



Получена: 07.05.2021 г.

Приета: 03.06.2021 г.

НИСКО- И ЕКСТРЕМНО НИСКОЦИКЛИЧНА УМОРА НА СТОМАНЕНИ ЕЛЕМЕНТИ

Н. Арnaudов¹

Ключови думи: стоманени конструкции, нискоциклична умора, екстремно ниско циклична умора, поведение на стоманените елементи при сеизмични въздействия

РЕЗЮМЕ

Проблемът екстремно нискоциклична умора е актуален и представлява интерес за инженерите и изследователите, занимаващи се с конструкции, подложени на циклични знакопроменливи натоварвания, водещи до развитие на пластични деформации. Такива натоварвания могат да бъдат породени от сеизмични въздействия, температура, превозни средства, машини, технологични процеси и други. В настоящия доклад авторът представя и синтезира научните постижения в сферата на екстремно нискоцикличната умора (ЕНЦУ) на конструкционната стомана. Тя се проявява, когато материалът е подложен на големи пластични деформации и има различен механизъм на разрушение от този при високо и нискоцикличната умора. В доклада се прави обзор на водещите научни изследвания в Европа, САЩ и Япония през последните десетилетия. Представени са основните проблеми: дефиниране на ясен критерий за разрушение при ниско и екстремно нискоциклична умора, ясен механизъм за оценка на натрупаната повреда и точен модел за предсказване на броя на цикли живот до настъпване на разрушение.

1. Видове умора при строителните стоманени елементи

Еврокод 3 дефинира умората като повреда в конструктивна част, породена от зараждане и разпространяване на пукнатини под действие на променливи напрежения [1]. Според различни автори между 50 и 90% от разрушенията в конструктивните елементи се дължат на умората.

¹ Николай Арnaudов, инж. докторант, кат. „Метални, дървени и пластмасови конструкции“, УАСГ, бул. „Хр. Смирненски“ № 1, 1046 София, e-mail: n.r.arnaudov@gmail.com

мите на цикличната пластичност. Явлението се изразява в образуването на пукнатини и натрупването на повреди в стоманените елементи, породени при циклични натоварвания. Пукнатините се зараждат в местата на концентрация на пластични деформации¹, в местата с лоша повърхностна обработка на метала, в зони с примеси в стоманата и др. Увеличаването на пукнатините води до деградация на носещата способност и коравината на елемента, и до спад на количеството дисипирана енергия. В Европа *Ballio, Calado, Castiglioni* [11, 12], *Nip* [13] и други, в Америка *Bertero* и *Popov* [14], *Kaufman* [15], *Dusicka* [16], *Bruneau* и *Zahrai* [17], *Tremblay* [18] провеждат редица експерименти за оценка на поведението на стоманени елементи при екстремни пластични деформации. В Япония *Kuwamura* и *Yamamoto* [19] изследват последиците от силното земетресение в Кобе през 1995 г. В България *Георгиев, Ганчев* и *Райчева* [20 ÷ 22] провеждат експерименти в сферата на нискоцикличната умора.

Доскоро се приемаше, че нискоцикличната умора има принос за разрушенията, причинени от сеизмични въздействия. През последните години обаче *Tateishi* [23], *Kuroda* [24], *Deierlein* и *Kanvinde* [25], *Jia* и *Ge* [26], както и редица други учени показваха, че броят на циклите до разрушение при реални земетресения е твърде малък, за да се активизират класическите механизми на нискоцикличната умора. При нискоциклична умора стоманата работи при напрежения и деформации, близки до границата на провлачане, докато при екстремни натоварвания, като сеизмичните, стоманата работи при напрежения и деформации, близки до границата на разрушение. Това налага да се направи разграничение между НЦУ и явлението, което се наблюдава в критичните зони при дисипация на сеизмична енергия. За целта се въвежда като понятие нов тип умора – екстремно нискоциклична умора. Тя се дефинира като разрушение в стоманените елементи, породено от екстремно големи циклични пластични деформации. Издръжливостта на елементите е в границите от няколко до няколко десетки цикъла на натоварване.

