дощу. Загалом, коли послідовність навантаження починається з найбільшого або найменшого значення, всі вони дають однакові результати.

Метод дощу дуже часто застосовують у аналізі втомного руйнування. Цей метод означає цикл навантаження як замкнуту петлю напруження-деформації, а також обчислює середній рівень напружень і амплітуду для кожного циклу навантаження на гістограмі. На рис. 3.1 зображено фрагмент послідовності навантаження.

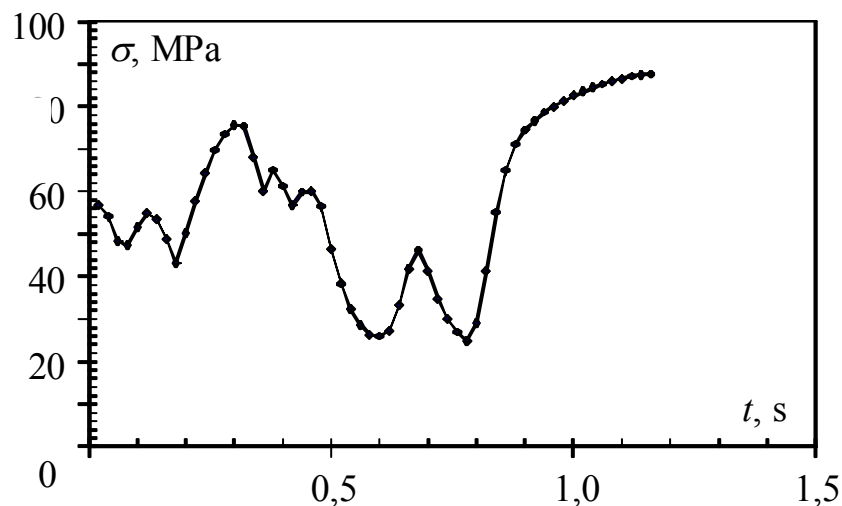


Рис. 3.1. Залежність навантаження від часу

Fig. 3.1. Dependency of loading on time

Підготовчі алгоритми. Зазвичай дані послідовності навантаження знімають через однакові проміжки часу. Тому ці дані містять

не лише пікові значення (мінімальні та максимальні), але й проміжні. Для того, щоб вибрати тільки мінімуми і максимуми існує певний алгоритм [95]. Обчислюють знак першої похідної історії навантажень у кожній точці. Якщо перша похідна змінює свій знак із мінуса на плюс, отримуємо долину (впадину) – локальний мінімум. Коли перша похідна в точці, що розглядається змінює знак з плюса на мінус, ця точка є піком – локальним максимумом. Коли при переході через точки перша похідна не змінює знаку, це означає, що ця функція монотонно зростає або спадає на інтервалі, що розглядається. Тому ці точки усувають із початкової послідовності навантаження. Точки, що залишилися, подаються на вхід алгоритму методу дощу. Початкову послідовність навантаження називають нестиснутою послідовністю навантаження або дійсним динамічним сигналом навантажень. Дані, що залишилися, відомі як стиснута послідовність навантаження.

На рис. 3.2 зображено нестиснуту (рис. 3.1) та стиснуту послідовності навантаження.

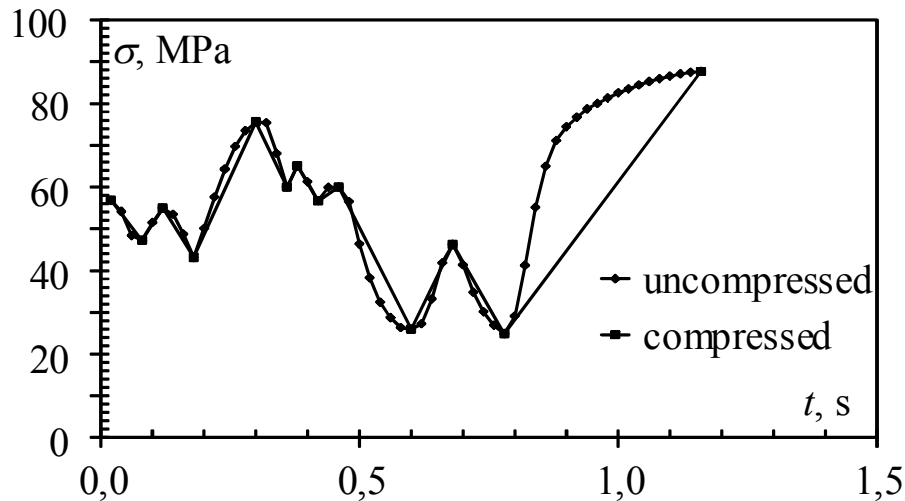


Рис. 3.2. Нестиснута та стиснута послідовності навантаження

Fig. 3.2. Uncompressed and compressed loading history

Для досягнення більшої точності при визначенні максимумів та мінімумів можна використовувати апроксимацію поліномом другого степеня [95].

Алгоритм дощу. Для його реалізації підраховують кількість циклів і півциклів. Кожен цикл пов'язаний із замкнутою петлею гістерезису. Для кожного циклу або півциклу обчислюють середнє значення

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{\max} + \sigma_{\min}}{2} \text{ та амплітуду навантаження } \sigma_a = \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{2} \text{ і форму-$$

ють файл такої структури:

	5...10	10...15	15...20	20...25	25...30	30...35	35...40	40...45	45...50	50...55	55...60	60...65	65...70	70...75	75...80	80...85	85...90	90...95
0...5	3	43	55	55	50	67	68	71	89	118	133	159	203	350	525	413	29	16
5...10	0	0	3,5	13	15	26	23	16	29	25,5	41	35	61	62	32	2	0,5	0
10...15	0	0	0	3	5	16	14	11	15	29	28	29	7	1	0	0	0	0
15...20	0	0	0	0	2	5	12	18	18	29,5	35	17	1	0	0	0	0	0
20...25	0	0	0	0	0	2	11	13	19	21	24	14,5	2	0	0	0	0	0
25...30	0	0	0	0	0	0	2	11	17	42	11	0	0	0	0	0	0	0
30...35	0	0	0	0	0	0	0	13	57,5	42	2,5	0	0	0	0	0	0	0
35...40	0	0	0	0	0	0	0	0	57	5	0	0	0	0	0	0	0	0

Рис. 3.3. Приклад матриці методу дощу

Fig. 3.3. An example of rainflow matrix

Таблиця 3.1.

Проміжні результати підрахунку за методом дощу

Таблиця 3.1.

Intermediate results of calculation by rainflow cycle counting method

Середнє значення σ_m , МПа	Амплітуда σ_a , МПа	N , цикл
3,85	51,10	1
6,82	50,01	0,5
2,54	62,53	1
1,64	58,32	1
16,20	59,38	0,5
10,15	36,12	1
25,36	50,22	0,5
7,67	78,92	1
31,40	56,27	0,5
20,51	43,58	1

Тут σ_{\min} , σ_{\max} – найменше та найбільше напруження.

Наступним кроком у алгоритмі дощу є групування цих даних у відповідні класи. Для цього задають межі, в яких змінюється середнє значення та амплітуда навантажень. Відповідно до цього будують матрицю підрахунку циклів (в рядках – амплітуда, а у стовпцях – середнє). Елемент матриці, який стоїть на позиції i, j дорівнює кількості циклів із відповідною амплітудою та середнім. Приклад матриці дощу подано на рис. 3.3. Елементи першого рядка та першого стовпця позначають класи розбиття – інтервали зміни амплітуди та середнього, відповідно.

Авторами створене програмне забезпечення, яке дає можливість за заданою послідовністю навантаження будувати матрицю дощу. Приклад виконання програми (вікно монітору) подано на рис. 3.4. Користувач завантажує з файлу історію навантаження. Файл складається із двох стовпців.

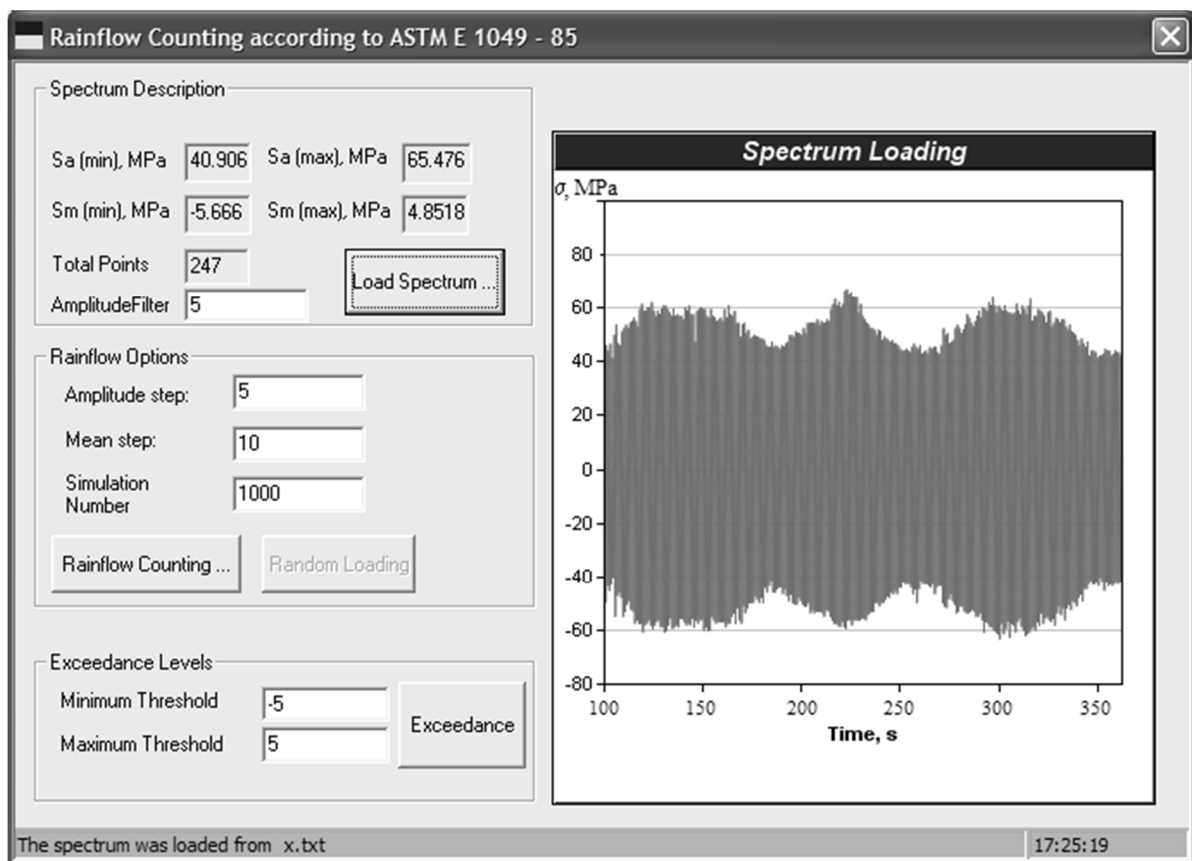


Рис. 3.4. Приклад виконання програми підрахунку кількості циклів

Fig. 3.4. An example of program execution for cycle counting

Першим є стовпчик, який відповідає часу, а наступний – поточному напруженню. Перед зчитуванням історії навантаження з файлу можна задати фільтр за амплітудою. Півцикли з амплітудою, меншою за задану, будуть ігноруватися. Після завантаження файлу відображається інформація про мінімальну та максимальну амплітуди та середнє, про загальну кількість точок – локальних мінімумів та максимумів. Наступним кроком аналізу є задання інтервалу класів розбиття за амплітудою та за середнім. Після цього вибирають опцію „Rainflow Counting” і зберігають файл із матрицею дощу. В подальшому даний файл використовується у програмі ймовірнісного моделювання росту втомної тріщини.

Матрицю методу дощу часто застосовують для генерування послідовності навантаження. Її можна трансформувати у відповідну матрицю Маркова, яку використовують для симуляції нової послідовності навантаження [96]. Відомий також метод моделювання, що базується на умовній функції густини розподілу, яка реалізована на основі багаторівневого перцептрона (розпізнаючого елементу) [97].

Матриці методу дощу зазвичай описують квазістаціонарні або навіть нестаціонарні випадкові процеси, тому їх форма є складною і не може бути змодельована з використанням одного унімодального (одновіршинного) розподілу. Досить часто використовують метод непараметричного згладжування матриць дощу [98]. У цьому випадку в ролі ядра беруть мультиваріативний нормальний розподіл.

Методи параметричного моделювання часто використовують замість непараметричних для врахування кореляції між середнім значенням та амплітудою.

3.2. Аналіз експлуатаційного навантаження

Структура експлуатаційного навантаження осі колісної пари локомотива оброблена за методом дощу. Фрагмент опису експлуатаційної послідовності навантаження зображено на рис. 3.6. У результаті обробки отримали матрицю, подану в табл. 3.2. Увесь діапазон амплі-

туд та середніх напружень розбивався на інтервали по 10 МПа. Як видно із даної матриці, майже всі цикли потрапляють у діапазон із середнім від 0 до 10 МПа, що відповідає навантаженню згином, яке діє на вісь локомотива при експлуатації.

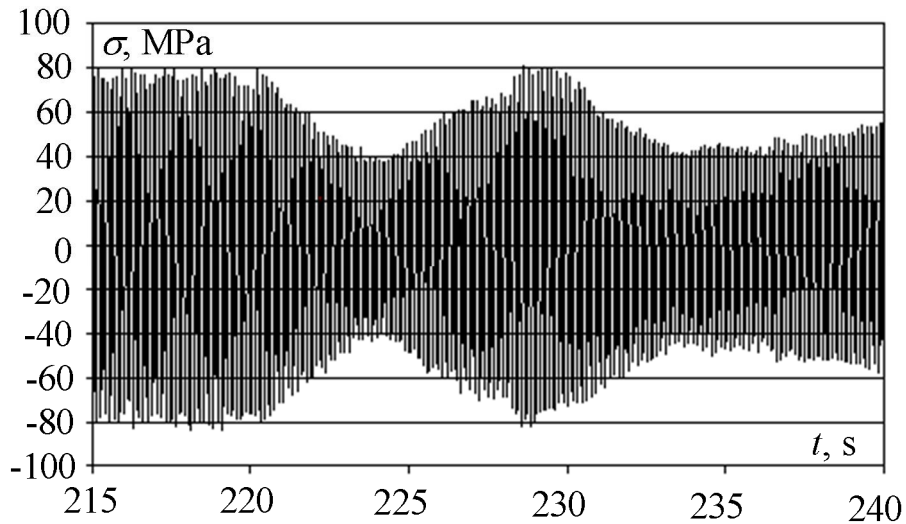


Рис. 3.6. Спектр експлуатаційного навантаження

Fig. 3.6. Spectrum of operational loading

Таблиця 3.2.