2. Значимост на проблема. Дефиниране на механизъм на разрушение

Терминът екстремно нискоциклична умора се появява като резултат от проведените изследвания на разрушенията, причинени от големите земетресения в Кобе и Нортридж, като самият термин е дефиниран в литературата близо едно десетилетие по-късно. Констатирано е разрушение на диагоналите на вертикални връзки и на заваръчните шевове при рамки с корави възли [19, 26]. При диагоналите от вертикални връзки изкълчването на елементите води до концентриране на деформации в средното сечение на елемента. Цикличността на натоварването, в условията на големи премествания и деформации, води до дуктилно разрушение. При рамките, работещи на огъване (рамки с корави възли), *Kuwamura* и *Yamamoto* показват, че разрушението е причинено от зараждането на пукнатини в заваръчните шевове, които са следствие на екстремни пластични деформации [19]. Именно екстремно нискоцикличната умора се смята за една от причините за тези разрушения [19, 23 ÷ 26].

Структурната повреда при екстремно нискоцикличната умора е следствие от изчерпването на пластичността² на материала, съпроводено в по-малка степен с образуване

¹ Изразът концентрация на пластични деформации е пояснен в точка 2.

² В някои литературни източници, особено в публикации от САЩ и Канада, се среща изразът „изчерпване на дуктилността на материала“.

на уморни пукнатини [26]. Разрушението може да бъде изцяло дуктилно, или крехко, предхождано от разпространение на дуктилна пукнатина, както и смесено.

Механизмът за натрупване на повредата и за разрушение е описан от *Георгиев, Ганчев и Райчева* [21], макар авторите да не използват термина ЕНЦУ. Те изследват рамки с центрично включени диагонали, изпълнени от Н-образно съставено заварено сечение. Според резултатите от изследването [21] авторите описват, че се разграничават шест различни стадия на натрупване на повредата до разрушение, които визуално са представени на фиг. 2.

Първоначално се реализира изкълчване на натисковия диагонал (фиг. 2-1). Загубата на устойчивост на диагонала (изкълчването) води до значително огъване в средата на елемента, което предизвиква местна загуба на устойчивост (изкорубване) в натиснатата страна на огънатото средно сечение – (фиг. 2-2). При промяна на посоката на натоварване и удължаване на диагонала се реализират пластични деформации от опънното усилие. Те се реализират отново в средата на сечението. По този начин там се получава наслагване на деформациите от натисковите и опънните усилия. Това наслагване може да се нарече концентрация на деформации, а средното сечение, след като е реализирало местни изкорубвания, се явява концентратор на деформации. В следствие натрупването на значителни пластични деформации започва зараждането на уморни пукнатини (фиг. 2-3).



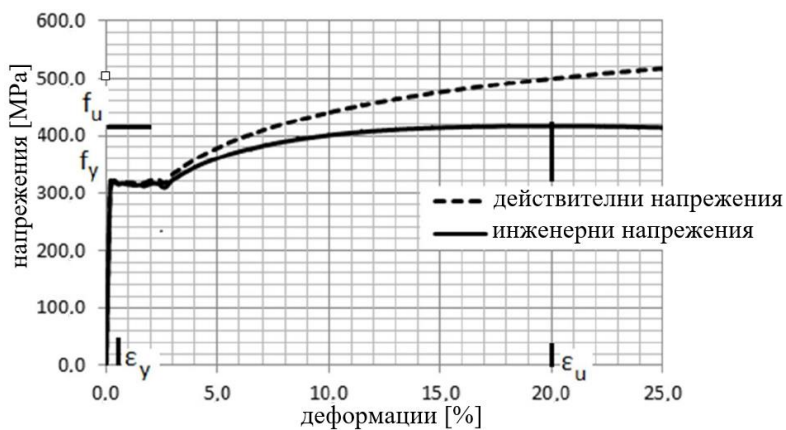
Фиг. 1. Стадии на развитие на пластичните деформации в диагоналите при провеждане на цикличен тест с променлива амплитуда [21]

Пукнатините се появяват обикновено в зоните на наличие на дефекти – неравности, примеси в структурата на стоманата, остатъчни напрежения, а най-често при комбинация от тези фактори. След зараждането на пукнатините с нарастване на броя на циклите се наблюдава съществен спад на носещата способност, на коравината и на количеството дисипирана енергия. При продължаване на натоварването, се реализира значително увеличаване на големината и броя на пукнатините (фиг. 2-5). Когато пукнатините достигнат критичен размер, се наблюдава разрушение на елемента (фиг. 2-6) чрез разкъсване на част от поясите.

Описаният механизъм на разрушение кореспондира с резултатите, получени от други изследователи [12, 23, 26]. Водещите причини за разрушението при ЕНЦУ са два механизма, които се развиват паралелно – изчерпване на пластичната работа на стоманата поради екстремните деформации и появата и развитието на големи уморни пукнатини. За да се оцени правилно издръжливостта на стоманата, е нужно да се разработи модел, който да отчита двете явления. В следващите точки са изяснени двата механизма и е представено развитието на моделите за определяне на издръжливостта на стоманата при екстремно нискоциклична умора.

3. Поведение на стоманата при големи пластични деформации. Съвременни методи за определяне на действителната работна диаграма на стоманата

Както бе изложено в предходната точка, за да се оцени правилно работата на стоманата при НЦУ и в частност при ЕНЦУ, е нужно да се създаде подходящ пластичен модел за работа на стоманата при големи пластични деформации. При извеждане на работната диаграма на стоманата (σ - ϵ) след границата на провлачане трябва да се отчете моментното напрегнато състояние чрез действителните напрежения σ , и деформации ϵ , на елемента. В инженерното проектиране се приема идеализирана зависимост между напрежения и деформации (σ - ϵ), която ще наричаме инженерна работна диаграма на стоманата. При нея напреженията се изчисляват като се изхожда от площта на първоначалното напречно сечение, без да се отчита неговата промяна при деформирането, произтичаща от ефекта на *Poisson*. В действителност, и най-осезателно, след като провлачи, образецът започва да намалява своето напречно сечение, което води до непрекъснато увеличение на напреженията. Зависимостта (σ - ϵ), основана на действителните напрежения, ще наричаме действителна работна диаграма на стоманата. На фиг. 3 е показана действителната работна диаграма, сравнена с инженерната.



Фиг. 3. Сравнение между инженерната работната диаграма и действителната работна диаграма [27]

Действителните напрежения σ_i и деформации ε_i се получават по следните изрази:

$$\sigma_i = \frac{F}{A_i} = \sigma(1 + \varepsilon), \quad (1)$$

където σ_i е действително напрежение;

A_i е площ на напречно сечение в определен момент от времето;

F е осовата сила;

$$\varepsilon_i = \ln(1 + \varepsilon), \quad (2)$$

където ε_i е действителна деформация.

Предходните уравнения са в сила само при едноосово монотонно натоварване. След провлачане и особено в зоната на шийката на стоманените образци, се получава сложно триосово напрегнато състояние. За да се улесни анализът на резултатите, се приема, че напреженията могат да се приведат към т. нар. еквивалентно едноосово напрежение по общоприетата формула на *von Mises*, изведена в [26]:

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{1}{2} \left[(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_x - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2) \right]}, \quad (3)$$

където $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ са компонентите на нормалните напрежения;

$\tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yz}$ – компонентите на срязващите напрежения.

При деформациите аналогично може да се изведе еквивалентната деформация:

$$\varepsilon_e = \sqrt{\frac{2}{9} \left[(\varepsilon_x - \varepsilon_y)^2 + (\varepsilon_x - \varepsilon_z)^2 + (\varepsilon_z - \varepsilon_x)^2 + 6(\gamma_{xy}^2 + \gamma_{yz}^2 + \gamma_{zx}^2) \right]}, \quad (4)$$

където $\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z$ са компонентите на деформациите по трите оси;

$\gamma_{xy}, \gamma_{xz}, \gamma_{yz}$ са компонентите на деформациите от срязване.