Приклад матриці для методу дощу

Table 3.2.

Example of ranflow cycle counting matrix

Амплітуда\Середнє	0	10	20	30	40	50	60	70	80
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
10	0	0	0	0	0	0	0	0	0
20	0	0	0	0	0	0	0	0	0
30	3	0	0	0	0	0	0	0	0
40	64	0	0	0	0	0	0	0	0
50	90,5	0	0	0	0	0	0	0	0
60	35,5	0	0	0	0	0	0	0	0
70	58	0	0	0	0	0	0	0	0
80	12	0	0	0	0	0	0	0	0

На рис. 3.7 зображено кумулятивну кількість циклів певної амплітуди. Це означає, що заданій амплітуді відповідає кількість циклів з амплітудою більшою від заданої чи такою ж як вона.

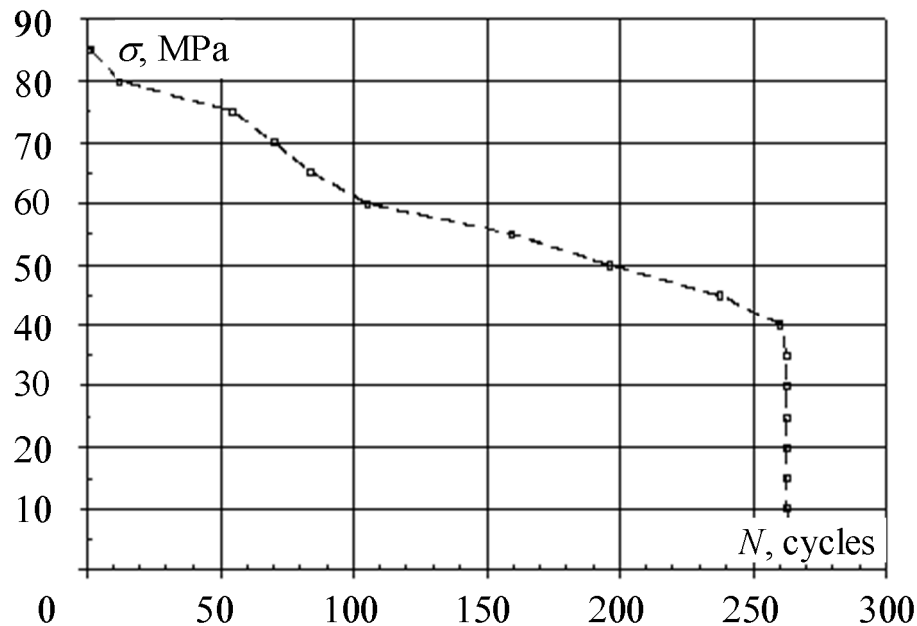


Рис. 3.7. Кумулятивна кількість циклів певної амплітуди

Fig. 3.7. Cumulative number of cycles of certain amplitude

Оскільки розглянута послідовність є недостатньо довгою для здійснення аналізу втоми, було використано метод екстраполяції спектру [99]. Теоретичним підґрунтям для цього методу є методика перевищення максимумами (Max) і мінімумами (Min) спектру окреслених порогових значень у статистиці екстремальних значень [100]. Моделювали тільки перевищення достатньо великого рівня v , у даному випадку висоту виходів поза v (див. рис. 3.8), тобто Max- v . Аналогічно визначали перевищення i для мінімуму.

Якщо зафіксувати досить високий рівень навантаження, тоді за певних умов перевищення цього рівня наближено можна описати експоненціальним законом розподілу (2.4).

Відповідно до згаданого методу екстраполяції експлуатаційну послідовність навантаження фільтрували за амплітудою. Тобто, із вхідного сигналу усували цикли малої наперед заданої амплітуди, які не дають внеску у втомне пошкодження.

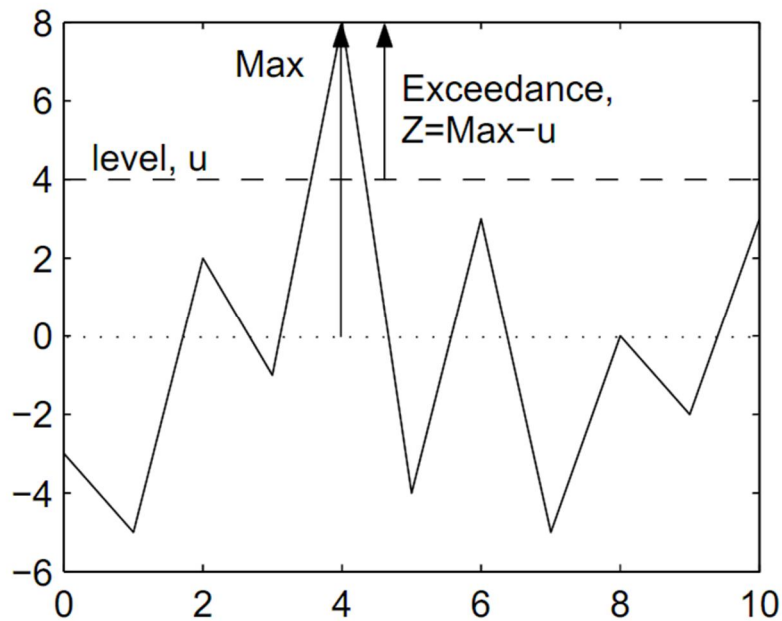


Рис. 3.8. Схема визначення перевищення порогу v [99]

Fig. 3.8. Scheme of determination of threshold exceed v [99]

Вибирали порогові рівні v_{\min} та v_{\max} , так, щоб для кількості циклів N_s , що складала спектр навантаження, було приблизно $\sqrt{N_s}$ виходів за порого. Підраховували перевищення v_{\max} та вихід нижче v_{\min} і оцінювали параметри розподілу виходів за v_{\max} та нижче v_{\min} . Генерували екстрапольований блок навантаження симулюванням незалежних виходів як експоненціально розподілених випадкових чисел. Реалізуючи таке генерування k разів, отримували k екстрапольованих блоків навантаження.

Для обчислень прийняли, що $v_{\max}=80$ МПа, $v_{\min}=-81$ МПа (рис. 3.8). Для перевищення v_{\max} $x^{\max}=0,202$, $b^{\max}=1,334$, для виходу нижче v_{\min} $x^{\min}=0,207$, $b^{\min}=2,426$. Тут x^{\max} , b^{\max} та x^{\min} , b^{\min} – це параметри експоненціального розподілу (2.4) для перевищень v_{\max} та виходу нижче v_{\min} , відповідно. На рис. 3.9 зображено функцію розподілу перевищення v_{\max} , на рис. 3.10 – функція розподілу виходу нижче v_{\min} .

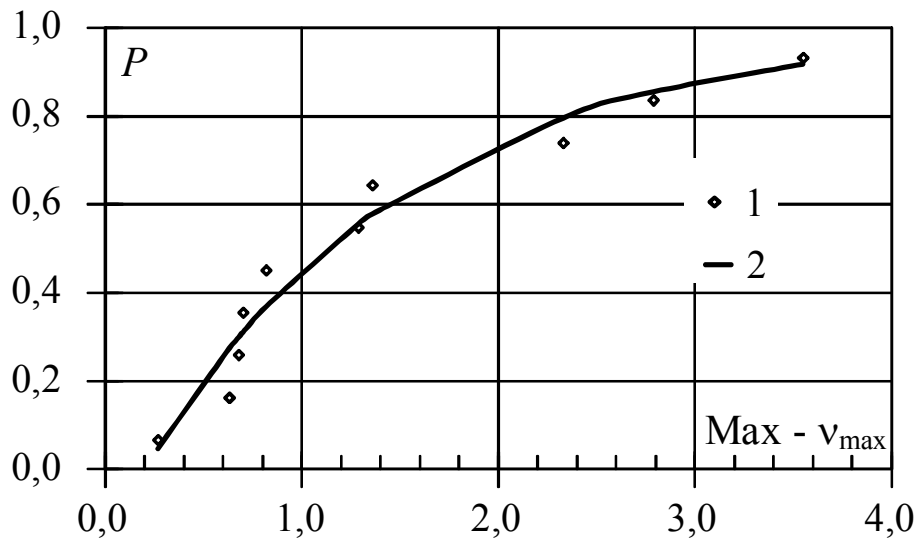


Рис. 3.9. Функція розподілу перевищення v_{max}

Fig. 3.9. Cumulative distribution function of threshold exceed above v_{max}

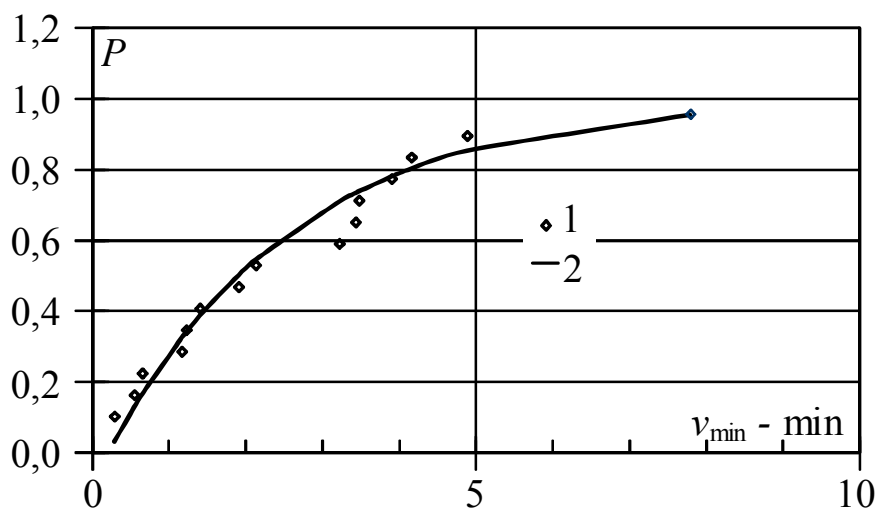


Рис. 3.10. Функція розподілу виходу нижче v_{min}

Fig. 3.10. Cumulative distribution function of threshold exceed below v_{min}

3.3. Аналіз напружено-деформованого стану

Осі колісних пар рухомого складу залізничного транспорту розраховані на тривалий термін експлуатації. Проте, відомі випадки цілковитого руйнування осей залізничного транспорту, які спричинені дефектами, що виникають під час експлуатації і є джерелами розвитку тріщин до критичних розмірів [85, 101]. Це вимагає підвищеної уваги до вивчення цього явища та додаткових досліджень, спрямованих на

підвищення достовірності оцінки втомної довговічності та живучості осей, а також визначення інтервалів між інспекційними перевірками.

Для оцінки живучості інженерних конструкцій, зокрема й осей колісних пар ефективно використовуються підходи лінійної механіки руйнування [102, 103]. Відомо, що експлуатаційні дефекти у циліндричних тілах, зокрема, в осях колісних пар залізничного транспорту доволі часто набувають форми поверхневих півеліптичних тріщин незалежно від форми початкового поверхневого дефекту [102]. Одним із основних розрахункових параметрів, які дають можливість кількісно описати ріст втомних тріщини, є коефіцієнт інтенсивності напружень.

Тому для прогнозування залишкового ресурсу таких конструкцій із тріщиною необхідно якомога точніше оцінити КІН, враховуючи реальну схему навантаження. Для багатьох типових конструкційних елементів є ґрунтовні теоретичні й числові розрахунки КІН і на їх основі опрацьовано стандарти розрахунку цих елементів на міцність. Однак подібні наближені аналітичні й числові розв'язки для ступінчастих осей циліндричної форми з поверхневими тріщинами відсутні, тому КІН розраховують для кожного конкретного випадку.

Найбільш придатним для оперативної оцінки напружено-деформованого стану (НДС) складних навантажених конструкцій є тривимірне скінченноелементне моделювання. Метод скінченних елементів є прямим числовим методом розрахунку КІН для тіл з тріщинами [104, 105, 106], що дає можливість при тому врахувати просторовий розподіл напружень і деформацій та можливі нелінійні ефекти.

Даний пункт стосується визначення КІН в характерних точках фронту поверхневої півеліптичної тріщини в найбільш небезпечному перерізі осі колісної пари методом тривимірного скінченноелементного моделювання.

Моделювання МСЕ. Ескіз ступінчастої осі колісної пари електротяга і розміри галтеті зображено на рис. 3.11. Напружено-деформований стан і КІН обчислювали методом скінченних елементів з використанням програмного комплексу ANSYS© у пружній пос-

тановці. Для розрахунку приростів деформацій і перерозподілу поля напружень у вістрі тріщини зі збільшенням навантаження використовували метод ітерацій [107].