За постигане на точни резултати след провлачане следва да се използват еквивалентните действителни напрежения и деформации от израз (5), вместо инженерните.

$$\sigma_e = \sigma \quad \text{и} \quad \varepsilon_e = \varepsilon. \quad (5)$$

Описаният метод не взема предвид уякчаването на стоманата и често е наричан „опростен метод“. Основен недостатък на метода е приемането на равномерно разпределение на деформациите и напреженията по цялото сечение, което не отговаря изцяло на действителното състояние. Получените резултати чрез опростения метод се различават от експериментите и дават завишени резултати на действителните напрежения и деформации [26].

В литературата могат да се намерят сравнително малък брой емпирични методи за по-точно определяне на действителната работна диаграма на стоманата след провлачане. Едни от най-разпространените модели са на *Bridgman* [28] и *Ling* [29]. Те обаче са трудно приложими в практиката, защото разчитат на много неизвестни и трудни за отчитане параметри. Моделите не са представени в статията, но детайлна информация може да се намери в [28] и [29].

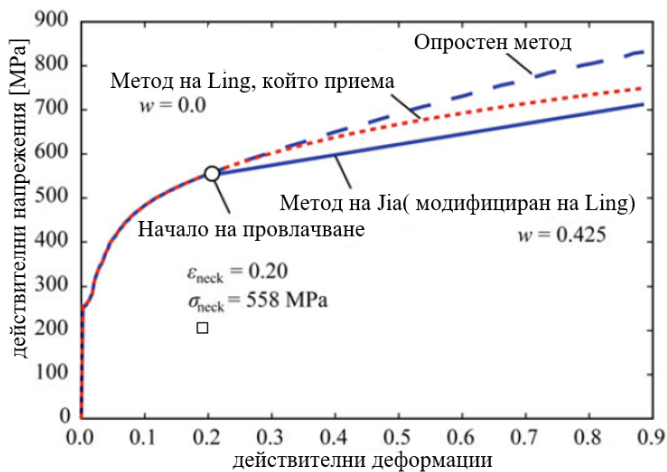
Jia и *Ge* [26] разработват актуален метод, базирайки се на модификация на метода на *Ling* [29]. Моделът въвежда емпиричен параметър w , който има за цел да отчете неравномерното разпределение на напреженията и уякчаването на стоманата след пластифициране. За намиране на параметъра w е нужно да се изпитат стоманени цилиндрични пробни тела на опън в лаборатория. Провеждането на такъв тип експеримент е относително просто, което прави модела по-лесно приложим в практиката. Крайните действителни напрежения след провлачане се получават по израза:

$$\sigma = \sigma_{neck} + w\sigma_{neck} (\varepsilon - \varepsilon_{neck}), \quad (6)$$

където σ_{neck} и ε_{neck} са действителните напрежения и деформации при започване на провлачане, а σ и ε са напреженията и деформациите в момента на измерване.

Стъпките за определяне на w са:

Изчисляват се действителните напрежения и деформации по изрази (1) и (2). Избира се стойност на коефициента w . Първоначалното избиране може да е произволно число, но авторите на модела в [26] предлагат да се започне със стойност $w = 0,5$. Отчита се действителното напрежение σ по израз (6). Резултатът се сравнява с експерименталните данни получени от лабораторните изпитвания. Ако теоретичната и емпирично получените стойности на напреженията се различават, се избира нова стойност на w . За допълнителна сигурност *Ge* и *Jia* [26] препоръчват резултатите да се калибрират и с модел с крайни елементи.