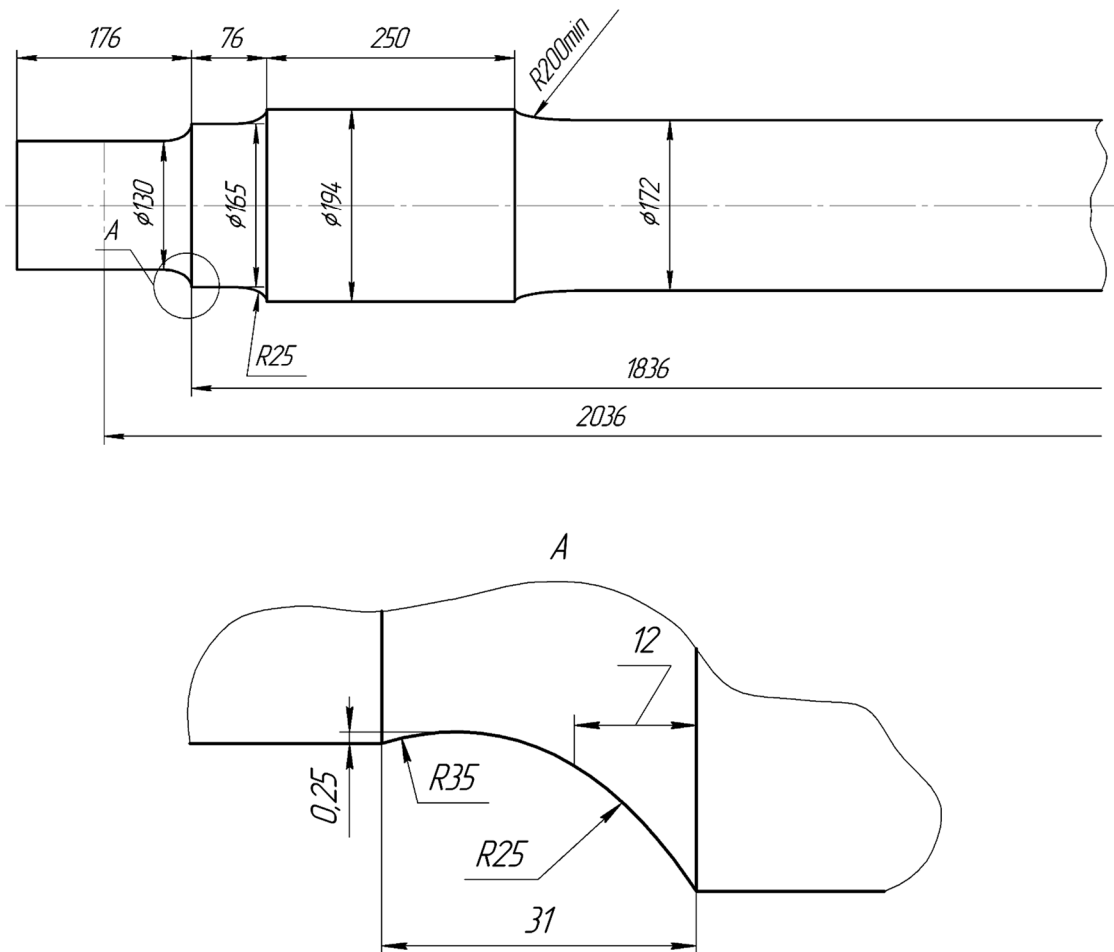


Рис. 3.11. Ескіз геометрії осі колісної пари залізничного транспорту

Рис. 3.11. Draft of axle geometry of railway transport

Навантаження на буксу приймали рівним $P = 260$ kN. Модуль пружності $E = 2 \cdot 10^5$ МПа, коефіцієнт Пуассона $\nu = 0,3$. Розглядали півеліптичну тріщину з відношенням півосей $a/c = 0,4$ (рис. 3.12).

Глибину тріщин a вибирали рівною 0,5 mm, 1,0 mm, 3,0 mm, 8,0 mm, 16,0 mm і 32,0 mm. Діаметр D осі в місці тріщини дорівнював 129,5 mm. Урахування симетрії осі дало можливість у розрахунковій схемі задачі використати розбиття лише 1/4 колісної пари разом із буксою і колесом (рис. 3.13). Колесо обмежували в переміщеннях уздовж осей X та Y .

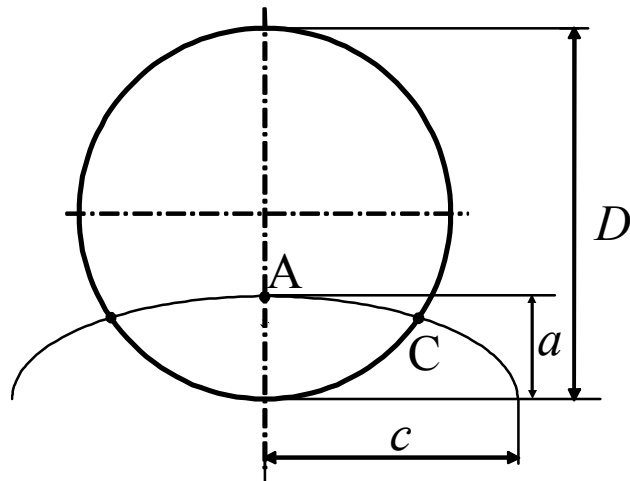


Рис. 3.12. Поперечний переріз циліндра із поверхневою півеліптичною тріщиною

Рис. 3.12. Cross-section of cylinder with semi-elliptical surface crack

Для побудови моделі вибрано тривимірний 20-ти вузловий скінченний елемент SOLID95. Він може набувати призматичної, пірамідальної та тетрадральної форми. Напружено-деформований стан (НДС) і КІН осі колісної пари розраховували для найбільш небезпечного перерізу, в якому реальні тріщини найчастіше виникають та розвиваються. Він розташований у місці переходу від циліндричної частини осі діаметром 130 mm до галтелі з перехідними радіусами 25 mm та 35 mm – в місці, яке збігається із торцем підшипника (рис. 3.11).

Для моделювання та розрахунку НДС біля вістря півеліптичної тріщини застосовували упорядковану (mapped meshing) згущену сітку скінченних елементів (рис. 3.14).

Розподіли розрахованих нормальних напружень в галтелі зображено на рис. 3.15 і рис. 3.16. Нормальні напруження на поверхні галтелі осі при навантаженні на буксу 260 kN в найбільш небезпечному перерізі, де тріщина з'являється під час експлуатації, дорівнюють 152 МПа.

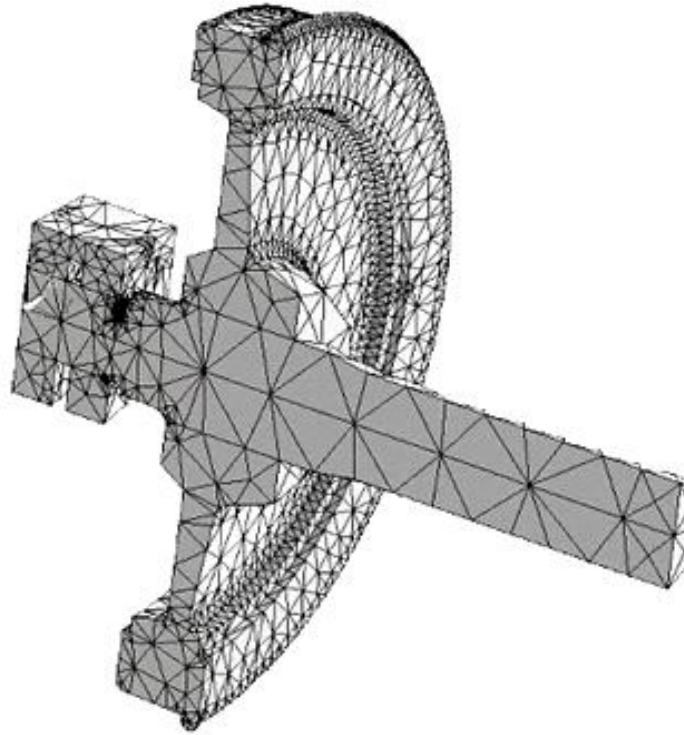


Рис. 3.13. Скінченноелементна модель осі колісної пари вагона електропотяга з буксою і колесом

Fig. 3.13. Finite element model of railway axle of commuter train with axle box and wheel

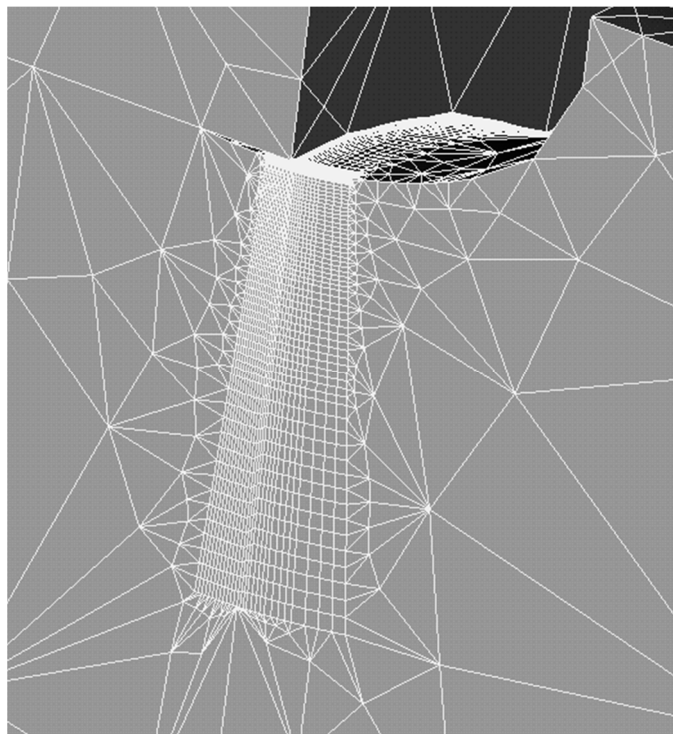


Рис. 3.14. Фрагмент розбиття ділянки на скінченні елементи в околі найнебезпечнішого перерізу

Fig. 3.14. Fragment of finite element mesh in the vicinity of most dangerous cross-section

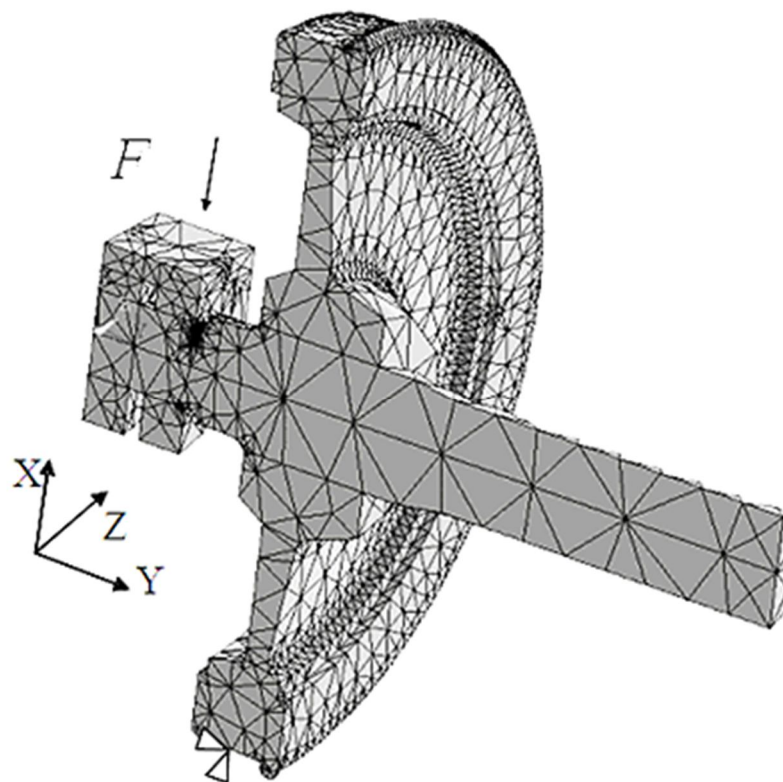


Рис. 3.15. Діаграма розподілу нормальних напружень на поверхні галтелі (навантаження на буксу колеса 260 kN)

Fig. 3.15. Diagram of normal stresses distribution on fillet surface (loading on wheel axle box is 260 kN)

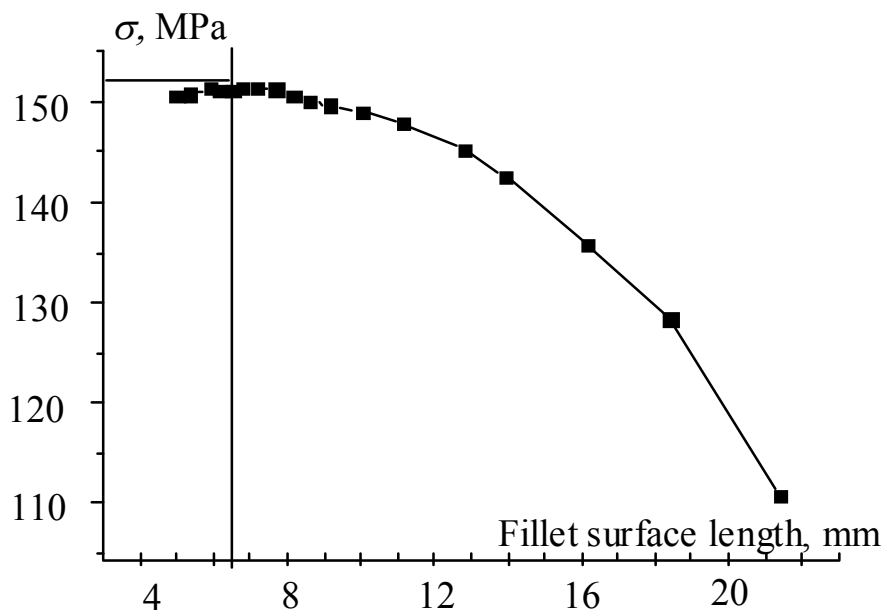


Рис. 3.16. Залежність нормальних напружень на поверхні галтелі від відстані вздовж її поверхні при навантаженні 260 kN на буксу колеса

Fig. 3.16. The dependency of normal stresses on the fillet surface upon the distance along its surface under loading 260 kN on wheel axle box

На рис. 3.17 зображено розподіл нормальних напружень в околі найглибшої точки (точка A , рис. 3.12 фронту тріщини завглибшки 16 mm.

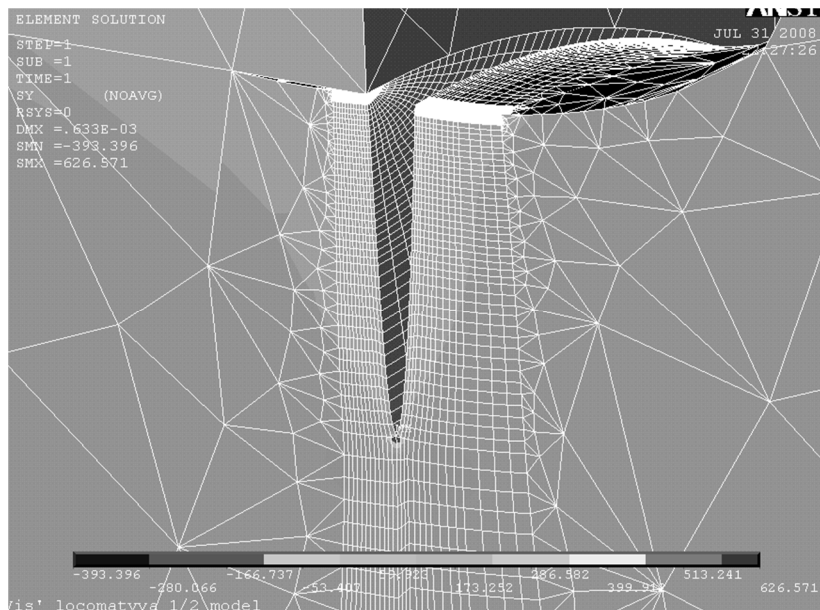


Рис. 3.17. Розподіл нормальних напружень у найглибшій точці фронту тріщини завглибшки 16 mm

Рис. 3.17. The distribution of normal stresses at the deepest point of crack front with a depth of 16 mm

Поправкову функцію Y обчислювали за формулою

$$Y = K / (\sigma_b \sqrt{\pi a}), \quad (3.1)$$

де σ_b – нормальні напруження в брутто-січенні в місці тріщини.

Залежність поправкової функції Y_A для найглибшої точки (див. рис. 3.12, т. A) від відношення $\lambda = a/D$ зображено на рис. 3.18. Тут відображено також апроксимацію отриманих результатів поліномом третього степеня

$$Y_A = 0,854 - 6,027\lambda + 27,839\lambda^2 - 44,290\lambda^3.$$

Залежність поправкової функції Y_C для точки на поверхні (рис. 3.12, т. C) від відношення $\lambda = a/D$ зображено на рис. 3.19. Тут відображено розрахунок за МСЕ та апроксимовано ці результати поліномом третього степеня

$$Y_C = 0,642 - 4,865\lambda + 23,757\lambda^2 - 33,466\lambda^3.$$

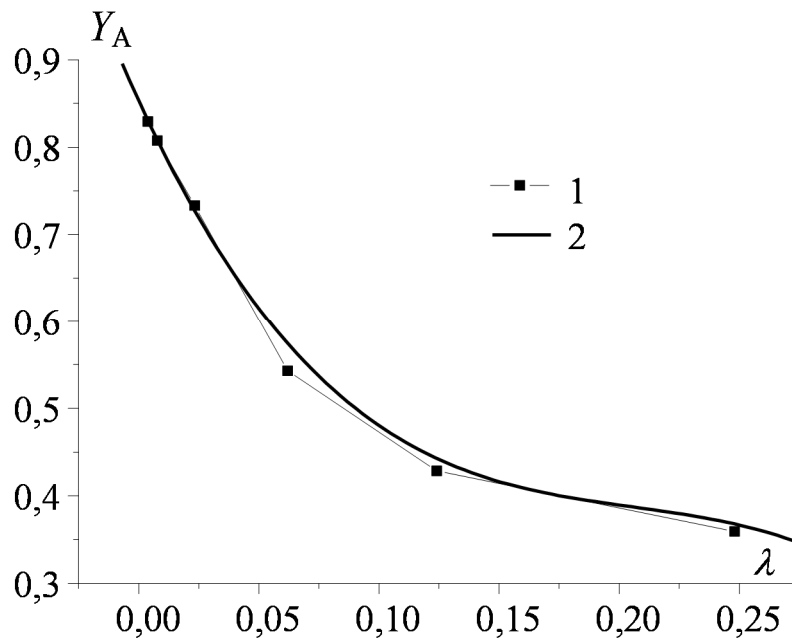


Рис. 3.18. Залежність Y_A для найглибшої точки від a/D :

1) розрахунок МСЕ; 2) апроксимація числових даних

Fig. 3.18. The dependency of Y_A for the deepest point on a/D :

1) finite element calculation; 2) approximation of numerical data

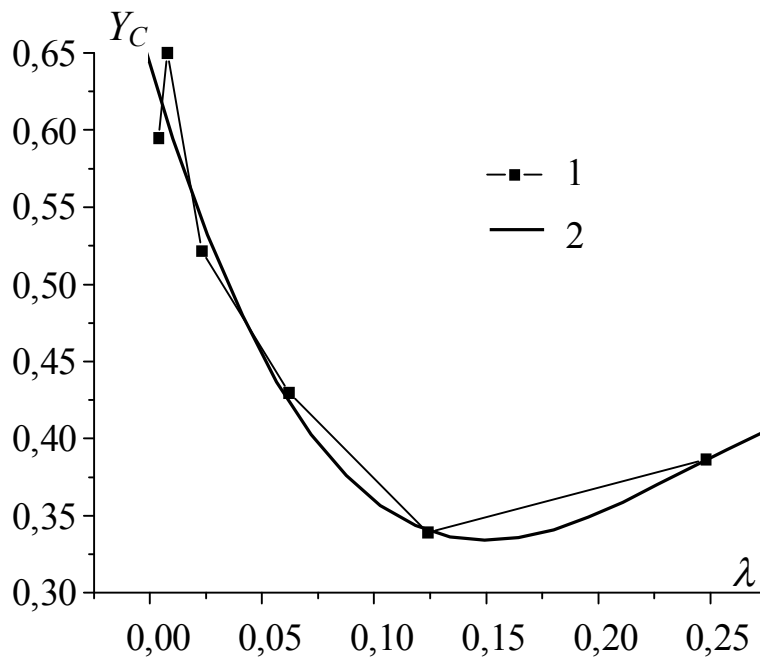


Рис. 3.19. Залежність Y_C для точки фронту тріщини біля поверхні від a/D :

1) розрахунок МСЕ; 2) апроксимація числових даних

Fig. 3.19. The dependency of Y_C for the point of crack front near surface on a/D :

1) finite element calculation; 2) approximation of numerical data

Із збільшенням λ від 0,004 до 0,25 поправкова функція Y_A в найглибшій точці монотонно спадає від 0,83 до 0,36, а поправкова функція Y_C для точки на поверхні спадає для $\lambda < 0,125$ і зростає для $\lambda > 0,125$. Треба зазначити, що для $\lambda < 0,22$, тобто майже у всьому діапазоні зміни параметра λ , $Y_A > Y_C$. При $\lambda > 0,22$ виконується нерівність $Y_A < Y_C$.

Достовірність методики розрахунку МСЕ була підтверджена при оцінці КІН у вістрі півеліптичної тріщини для товстостінного циліндра [108, 109].

Отримані результати застосування МСЕ для розрахунку напружень в осі з поверхневою тріщиною порівнювали із даними [110] для циліндричного стрижня сталого перерізу із аналогічною тріщиною за чистого згину. На рис. 3.20 зображено залежність від λ безрозмірного КІН для осі з тріщиною у приповерхневій точці фронту.

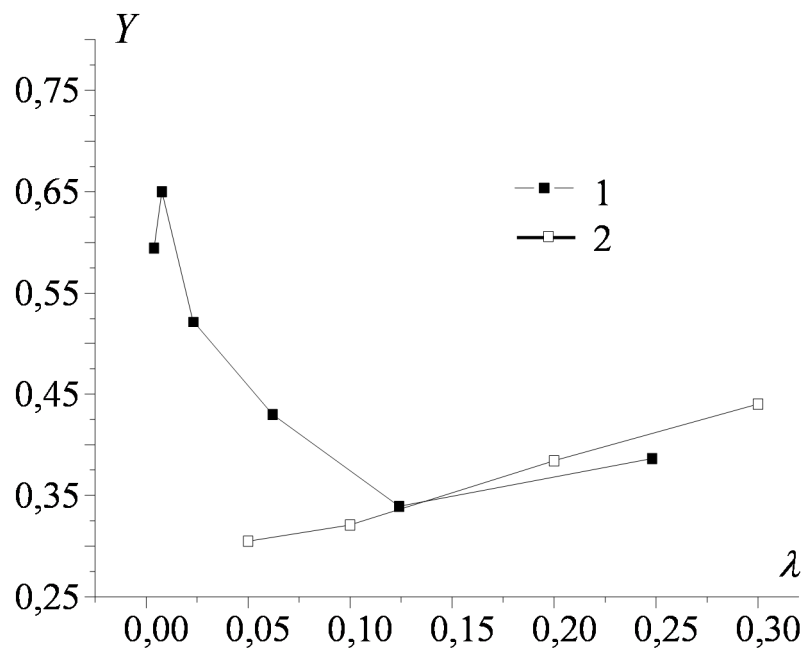


Рис. 3.20. Залежність безрозмірного КІН осі з тріщиною для точки на поверхні від $\lambda=a/D$: 1) розрахунок МСЕ; 2) дані [110]

Рис. 3.20. The dependency of dimensionless SIF of axle with a crack for the point on the surface upon $\lambda=a/D$: 1) finite element calculations; 2) data of [110]

За умови $0,125 \leq \lambda \leq 0,25$ отримані МСЕ і за даними [110] значення поправкової функції задовільно узгоджуються (відносна похибка не перевищує 4,8%). Проте при $\lambda < 0,125$, як і слід було очікувати, значення поправкової функції для приповерхневої точки фронту, отримані МСЕ з урахуванням реальної геометрії осі та схеми навантаження істотно (максимальна відносна похибка не перевищує 50,8%) більші, аніж значення, отримані за даними [110] для циліндричного стрижня сталого діаметра за чистого згину.

На рис. 3.21 зображено залежність безрозмірного КІН осі з тріщиною для найглибшої точки фронту від λ .

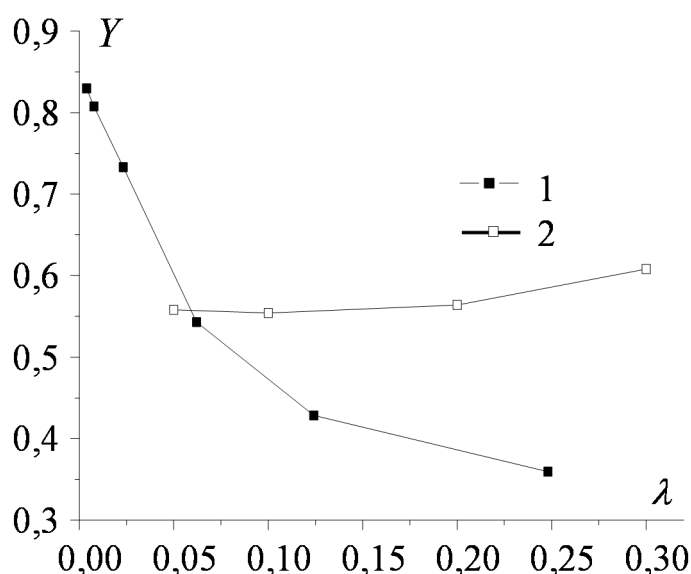


Рис. 3.21. Залежність безрозмірного КІН осі з тріщиною для найглибшої точки фронту від $\lambda = a/D$: 1) розрахунок МСЕ; 2) дані [110]

Fig. 3.21. The dependency of dimensionless SIF of axle with a crack for the deepest point of front upon $\lambda = a/D$: 1) finite element calculations; 2) data of [110]

Значення поправкової функції для найглибшої точки, отримані МСЕ з урахуванням реальної геометрії осі та схеми навантаження, істотно менші (відносна похибка досягає 38,3%), аніж значення, отримані за даними [110] для циліндричного стрижня сталого діаметру за чистого згину.

3.4. Дослідження характеристик циклічної тріщиновитримності за сталої і змінної амплітуди навантаження

Вплив асиметрії циклу навантаження на швидкість РВТ досліджували на сервогідравлічній випробувальній машині типу INSTRON 8861 з найбільшим зусиллям 100 kN та сервогідравлічній випробувальній машині СТМ-100 виробництва АНТК імені Антонова з найбільшим зусиллям 100 kN за методиками, описаними у підрозділі 1.4. Похибка сигналу, що задається і точність вимірювання контрольованих величин не перевищує 0,5% максимального значення встановленого масштабного діапазону.

Первинну втомну тріщину вирощували, а також швидкість РВТ досліджували відповідно до рекомендацій [27, 111].

Зразки і формули для визначення коефіцієнтів інтенсивності напружень. Для дослідження швидкості РВТ в листових матеріалах використовували плоскі прямокутні зразки з центральним отвором (рис. 1.1) шириною $W = 100$ mm і товщиною $t = 5$ mm.

КІН для плоских зразків з центральною тріщиною (рис. 1.1) визначали за формулою (1.10). Половину довжини тріщини обчислювали як середнє арифметичне половин довжин тріщин, виміряних на обох поверхнях зразка

$$a = \frac{a_{A1} + a_{A2} + a_{B1} + a_{B2}}{4}. \quad (3.2)$$

На рис. 3.22 зображено креслення зразка з центральною тріщиною для випробування на циклічну тріщиностійкість із матеріалу осі колісної пари електропотяга.

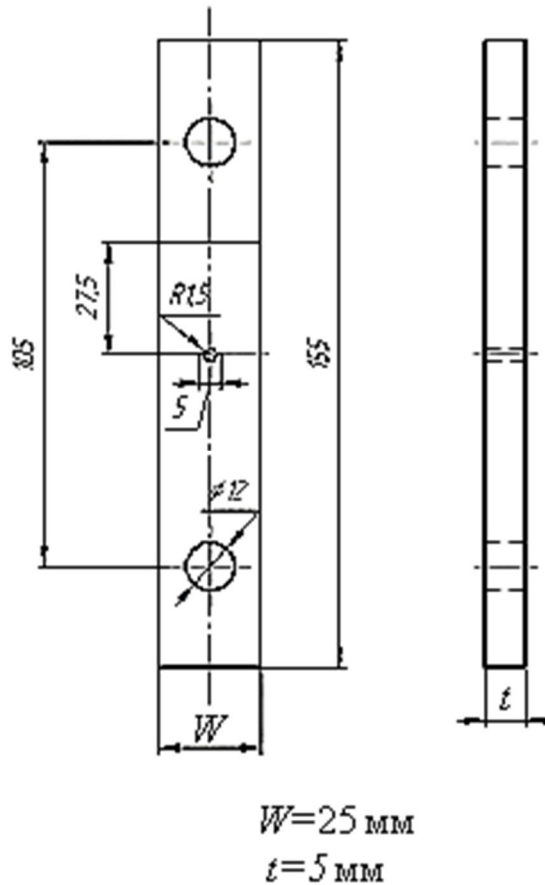


Рис. 3.22. Зразок з центральною тріщиною для випробування на циклічну тріщиностійкість матеріалу осі колісної пари електропотяга

Fig. 3.22. Scheme of the specimen with the center crack for cyclic crack resistance of the railway axle material

3.5. Ріст втомних тріщин за змінної амплітуди навантаження

Попит на легші і більш ефективні конструкції вимагає застосування нових матеріалів і методологій проектування з різними коефіцієнтами запасу міцності (безпеки). Детерміністичні підходи для оцінки росту втомних тріщин мають певні недоліки, особливо коли йдеться про оцінку довговічності і ризик руйнування відповідальних конструкцій [114]. Окрім того, результати детерміністичного підходу часто є сумнівними, особливо у разі, коли дослідні дані кількісно обмежені і мають істотний розкид. У таких випадках кореляція між розрахунком і результатами експерименту може бути лише випадковим збігом. Оптимальний вихід із такої ситуації існує у здійсненні стохастичного аналізу.