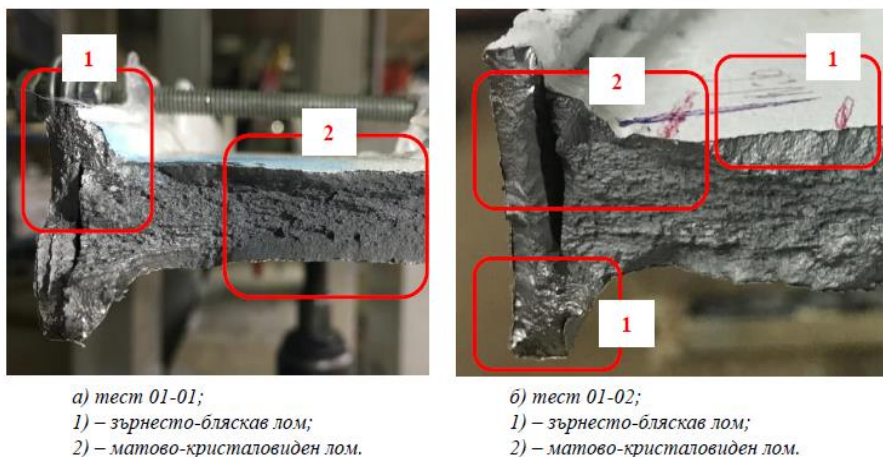
Фиг. 4. Сравнение между резултатите по опростения метод, метода на *Ling* [29] и метода с модификацията на *Ge* и *Jia* [26]

На фиг. 4 е показано сравнение между опростения метод, модела на *Ling* [29] и метода с модификацията на *Ge* и *Jia* [26]. Не би било пресилено да се обобщи, че предложението на *Ge* и *Jia* [26] става основата за многообещаващ модел, който може да се използва за по-точно и лесно определяне на действителната работна диаграма на стоманата след пластифициране. Последното се потвърждава и от проведените експерименти.

4. Развитие и разпространяване на пукнатини при монотонно и циклично натоварване

Изясняването на причините и механизмите за зараждане и разпространяване на пукнатините е вторият фактор от разбирането на екстремно нискоцикличната умора. Етапите за развитие на пукнатини при високоциклична умора (при малка амплитуда на натоварване и голям брой цикли) са известни в инженерството още от началото на 20-ти век. *Брайнов* и *Венков* в своята монография [30] обясняват процеса на развитие на пукнатините при високоциклична умора. В метала винаги има зони на местни претоварвания, предизвикани от концентрация на напрежения, начални напрежения и примеси в стоманата. В тези зони се получават локални пластични деформации, които предизвикват местно пластифициране и уякчаване на стоманата. При разширяване на тези зони се получават микропукнатини, които постепенно се сливат в по-големи макропукнатини. Трийки се една в друга, стените се изглаждат, активното ядро на елемента намалява, а напреженията растат, докато не се стигне до изчерпване на носещата способност на елемента и разрушение. Разрушението настъпва внезапно и се характеризира като крехко.

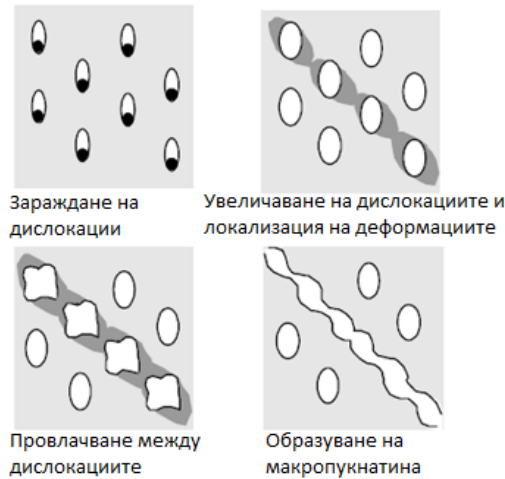
Механизмът на разрушение при нискоциклична и екстремно нискоциклична умора също е ръководен от зараждането, развитието и съединяването на пукнатини [25]. Разликата е, че при НЦУ и ЕНЦУ се образуват пластични деформации, които са свързани с дуктилното поведение на стоманата. Тук под дуктилно поведение следва да се разбира пластичната работа на стоманата. За разлика от високоцикличната умора, където се наблюдава полиране и заглаждане на стените на елемента в зоната на пукнатините, и ясно изразен крехък лом в зоната на разрушение, при екстремно нискоцикличната умора не се наблюдава полиране. Отново могат да се различат две зони – зона на зараждане и развиване на пукнатини и зона на разрушение. *Цв. Георгиев* и *колектив* [20] след проведени експерименти описват зоната на зараждане на пукнатината като зърнесто-бляскав лом, а тази на разрушението през последните цикли на матово-кристаливиден лом – фиг. 5.