Відомі підходи до оцінки росту втомних тріщин базуються на статистичних [84, 102, 112 – 126, 127] підходах.

Звичайно статистичний аналіз включає в себе вибір випадкових змінних і функцій їх розподілу; вибір граничної функції; розв'язання стохастичної задачі вибраним ймовірнісним методом; інтерпретація результатів.

Логарифмічно-нормальна модель росту тріщини була запропонована Yang, J. N. [119, 120]:

$$da(t)/dt = X(t) g(\Delta K, R, K_{\max}, a) = X(t) C(\Delta K_{\text{eff}}) = X(t) \Delta \sigma(t) h(a), \quad (3.3)$$

де t – час (кількість циклів) навантаження; $\Delta \sigma(t)$ – розмах напруження, який розглядається як стаціонарний логарифмічно-нормальний випадковий процес з середнім значенням 1,0 і стандартним відхиленням σ_x .

У подальшому зазначена модель росту тріщини була вдосконалена на основі використання апроксимації 2-го порядку з урахуванням розподілу розміру початкової тріщини, умов навантаження і результатів детерміністичного оцінювання росту тріщини для медіанної кривої росту [121]. Така модель дає можливість оцінити дисперсію довжини тріщини після певного часу (кількості циклів експлуатації) та дисперсію довговічності (ресурсу) для наперед заданого критичного розміру тріщини.

Аналогічна поліноміальна модель з використанням поліному 2-го порядку була застосована для стохастичного моделювання РВТ [122]:

$$da(t)/dt = X(t) \{p + qa(t) + r[a(t)]^2\}.$$

Ймовірність перевищення тріщиною заданого розміру і ймовірнісний розподіл часу досягнення тріщиною заданого розміру

$$P_{a(t)}^e = F_{T(a)}(t) = 1 - F_{W(t)}[t(a)] = \Phi\{[\mu_Y(t) - \ln[t(a)]] / \sigma_Y(t)\},$$

де $W(t)$ – інтеграл від $X(t)$; $\mu_Y(t)$ – середнє логарифма інтегралу від $X(t)$; $\sigma_Y(t)$ – стандартне відхилення логарифма інтегралу від $X(t)$.

Запропонована методологія імовірнісної оцінки втомної довговічності елементів газової турбіни високого тиску під дією комплексного навантаження, що ґрунтується на застосуванні логарифмічної функції для отримання рівняння в замкнутій формі для моделі збурювання машини [123]. Запропонована гранична функція добре апроксимує втомну довговічність в широкому діапазоні випадкових змінних. Для обчислення ймовірності руйнування ободу диску ротора 1-ї ступені і чутливості втомної довговічності до параметрів турбіни був застосований метод надійності першого порядку FORM. Можливості дискретних часово-залежних випадкових змінних були розвинуті з використанням гібридного методу Монте-Карло і застосовані для підвищення ефективності обчислень, апроксимації функції росту тріщини, отриманої із сімейства кривих, стосовно результатів моделі збурювання турбіни.

Ріст тріщини визначали за формулою

$$da = f(a, t_{\max}) dM,$$

$$f(a, t_{\max}) = \log^{-1} \left(\sum_{i=1}^n A_i(a, t_{\max}) (\log a)^i \right), \quad (3.4)$$

де da – приріст тріщини за dM місій; $A_i(a, t_{\max})$ – коефіцієнти функції росту тріщини. Місія представляє запуск холодного двигуна, зліт, польот до пункту призначення, посадку, час очікування на повернення, повернення і вимкнення двигуна.

При оцінці розвитку тріщини за випадкового навантаження коефіцієнти A_i в рівнянні (3.4) визначали з аналізу середньої швидкості РВТ. Оскільки функція росту тріщини $f(a, t_{\max})$ повинна згладжуватися для кожної поточної швидкості росту тріщини

$$f(a, t_{\max})_{\text{cgr1}} = (C_{\text{cgr1}} / C_{\text{mean}}) f(a, t_{\max})_{\text{mean}}, \quad (3.5)$$

де $f(a, t_{\max})_{\text{mean}}$ – функція росту тріщини для середньої швидкості; C_{cgr1} , C_{mean} – коефіцієнти рівняння Періса відповідно для поточної і середньої швидкості РВТ.

Аналізуючи РВТ за генерованого стаціонарного процесу Гаусса із нульовим середнім, було отримано експоненціальну функцію закону Формана [124]:

$$f_n(a, r, m) = (F \sqrt{\pi a})^{n-1} \frac{(\Delta\sigma)^{n-1}}{3\sigma_x (9\gamma + 1)(\sigma_m + \Delta\sigma/2) - 1}, \quad (3.6)$$

$$\gamma = (K_{Ic}/K_{max} - 1)/9,$$

де σ_m – середнє значення циклу навантаження; $\Delta\sigma$ – розмах циклу навантаження; σ_x – стандартне відхилення $X(t)$.

Очікувана довговічність за досягнення тріщиною кінцевої довжини a_f :

$$\bar{N}(a_0, a_f) = \frac{1}{C\sigma_x^{n-1}} \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{(F\sqrt{\pi a})^{n-1} h(\alpha_x, \beta_x, \gamma, n)}, \quad (3.7)$$

де C , n – параметри рівняння Формана; α_x – коефіцієнт нерегулярності; β_x – коефіцієнт ширини смуги.

Zuccarello та Adragna показали [124], що запропонований метод загалом дає можливість реально оцінити втомну довговічність з похибкою меншою від 25%.

3.6. Імовірнісне моделювання росту втомних тріщин в осях колісних пар за змінної амплітуди навантаження

Для прикладу розглянемо моделювання росту втомних тріщин в осі колісної пари із сталі з 0,45% С електропотягу за експлуатаційної схеми навантаження. У багатьох випадках витривалість і циклічну тріщиностійкість матеріалу осей колісних пар визначають за блочного навантаження. Параметри блоку навантаження вибирають, виходячи із кумулятивної кількості циклів навантаження осі колісної пари локомотива (рис. 3.7). Тому для моделювання росту втомних тріщин в осях використано параметри блочного навантаження із праці [102] (рис. 3.23).

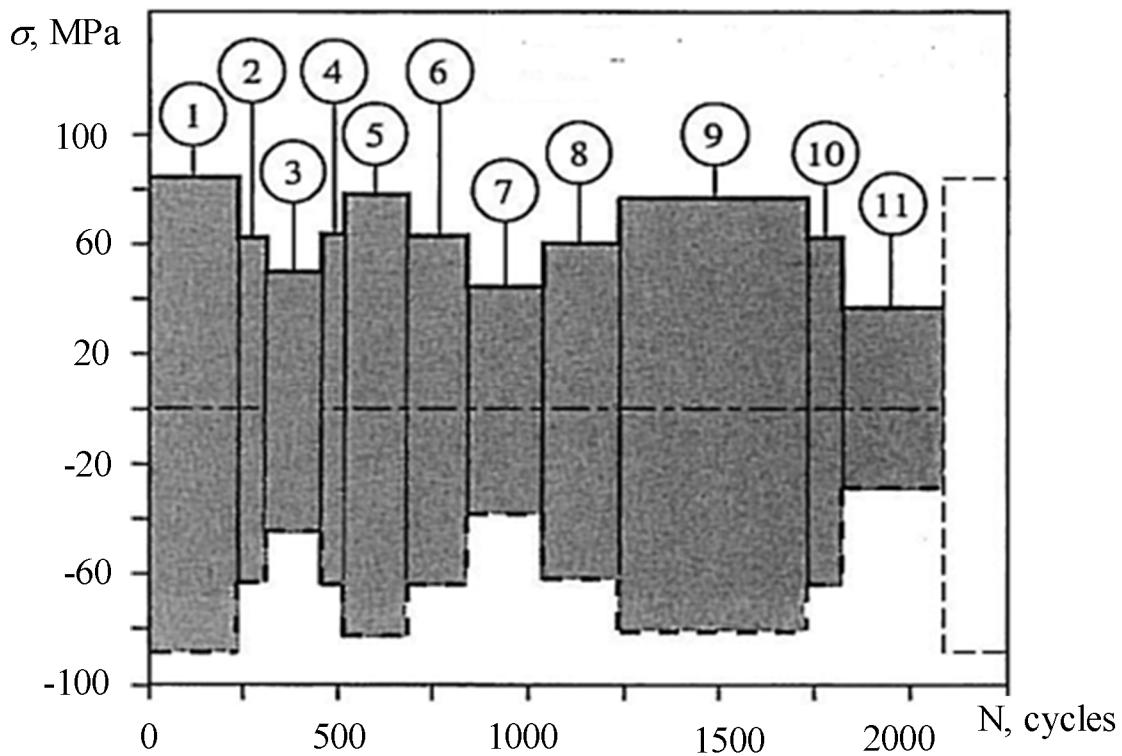


Рис. 3.23. Структура блочного навантаження осі [102]

Fig. 3.23. Structure of axle block loading [102]

Для апробації запропонованої методики змодельовано і експериментально досліджено втомне руйнування пластини завтовшки 5 mm із центральною тріщиною (рис. 3.22). Початкова довжина тріщини $a_0 = 5,1$ mm. Кількість циклів навантаження – 10^6 . Для моделювання використано рівняння Періса, яким апроксимовано I і II ділянки діаграми втомного руйнування сталі з 0,45%С. Розподіл $\lg C$ описано функцією розподілу Вейбулла (2.3) з параметрами $x_0 = -10,81$, $\beta = 12,7$, $\eta = 0,781$.

Отримані числовим інтегруванням рівняння росту втомної тріщини залежності довжини тріщини від кількості циклів навантаження для окремих числових експериментів зображено на рис. рис. 3.24. Тут також відображена експериментальна залежність $a - N$, яка міститься в межах статистичного розкиду розрахункових даних.

Густини і функції розподілів кінцевих довжин тріщин зображено на рис. 3.25.

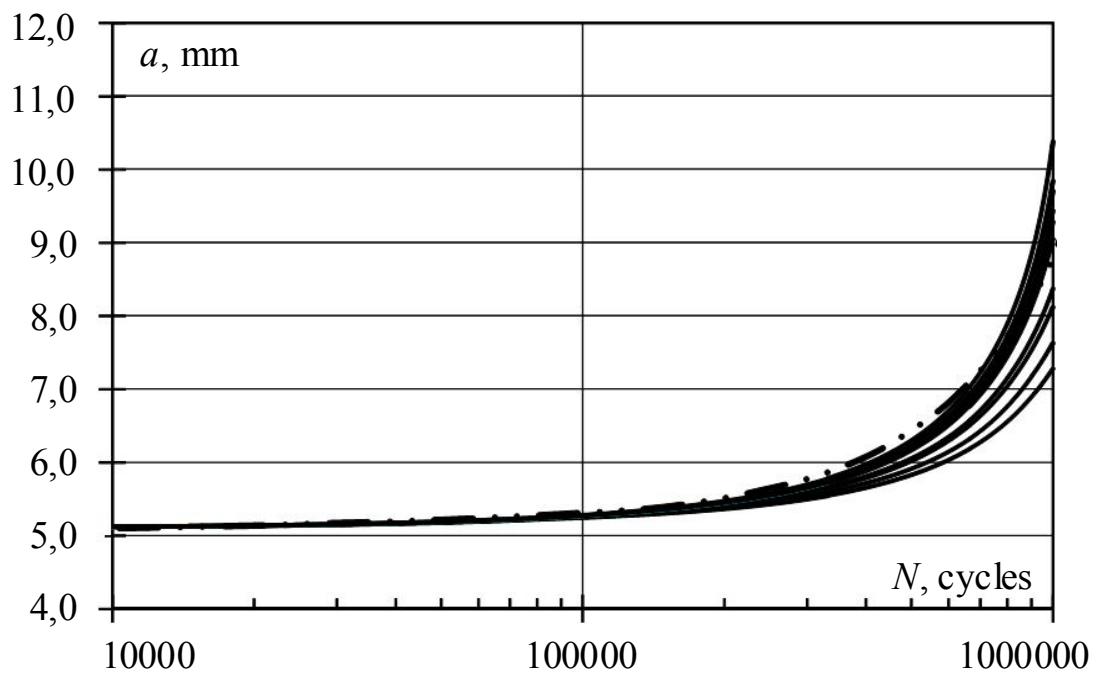


Рис. 3.24. Залежність довжини тріщини від N : моделювання за Перісом при $a_0=5,1$ mm – суцільні лінії; експеримент – штрих-пунктирна лінія

Fig. 3.24. Dependency of crack length upon N : modeling by Paris, $a_0=5.1$ mm – solid lines; an experiment – dash-dot line

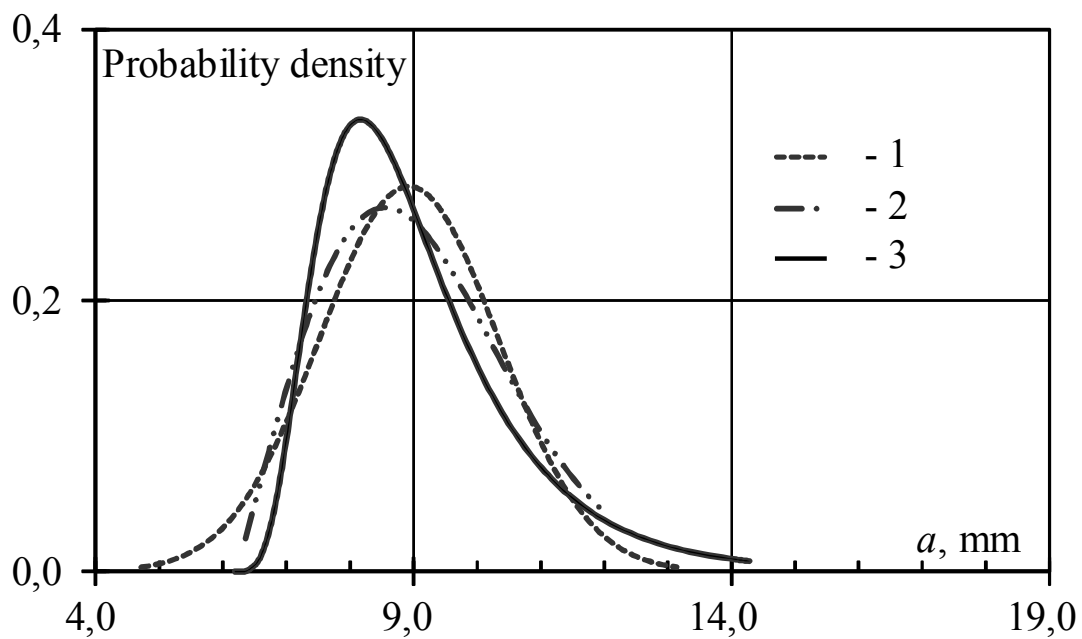


Рис. 3.25. Густини розподілів кінцевих довжин тріщин: моделювання за Перісом, $a_0 = 5,1$ mm, $N=10^6$ цикл, 1 – нормальний розподіл, 2 – розподіл Вейбулла, 3 – логарифмічно-нормальний розподіл

Fig. 3.25. The probability density functions of final crack length: modeling by Paris, $a_0 = 5.1$ mm, $N=10^6$ cycles, 1 – normal distribution, 2 – Weibull distribution, 3 – log-normal distribution

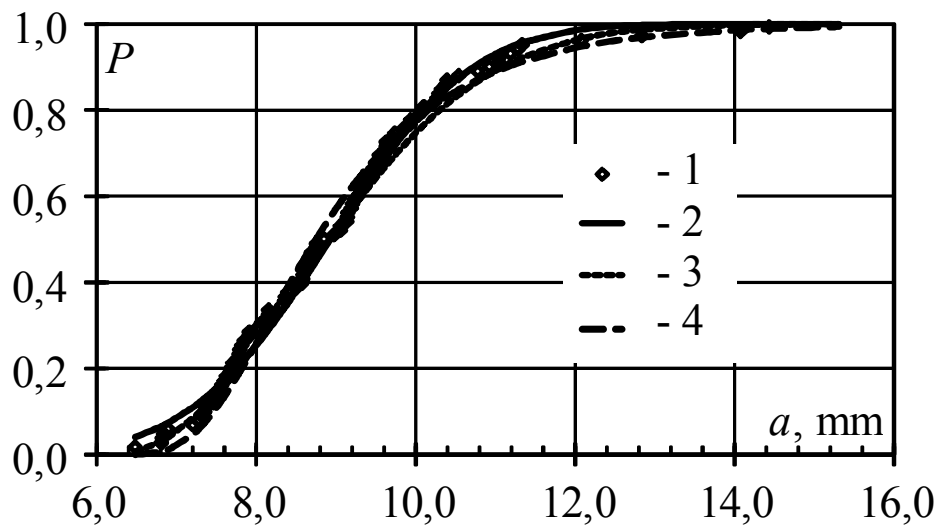


Рис. 3.26. Функції розподілу кінцевих довжин тріщин: моделювання за Перісом, $a_0 = 5,1$ mm, $N=10^6$ цикл, 1 – вибірка, 2 – нормальний розподіл, 3 – розподіл Вейбулла, 4 – логарифмічно-нормальний розподіл

Fig. 3.26. Cumulative distribution functions of final crack length: modeling by Paris, $a_0 = 5.1$ mm, $N=10^6$ cycles, 1 – sample, 2 – normal distribution, 3 – Weibull distribution, 4 – log-normal distribution

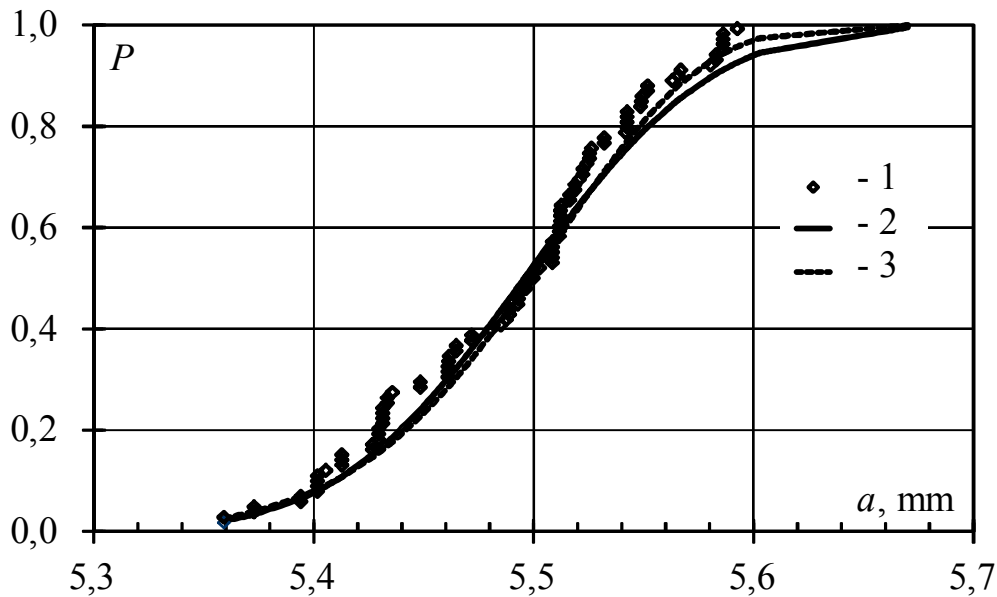


Рис. 3.27. Функції розподілу кінцевих глибин тріщин: моделювання за Перісом, $a_0=5$ mm, $N=10^6$ цикл, 1 – вибірка, 2 – нормальний розподіл, 3 – розподіл Вейбулла

Fig. 3.27. Cumulative distribution functions of final crack depth: modeling by Paris, $a_0=5$ mm, $N=10^6$ cycles, 1 – sample, 2 – normal distribution, 3 – Weibull distribution

Аналогічно моделювали підростання поверхневої тріщини в осі колісної пари електропотяга за експлуатаційної схеми навантаження (рис. 3.11). Початкова глибина тріщини $a_0 = 5,0$ і $10,0$ mm. Кількість циклів навантаження – 10^6 .

Густини і функції розподілів кінцевих довжин тріщини для $a_0=5$ mm і $N=10^6$ цикл зображені на рис. 3.27, 3.28. У середньому за 10^6 циклів тріщина підростає у глибину на $0,5$ mm.

Густини і функції розподілів кінцевої глибини тріщини за початкової глибини $a_0=10$ mm і $N=10^6$ цикл зображені на рис. 3.29, 3.30.

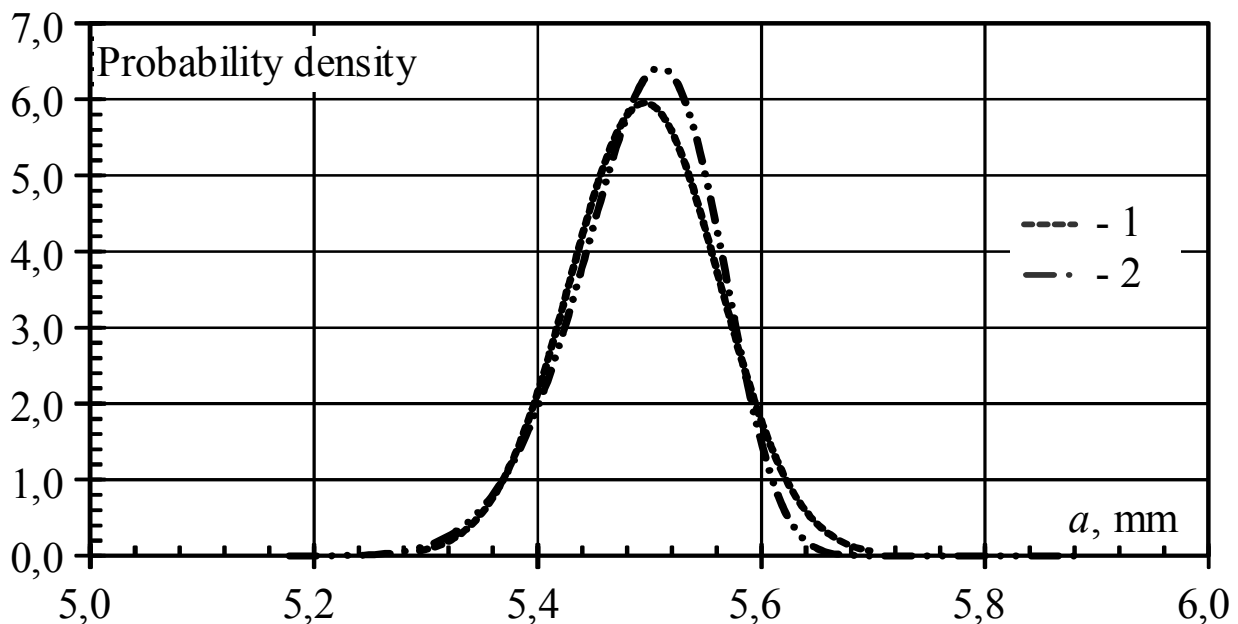


Рис. 3.28. Густини розподілів кінцевих глибин тріщин: моделювання за Перісом, $a_0=5$ mm, $N=10^6$ цикл, 1 – нормальний розподіл, 2 – розподіл Вейбулла

Fig. 3.28. Probability density functions of final crack depth: modeling by Paris, $a_0=5$ mm, $N=10^6$ cycles, 1 – normal distribution, 2 – Weibull distribution

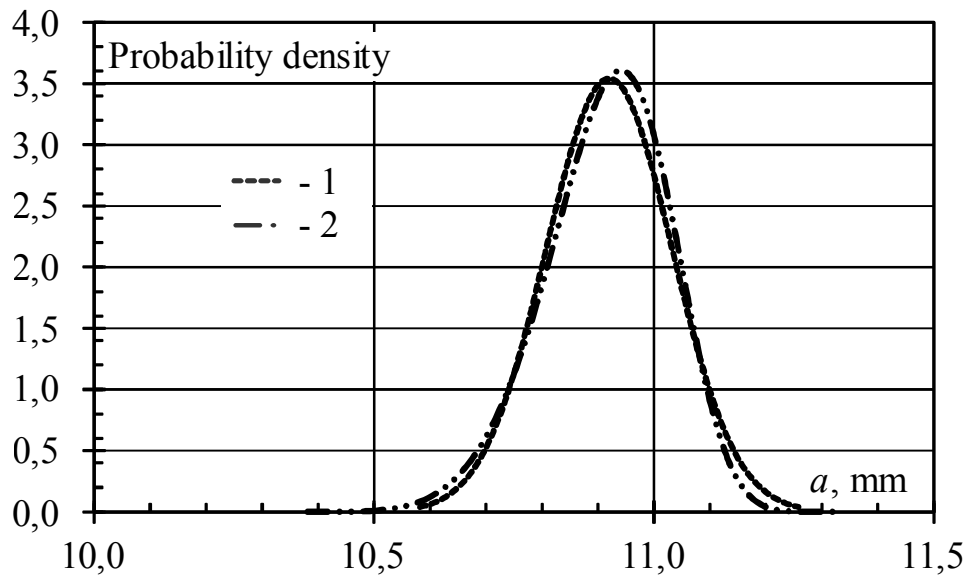


Рис. 3.29. Густини розподілів глибин тріщин: моделювання за Перісом, $a_0=10$ mm, $N=10^6$ цикл, 1 – нормальний розподіл, 2 – розподіл Вейбулла

Fig. 3.29. Probability density functions of final crack depth: modeling by Paris, $a_0=10$ mm, $N=10^6$ cycles, 1 – normal distribution, 2 – Weibull distribution

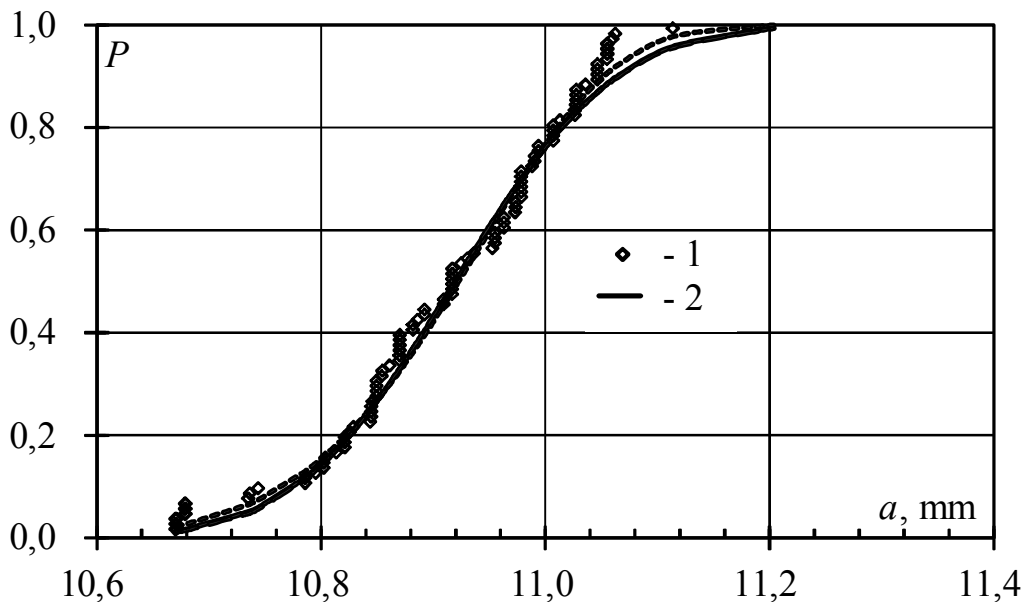


Рис. 3.30. Функції розподілу кінцевих глибин тріщин: моделювання за Перісом, $a_0=10$ mm, $N=10^6$ цикл, 1 – вибірка, 2 – нормальний розподіл

Fig. 3.30. Cumulative distribution functions of final crack depth: modeling by Paris, $a_0=10$ mm, $N=10^6$ cycles, 1 – sample, 2 – normal distribution

Література

1. Suresh S. Micromechanisms of fatigue crack growth retardation following overloads / S. Suresh // Eng. Fract. Mech. – 1983. – Vol. 18. – P. 577–593.
2. Fleek N. A. Influence of stress state on crack growth retardation / N. A. Fleek // Basic questions in fatigue. ASTM STP № 924. – Philadelphia : Pa, 1988. – P. 157–183.
3. Newman J. C. A crack-closure model for predicting fatigue crack growth under aircraft spectrum loading / J. C. Newman // Methods and models for predicting fatigue crack growth under random loading. ASTM STP № 748. – Philadelphia : Pa, 1981. – P. 53–84.
4. Schijve J. Observations on the prediction of fatigue crack growth propagation under variable-amplitude loading / J. Schijve // Fatigue crack growth under spectrum loads. ASTM STP № 924 – Philadelphia: Pa, 1976. – P. 3–23.
5. Schaper M. On fatigue crack closure in steels of different microstructure and strength level / M. Schaper, A. Böhm // Structural integrity: experiments, models and applications : Proceedings of the 10th Biennial European Conference on Fracture – ECF 10. – Vol 2. – 1994. – P. 1451–1460.
6. Van Lipzig H.T.M. Fatigue crack growth and residual strength of light metals under multi-level loading/ H.T.M. Van Lipzig, H. Nowack. // Institut für Werkstoff-Forschung. – 1974. – 362p.
7. Sunder R. A regression model of fatigue crack propagation under flight simulation loading / R. Sunder // Eng. Fract. Mech. – 1979. – Vol. 12. – P. 147–154.
8. Chang J.B. Improved methods for predicting spectrum loading effects / J.B. Chang, J.H. Stolpestad. //Phase I Report. – AFFDL-TR-79-3036. – 1978. – Vol.2. – 142p.
9. Robin C. Influence of an overload on the fatigue crack growth in steels / C. Robin, M. Louagh, G. Pluinage // Fatigue of Eng. Mater. and Struct. – 1983. – Vol. 6, № 1. – P.1–13.