Фиг. 5. Структура на стоманата при разрушение от екстремно ниско циклична умора [20]

Rice и *Tracey* [31] и *McClintock* [32] започват изследване на проблема и създават числени модели за оценка на развитието на дуктилните пукнатини. Методът *Rice-Tracey*, известен като модел на развитие на дислокациите (*void growth model*), служи за изчисля-

ване на скоростта на нарастване на пукнатините. На фиг. 6 схематично е представена теоретичната основа на модела. *Rice* и *Tracey* [31] показват, че възможността за пластична деформация намалява значително с увеличаване на триосовото напрегнато състояние (тримерната конфигурация на напреженията). *Gurson* [33], *Tvergaard* и *Needleman* [34] създават усъвършенстван модел, често наричан *GTN* модел, наименован на първите букви от имената им. Те заместват кораво-пластичното поведение на стоманата, прието от *Rice* и *Tracey* [31], със степенен закон, който да отчита уякчаването.



Фиг. 6. Схематично представяне на зараждането и разпространяването на пукнатини в стоманата [13]

В инженерството използването на тези модели е трудно, защото изискват предварителна информация за размера на дислокациите и пукнатините в елемента. Моделът *GTN* има над десет неизвестни параметъра. Споменатите модели разчитат на наличието на първоначална пукнатина в стоманата, нещо, което не се наблюдава при екстремно нискоцикличната умора. Друг проблем е, че експерименталните резултати, получени чрез изпитване на нискоциклична умора на типови стоманени цилиндрични пробни тела в лабораторни условия, се различават от резултатите на реалните конструкции. При реални елементи, които са подложени на екстремно-големи циклични пластични деформации, пукнатините се развиват много бързо след зараждането си. Част от причините, водещи до това, са повърхностната обработка на елемента, наличието и качеството на заваръчните шевове, наличието на концентратори на деформации (например средното сечение на диагоналите от точка 2) и местна загуба на устойчивост на натиснати стени на сечението. Редуването на големи опънни деформации и последващите големи натискови деформации, в условията на проявена местна загуба на устойчивост, предизвиква изчерпване на пластичната работа на стоманата, спад на носещата способност на елемента, бързо разпространение на уморните пукнатини и разрушение. Общоприетите методи, дефинирани през 20-ти век, не могат да преценят реалната скорост на разпространение на пукнатините и водят до надценяване на издръжливостта на умора на стоманените елементи.

Kanvinde и *Deierlein* [25] разработват модел, който да оцени цикличното развитие на дислокациите и да симулира дуктилното зараждане и развитие на пукнатини. Те използват изведеното от *Rice* и *Tracey* [31] правило, че разпространението на дислокациите

е повлияно от пластичните деформации ε_p и индекса на триосовото напрегнато състояние T , който се получава чрез израза:

$$T = \frac{\sigma_m}{\sigma_e}, \quad (7)$$

където T е индекс на триосовото напрегнато състояние, показващ отношението на средните към действителните еквивалентни напрежения;

σ_m – средни напрежения;

σ_e – действителни еквивалентни напрежения (вж. израз 3).