10. Когаев В.П. Расчеты деталей машин и конструкций на прочность и долговечность / Когаев В.П., Махутов Н.А., Гусенков А.П. – М : Машиностроение, 1985. – 224 с.
11. Ling M. R. The effect of intermediate heat treatment on overload induced retardation during fatigue crack growth in aluminium alloy / M. R. Ling, J. Schijve // *Fat. Fract. Eng. Mat. Struct.* – 1992. – № 15. – P. 421–430.
12. O.E. Wheeler. Spectrum loading and crack growth // *Journal of basic engineering.* – ASME. – 1972. – P. 181–186.
13. Willenborg J. D. A Crack Growth Retardation Model using an Effective Stress Conception/ J. D. Willenborg, R M Engle and H A Wood :Report TM-71-1- FBR Air Force Flight Dynamics Laboratory. – Wright Patterson OH, 1971. – 324 p.
14. Циклические деформации и усталость металлов: В 2-х т. / Ред. Троценко В. Т. – К. : Наук. думка, 1985. – Т. 2. : Долговечность металлов с учетом эксплуатационных и технологических факторов. – 1985. – 224 с.
15. Сопротивление материалов деформированию и разрушению : справ. пособие : в 2-х т. / Ред. В.Т. Троценко. – К.: Наук. думка, 1994.– Т. 1. 1990 – 288 с.
16. Adefita O. A. A model of fatigue crack growth delay under two-level block loads / O. A. Adefita, C. V. B. Gowda, T. H. Topper // *Fatigue crack growth under spectrum loads. ASTM STP № 595.* – Philadelphia(Pa): ASTM, 1976. – P. 142–156.
17. Drew M. The effect of overloads on fatigue crack propagation in offshore structural steels / M. Drew, K. R. L. Thompson, L. H. Keys // *Strength of metals and alloys (ICSMAG).* – Vol. 2. – 1982. – P. 867–873.
18. Barsom J. M. Fatigue Crack Growth under Variable Amplitude Loading in Various Bridge Steels. ASTM STP 595. / J M Barsom // – Philadelphia : ASTM, 1976. – P. 217–235.

19. C. M. Hudson. A Root-mean-square Approach for Predicting Fatigue Crack Growth under Random Loading. ASTM STP 748 / C. M. Hudson // – Philadelphia : ASTM, 1981. – P. 41–52.
20. NASGRO Reference Manual, Version 4.02, Southwest Research Institute, 2003.
21. Gravier N./ N.Gravier // Revue Generale des Chemins de Fer.1999. – N 3. – P. 33– 40.
22. Abelkis P. R. Effect of Transport Aircraft Wing Loads Spectrum Variation on Crack Growth / P. R. Abelkis // Effect of Load Spectrum Variables on Fatigue Crack Initiation and Propagation. ASTM STP 714. – Philadelphia: ASTM, 1980. – P. 143–169.
23. Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials : Annual Book of ASTM Standards, Vol. 3.01, E399, American Society for Testing and Materials. – West Conshohocken, PA, 2001.
24. Paris P. C. A Rational theory of Fatigue / P. C. Paris, R.E. Gomez, W. E. Anderson // The Trend in Engineering. –1961. –Vol. 13, No.1. – P. 9–14.
25. Paris P. C. A Critical Analysis of Crack Propagation Laws / P. C. Paris and Erdogan F.// Transactions, American Society of Mechanical Engineers. – 1963. – Vol. D4, No.85. – P. 528–534.
26. ГОСТ 25.506-85. Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при статическом нагружении.
27. РД 50-345-82. Методические указания. Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при циклическом нагружении. – М.: Изд-во стандартов, 1983. – 95 с.
28. Механика разрушения и прочность материалов: Справ. пособие: В 4-х т. / Ред. В.В. Панасюк. – Т.4. Усталость и циклическая

- трещиностойкость конструкционных материалов. – 1988. – 436 с.
29. Tada, H., Paris, P. C., Irwin G. R. The Stress Analysis of Cracks Handbook. 2nd edition, Paris Production Incorporated, St. Louis, Missouri, 1985.
 30. ASTM Standard E 647-83. Standard test method for constant-load-amplitude fatigue crack growth rates above 10^{-8} m/cycle // Annual Book of ASTM Standards. – Philadelphia (PA). – ASTM, 1983. – Vol. 03.01. – P. 739–759.
 31. J. B. De Ionge. A standardized load sequence for flight simulation tests on aircraft wing structures / J. B. De Ionge, D. Schutz, H. Lowak, I. Schijve // LBF – Bericht FB-106, NLR TR 73029U. – 1973. – P. 1–17.
 32. Kevin R. Fowler. Development of spectra for the fatigue life tests on jet transport plane / Kevin R. Fowler, Roy T. Watanabe – ASTM, SAE, the Fatigue Spectra Symposium. – 1987.
 33. Дышель М.Ш. Разрушение и устойчивость тонких тел с трещинами / М.Ш. Дышель, Г.Г. Кулиев, О.Б. Милованова – К.: Наукова думка, 1981. – 184 с.
 34. Macha D.E. Effects of gas turbine engines load spectrum variables on crack propagation / D.E. Macha // Effect of load spectrum variables on fatigue crack initiation and propagation / D.E. Macha., A.F. Grandt., B.J. Wicks // ASTM STP. – 1980. – № 714. – P. 108–127.
 35. П.С. Кунь. Моделювання поведінки втомних тріщин при навантаженні зі змінною амплітудою / П.С. Кунь // Механіка руйнування матеріалів і міцність конструкцій: В 3-х т. / Ред. Панасюк В.В. – Т.3. – Аналітичні методи в механіці руйнування матеріалів. – Львів: Каменяр, 1999. – Т.3. – С. 104–108.
 36. Gallagher J.P. A generalized development of yield-zone models / J.P. Gallagher. // Report AFFDL-TM-74-28-FBR. – 1974. – 258 p
 37. Писаренко Г.С. Пластичность и прочность материалов при нестационарных нагружениях / Г.С. Писаренко, Н.С. Можаровский, Е.А. Антипов – К.: Наук. думка, 1984. – 216 с.

38. Пригоровский Н.И. Определение полей деформаций и напряжений / Н.И. Пригоровский – М: Машиностроение, 1983. – 248 с.
39. Пиндус Ю. Вплив асиметрії циклу навантаження на циклічну тріщиностійкість алюмінієвого сплаву Д16чТ / Ю. Пиндус // Вісник тернопільського державного технічного університету. – Тернопіль: ТДТУ. – 2001. – Т. 6. – №3. – С. 18–22.
40. Walker E. K. The effect of stress ratio during crack propagation and fatigue for 2024-T3 and 7075-T6 aluminium / E. K. Walker // Effects of Environments and Complex Load History on Fatigue Life. ASTM STP № 462– Philadelphia, 1970. – P. 1–14.
41. Кузьменко В.А. Многоцикловая усталость при переменных амплитудах нагружения / В.А. Кузьменко, И.М. Васинюк, Б.З. Крук – К.: Наук. думка, 1986. – 264 с.
42. Ясній П. В. Пластично деформовані матеріали: втомна і тріщиностійкість / П. В. Ясній – Львів : Світ, 1998. – 292 с.
43. Пиндус Ю. Аналіз процесу стабілізації швидкості росту втомної тріщини після одноразового перевантажування / Ю. Пиндус // Матеріали п'ятої наукової конференції Тернопільського державного технічного університету ім. І.Пулюя. – Тернопіль: ТДТУ. – 2001. – С. 105.
44. Ясній П.В., Пиндус Ю.І. Кінетика росту втомної тріщини після одноразового перевантажування в сплаві Д16Т / П.В. Ясній, Ю.І. Пиндус // Проблеми динаміки і міцності в газотурбобудуванні: Тези доповіді. міжнародної науково-технічної конференції / Під ред. В.Т. Троценка і А.П. Зіньковського. – К.: Ін-т проблем міцності НАН України, 2001.– С. 157–158.
45. Ясній П. Вплив перевантажування на поширення втомних тріщин за різних асиметрій циклу навантаження в сплаві Д16чТ / П. Ясній, Ю. Пиндус, О. Семенець // Вісник Тернопільського державного технічного університету. – Тернопіль: ТДТУ. – 2001. – Т.6. – №4. – С. 5–12.

46. П.В. Ясній. Вплив одноразового перевантажування на ріст втомної тріщини в сплаві Д16Т / П.В. Ясній, Ю.І. Пиндус // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2002. – №2. – С. 57–60.
47. K. Sadananda. Analysis of overload effects and related phenomena / K. Sadananda, A.K. Vasudevan, R.L. Holtz, E.U. Lee // Int. J. of Fatigue: Elsevier, 1999. – Vol.21. – P. 233–246.
48. Злочевский А.Б. Факторы тормозящие рост усталостных трещин после перегрузок/ А.Б. Злочевский, А.Н. Шувалов // Физ.-хим. механика материалов. – 1985. – №2. – С.41–46.
49. Bray GH. Fatigue crack retardation in PM aluminum alloys AA8022 and AA5091 / G.H. Bray // Phd. Dissertation: University of Virginia, 1993. – P. 165.
50. Когаев В.П. Развитие усталостных трещин в области перегрузки/ В.П. Когаев, С.Г. Лебединский // Пробл. прочности. – 1985. – №11. – С. 35–41.
51. I.H. Lih. Cleavage, dislocation emission and shielding for cracks under general loading / I.H. Lih, R. Thomson // Acta Met. et Mat. – 1986. – N 34. – 187–206.
52. Ю.І. Пиндус. Модель росту втомної тріщини після одноразового перевантажування / Ю.І. Пиндус, П.В. Ясній // Вісник Житомирського інженерно-технологічного інституту. – Житомир: ЖІТІ. – 2002. – №1(20). –С.28–36.
53. Ясній П.В. Прогнозування швидкості росту втомної тріщини після одноразового перевантажування в алюмінієвому сплаві Д16чТ / Ясній П.В., Пиндус Ю.І., Семенець О.І. // Матеріали IV Міжнародної науково-технічної конференції "АВІА-2002". – К.: Національний Авіаційний Університет, 2002. – Т.3. – С.27–30.
54. П.В. Ясній. Визначення розподілу залишкових напружень у вершині втомної тріщини після одноразового перевантажування / П.В. Ясній, Ю.І. Пиндус // Матеріали шостої наукової конференції Тернопільського державного технічного університету ім. І.Пулюя. – Тернопіль: ТДТУ. – 2002.

55. Philip A. Prediction of crack growth in 350 WT steel subjected to constant amplitude with over- and under-loads using a modified Wheeler approach/ P.A. Rushton., F. Taheri // *Marine Structures*. – 2003. – № 16. – С. 517–539.
56. Пат. 25367 України. МПК G 01 B 11/16. Спосіб нанесення на поверхню гладких зразків ділільних сіток / П.В. Ясній, Ю.І. Пиндус, В.Б. Фостик., заявник та патентокористувач Тернопільський державний технічний університет імені Івана Пулюя. – № 200702400; заяв. 05.03.2007; опубл. 10.08.07, Бюл. №12.
57. Пат. 33067 України. МПК G 01 N 1/00. Спосіб розмічування поверхонь металевих плоских зразків / П.В. Ясній, Ю.І. Пиндус, П.О. Марущак, В.Б. Фостик., заявник та патентокористувач Тернопільський державний технічний університет імені Івана Пулюя. – № 200801367; заяв. 04.02.2008; опубл. 10.06.08, Бюл. №11. Ясній П.
58. Вплив асиметрії циклу навантаження на характеристики циклічної тріщиностійкості алюмінієвого сплаву Д16Т / П. Ясній. Ю. Пиндус. В. Фостик // *Вісник Тернопільського державного технічного університету*. – 2007 – Т.12 – №1 – С. 7–12.
59. Makabe C. Effects of surface deformation and crack closure on fatigue crack propagation after overloading and underloading. / C. Makabe. A. Purnowidodo. A.J. McEvily// *International Journal of Fatigue*. – 2004. – Vol.26. – P. 1341–1348.
60. Ясній П. Оцінка мінімальної швидкості росту втомної тріщини після комплексних перевантажень розтягом-стиском в алюмінієвому сплаві Д16Т / П. Ясній. Ю. Пиндус. В. Фостик // *Вісник Тернопільського державного технічного університету*. – 2009 – Т.14 – №2 – С. 7–14.
61. Трощенко В.Т., Покровский В.В., Прокопенко А.В. Трещиностойкость металлов при циклическом нагружении. – К.: Наук. думка, 1987. – 256 с.

62. Ю.І. Пиндус. Прогнозування швидкості росту втомної тріщини при нерегулярному навантаженні в алюмінієвому сплаві Д16Т // Вісник Тернопільського державного технічного університету. – Тернопіль: ТДТУ. – 2002. – Т.7. – №1. – С.11–19.
63. Freudenthal A. M. Safety of Structures / A. M. Freudenthal // Trans. ASCE. – 1947. – Vol. 112, P. 125 – 180.
64. Weibull W. A Statistical Distribution of Wide Applicability / W. Weibull // J. Applied Mechanics. – 1951. – Vol. 18, P. 293–297.
65. Dowling NE. Mechanical behaviour of materials, engineering methods for deformation, fracture and fatigue. Englewood Cliffs: Prentice Hall; 1993.
66. Fuchs HO, Stephens RI. Metal fatigue in engineering. New York: Wiley-Interscience; 1980.
67. Kam TY, Tsai SY, Chu KH. Fatigue reliability analysis of composite laminates under spectrum stress. Int J Solids Struct 1997; 34 (12): 1441–61.
68. Castillo E, Fernandez-Canteli A, Hadi AS. On fitting a fatigue model to data. Int J Fatigue 1999;21(1):97–106.
69. Dupuis DJ. Parameter and quantile estimation for a fatigue model. Comput Stat Data Anal 1998;29(1):55–68.
70. Shen H, Lin J, Mu E. Probabilistic model on stochastic fatigue damage. Int J Fatigue 2000;22(7):569–72.
71. Artymiak P, Bukowski L, Feliks J, Narberhaus S, Zenner H. Determination of S–N curves with the application of artificial neural networks. Fatigue Fract Eng Mater Struct 1999;22:723–8.
72. Venkatesh V, Rack HJ. Neural network approach to elevated temperature creep-fatigue life prediction. Int J Fatigue 1999; 21 (3): 225–34.
73. Pleune TT, Chopra OK. Using artificial neural networks to predict the fatigue life of carbon and low-alloy steels. Nucl Eng Des 2000;197(1–2):1–12.

74. Aymerich F, Serra M. Prediction of fatigue strength of composite laminates by means of neural networks. *Key Eng Mater* 1998; 144: 231–40.
75. El Kadi H, Al-Assaf Y. Prediction of the fatigue life of unidirectional glass fiber/epoxy composite laminae using different neural network paradigms. *Compos Struct* 2002;55(2):239–46.
76. Lee JA, Almond DP, Harris B. The use of neural networks for the prediction of fatigue lives of composite materials. *Compos Part A: Appl Sci Manuf* 1999;30(10):1159–69.
77. T. Bučar, M. Nagode, M. Fajdiga. A neural network approach to describing the scatter of S–N curves. *International Journal of Fatigue*, Volume 28, Issue 4, April 2006, Pages 311–323
78. Szala J. Application of Computer Simulation Method for Determining a Distribution Type of Construction Parts Fatigue Life / J. Szala, S. Zawislak // *The Archive of Mechanical Engineering*. – 1990. – t. XXXVII, z. 3. – P. 145–167.
79. Bolotin V. V. Reliability Against Fatigue Fracture in the Presence of Sets of Cracks / V. V. Bolotin // *Engineering Fracture Mechanics*. – 1996. – Vol. 53, № 5. – P. 753–759.
80. Ichikawa, M. Statistical characteristics of m and fatigue crack propagation law $da/dN=C(\Delta K)^m$ (2024-T3 Al alloy). / Ichikawa, M., Hamaguchi, M., Nakamura T. // *Journal of the Society of Materials Science*. – 1983. – Vol. 33, P. 8–13.
81. Bertini L. On the Characterization of Fatigue Crack Growth Behaviour From a Statistical Viewpoint Via the Paris Law Coefficients/ L. Bertini, L.Marmorini// *Fatigue and Stress: 2nd Int. Conf.*,1989: Proceedings. –Gourmay-sur-Marne, 1989. –P. 48–58.
82. Jakubczak H. Probabilistic Fracture Mechanics Approach for Reliability Assessment of Welded Structures of Earthmoving Machines/ H. Jakubczak// *Fatigue Design and Reliability*. – Elsevier, 1998. – Vol.23. –P. 229–238.
83. Bruckner-Foit A. Prediction of the Lifetime Distribution of High-Strength Components Subjected to Fatigue Loading / A. Bruckner-

- Foit // Fatigue Fracture of Engineering Materials and Structures. – 1993. – Vol. 16, № 8. – P. 891–908.
84. Zhao Z. Fatigue damage evaluation and updating using nondestructive inspections / Z. Zhao, A. Haldar // J. Eng. Fract. Mech. – 1996. – Vol. 53, № 5. – P. 775–788.
85. Zerbst U., Madler K., Hintze H. Fracture mechanics in railway application – an overview / U. Zerbst, K. Madler, H. Hintze // Engineering fracture mechanics. – 2005. – Vol. 72. – P. 163–194.
86. Benyon J.A. The use of Monte-Carlo analysis to increase axle inspection interval/ J.A. Benyon, A. S. Watson // 13th International Wheelset Congress, 2001: Proceedings. – Rome, 2001. – P.346–368.
87. Holton, Glyn A., *Value-at-Risk: Theory and Practice*, Academic Press, 2003, 405 pages. ISBN 0-12-354010-0.
88. Rackwitz R. Reliability analysis – review and some perspectives / R. Rackwitz // Structural Safety. – 2001. – Vol. 23. – P. 365–395.
89. Rahman S. Probabilistic fracture mechanics for nonlinear structures / S. Rahman, J.S. Kim // International Journal of Pressure Vessels and Piping. – 2001. – Vol. 78. P. 261–269.
90. Peter Dillström. ProSINTAP – A probabilistic program implementing the SINTAP assessment procedure / Peter Dillström // Engineering Fracture Mechanics. – 2000. – Vol. 67 – P. 647–668.
91. Structural integrity assessment procedures for European industry / Editor Bannister A.C.// Report British Steel BE95-1426/FR. – Rotherham, 1999. – P.228.
92. William H.P. Numerical recipes in C (2nd ed.): the art of scientific computing/ H.P. William, A. T. Saul, T. V. William, P. F.Brian // New York: Cambridge University Press, 1992. – 548 p.
93. Sulym H. Modelling of fatigue crack growth under variable amplitude loading in D16chT aluminum alloy / H. Sulym, O. Yasniy, Y. Pyndus // Mechanika Zniszczenia Materiałów i Konstrukcji : IV międzynarodowej sympozjum, 30 maja – 2 czerwca, 2007 : materiały. – Białostock : Dział Wydawnictwa i Poligrafii Politechniki Białostockiej, 2007. – P. 265–269.

94. Ясній О. Моделювання росту тріщин за змінної амплітуди навантаження в сплаві Д16ЧТ / Олег Ясній, Юрій Пиндус // Вісник Тернопільського державного технічного університету. – 2007. – Т. 12, № 1. – С. 25–32.
95. Standard Practices for Cycle Counting in Fatigue Analysis: ASTM E 1049:, Annual Book of ASTM Standards 03.01. – 1992. – P. 810–818.
96. Rychlik I. Simulation of load sequences from rainflow matrices: Markov method / I. Rychlik // Int. J. Fatigue. – 1996. – Vol. 18. – P. 429–438.
97. Klemenc J. A neural network approach to the simulation of load histories by considering the influence of a sequence of rainflow load cycles / J. Klemenc, M. Fajdiga // Int. J. Fatigue. – 2002. – Vol. 24. – P. 1109–1125.
98. Dressler K. Extrapolation of rainflow matrices / B. Gründer, M. Hack, V.B. Köttgen // SAE Technical Paper 960569. – 1996. – 324 p.
99. Johannesson P. Extrapolation of load histories. / P. Johannesson // FFEMS. – 2006. – Vol. 29, № 3. – P. 201–207.
100. Davison, A. C. Models for exceedances over high thresholds. / A. C. Davison, R. L. Smith // J. Royal Stat. Soc, Ser. B. – 1990. – Vol. 52. – P. 393–442.
101. Smith R. A. A brief historical overview of the fatigue of railway axles / R. A. Smith, S. Hillniansen // Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit. – 2004. – Vol. 218, No. 4. – P. 267–277.
102. The development of a damage concept for railway components and its demonstration for railway axle / Uve Zerbst, Michael Vormwald, Cristian Andersch et al // Engineering Fracture Mechanics. – 2005. – Vol. 72. – P. 209–239.
103. Gravier N. Predicting the life of railway vehicle axles / N. Gravier N., J-J. Viet, A. Leluan // the 12th Int. Wheelset Congress, 1998. – Quigdao, 1998. – P. 133–146.

104. Mechanics of Fatigue Crack Closure, ASTM STP 982 / Edited by J.C. Newman and W. Elber. – West Conshohocken, PA : ASTM, 1988, P. 222–229.
105. Lin X.B., Smith R.A. Shape growth simulation of surface cracks in tension fatigued round bars // International Journal of Mech. Sc. – 1998. – 40. No. 5. – P. 405–419.
106. Raju I. S. Stress intensity factors for circumferential surface cracks in pipes and rods / I. S. Raju, J. C. Newman // Fract. Mech – 1986. – Vol. 17. – P. 789–805.
107. Пиндус Ю. Оцінка коефіцієнтів інтенсивності напружень на фронті півеліптичної тріщини осі колісної пари електропотяга / Юрій Пиндус, Георгій Сулим, Олег Ясній // Машинознавство. – 2008. – Т. 133, №7. – С. 9–13.
108. Пиндус Ю. І. Оцінка розподілу КІН вздовж фронту поверхневої напівеліптичної тріщини у товстостінному циліндрі // Ю. І. Пиндус, П. О. Марущак, Р. Т. Біщак, О. П. Ясній / Вісник Житомирського технологічного університету. – 2008. – Т. 46, № 3. – С. 33–38.
109. Ясній П.В. Оцінка КІН у вістрі поверхневої напівеліптичної тріщини у товстостінному циліндрі навантаженому рівномірно розподіленим навантаженням / П.В.Ясній, Ю.І. Пиндус, П.О. Марущак, В. Гліха, Т.Вухерер // Міцність та надійність магістральних трубопроводів : міжнар. наук.-техн. конф., 2004: тези доп. – К., 2008. – С. 122–123.
110. Shiratori M. Analysis of stress intensity factors for surface cracks subjected to arbitrarily distributed surface stresses. 3rd Report. Analysis and application of influence coefficients for round bar with a semi-elliptical surface crack / M. Shiratori, T. Miyoshi, Y. Sakai, G. R. Zhang // Trans. JSME, Ser. A. – 1987. – Vol. 57, № 488. – P. 779–785.
111. Standard test method for measurement of fatigue crack growth rates : Annual Book of ASTM Standards, E647-00:1992. – Philadelphia. : ASTM, 1992. – Vol 03.01.– P. 674–701.

112. Jakubczak. H. Niepewność danych w prognozowaniu trwałości zmęczeniowej konstrukcji nośnych maszyn / H. Jakubczak // Zeszyty Naukowe Politechniki Warszawskiej, Mechanika. – № 194. – Warszawa : Politechnika Warszawska, 2002. – s. 127.
113. Zhou J. A. Study on the reliability Assessment Methodology for Pressure Piping Containing Circumferential Defects / Zhou J., Shen S. // Interenational Journal of Pressure Vessels and Piping. – 1998. – Vol. 75, № 9. – P. 679–697.
114. F.P. Grooteman. A fully stochastic approach to determine the life-time and inspection scheme of aircraft components/ Grooteman F.P.// Report of National Aerospace Laboratory NLR NLR-TP-2004-131. – Amsterdam, 2004. – 30 p.
115. Xiong J. J. A reliability-based data treatment system for actual load history/ J. J. Xiong, R. A. Shenoi // Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures. – 2005. – Vol. 28, № 10. – P. 875–901.
116. Łagoda T. Fatigue life calculation by means of the cycle counting and spectral methods under multiaxial random loading / T. Łagoda, E. Macha, A. Nieslony // Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures. – 2005. – Vol. 28, № 4. – P. 409–420.
117. Wanhill R. J. H. Flight simulation fatigue crack growth guidelines / R. J. H. Wanhill. // Report of National Aerospace Laboratory NLR NLR-TP-2001-545. – Amsterdam, 2001. – 30 p.
118. Provan J.W. Fracture Fatigue & Mechanical Reliability. Part III. An Introduction to Mechanical Reliability/ J.W.Provan// Victoria BC, 2006. – 28 p.
119. Yang, J. N. Statistical Estimation of Economic Life for Aircraft Structures / Yang, J. N. // Proc. AIAA/ASME/ASCE/AHS 20th Structures, Structural Dynamic and Material Conf. – 1979. – P. 238–240.
120. Yang J. N. A simple second-order approximation for stochastic crack growth analysis / J. N. Yang, S. D. Manning // Engineering Fracture Mechanics. – 1996. Vol 53, № 5 – P.677–686.
121. J. Xing. A simple log normal random process approach of the fatigue crack growth considering the distribution of initial crack size and

- loading condition / J. Xing, Q. P. Zhong, Y. J. Hong // *Int. J. Pres. Ves. & Piping*. –1997. – Vol. 74, № 1. – P. 7–12.
122. Wu W. F. Probabilistic models of fatigue crack propagation and their experimental verification / W.F. Wu, C.C. Ni. // *Probabilistic Engineering Mechanics*. – 2004. – Vol. 19. – P. 247–257.
123. Tryon R. G. Development of a reliability-based fatigue life model for gas turbine engine structures / R. G. Tryon, T. A. Cruse, S. Mahadevan // *Engineering Fracture Mechanics*. – 1996. – Vol. 53, No. 5. – P. 807–828.
124. Zuccarello B. A novel frequency domain method for predicting fatigue crack growth under wide band random loading / B. Zuccarello, N. F. Adragna // *International Journal of Fatigue*. – 2007. – Vol. 29. – P. 1065–1079.
125. Collipriest, J.E. A Generalized Relationship Representing the Sigmoidal Distribution of Fatigue Crack Growth Rates // J.E. Collipriest, R.M. Ehret: Report No. SD74-CE-0001. – Rockwell International, 1974. –108 p.
126. Palmberg B. Damage Tolerance Analysis and Testing of the Fighter Aircraft 37 Viggen/ B. Palmberg // *International Council of the Aeronautical Sciences, 1990 17th Congress of the Stockholm, 1990 : Proceedings*. –1990. –P.385–396
127. Wirshing, P. H. Probabilistic Fatigue Analysis / P. H. Wirshing // *Probabilistic Structural Mechanics Handbook. Theory and Industrial Applications*. – New York: Chapman & Hall, 1995. –352 p.

Редактор: Єва Гриценко
Коректор: Марія Радик
Комп'ютерне макетування: Руслан Федішин

Формат 60×90 Папір ксероксний.

Обл. вид. арк. 10,2

Наклад 300 прим. Зам. № 2276

Видавництво Тернопільського національного
технічного університету імені Івана Пулюя

вул. Руська, 56, м. Тернопіль, 46001

E-mail: vydavnytstvo@tu.edu.te.ua

© Тернопільський національний технічний університет
імені Івана Пулюя

Навчально-методична література