В настоящия доклад е изложено опростено представяне на модела, предложено от *Fell* и *Myers* [35]. Индексът на разрушението FI дава степента на развитие на пукнатините в елемента. Той е равен на отношението на принуденото увеличаване на дислокациите към критичния размер на дислокациите η , който може да се реализира в елемента. Разтежът на дислокациите е функция на деформациите ε_p и индекса на триосовото напрегнато състояние T , докато критичният размер е функция на материалния параметър λ .

$$FI = f(T, \varepsilon_p) / \eta(\lambda). \quad (8)$$

Този модел не е ограничен от презумпцията за наличието на предварително съществуваща пукнатина в елемента, валиден е при екстремни пластични деформации и не е пряко свързан с геометрията на изследвания елемент. Предстои да се провери достоверността му и използваемостта му при създаването на модел за оценка на издръжливостта на стоманата при екстремно нискоциклична умора.

5. Развитие на моделите за определяне на издръжливостта на стоманата и предсказване на броя цикли живот до разрушение

В предходните точки на статията бяха разяснени основните явления, които характеризират екстремно нискоцикличната умора – работата на стоманата при екстремни циклични пластични деформации и механизмът за зараждане и разпространяване на пукнатини. Не би било пресилено да се заключи, че създаването на единен точен модел за определяне на издръжливостта на стоманените елементи при екстремно нискоциклична умора и за оценка на натрупаната повреда е трудно приложимо в реалното инженерно проектиране. Подобен модел трябва да съчетае голям брой фактори като използване на точни действителни диаграми за работа на стоманата, да отчита изотропното уякчаване на стоманата, да вземе предвид наличието на концентратори, вида стомана, историята на натоварването и други. Темата е актуална и редица изследователи са разработили механизми на разрушение при нискоциклична и екстремно нискоциклична умора. Съществуващите модели обаче не изчерпват проблема. В настоящата точка се представя развитието на моделите и се показват някои от най-актуалните сред тях.

Линейното правило на *Palmgren-Miner* [6, 7] остава най-широко използваният метод за определяне на натрупаната повреда при стоманени елементи поради своята простота. Повредата D се дефинира като събитие, което изчерпва част от издръжливостта на елемента на умора. Тя се натрупва през всеки цикъл n_i . Цялата повреда D за N цикъла е:

$$D = \sum \left(\frac{n_i}{N_i} \right), \quad (9)$$

където n_i е брой приложени цикли с i -та амплитуда на напреженията;

N_i е максимален брой цикли, водещи до разрушение при i -тия диапазон на напреженията;

D е индекс на повредата и е в границите от 0 до 1. При достигане на стойност $D = 1$ настъпва разрушение.

Уравнението на *Palmgren-Miner* в своя оригинален замисъл се основава на линейно и еластично поведение на стоманата и е в сила при високоциклична умора.

Coffin и *Manson* [9, 10] разработват паралелно емпиричен закон за издръжливостта на стоманени елементи. Тяхното уравнение е в сила за елементи, подложени на променливи пластични деформации. Уравнението има вида:

$$\Delta \varepsilon_p / 2 = \varepsilon'_f (2N_f)^c, \quad (10)$$

където $\Delta \varepsilon$ е диапазон на пластичните деформации;

ε'_f – коефициент на дуктилността при умора;

c – степенен показател за дуктилността при умора;

$2N_f$ – брой полуцикли до разрушение.

Множество изследвания на стоманени елементи показват, че уравнението на *Coffin-Manson* оценява достатъчно точно издръжливостта на стоманата при нискоциклична умора [23], а прилагането на израза на *Palmgren-Miner* дава достатъчно надеждни резултати. В случаите, когато натоварването причинява екстремно големи пластични деформации обаче, тези изрази надценяват реалната издръжливост на умора на стоманата [13, 23 и 24]. *Shimada* и колектив [36] откриват, че механизмът на натрупване на повреда при голям диапазон на пластичните деформации $\Delta \varepsilon_p$ и при малък диапазон е различна. Разрушението при умора при големи стойности на $\Delta \varepsilon_p$ е свързано с разрушаване на перлитната структура на стоманата, което води до изчерпване на дуктилността [33].

Kuroda [24], а след него и *Tateishi* [23] предлагат модели, които да дадат по-точно преценка за натрупаната повреда и да определят издръжливостта на стоманените елементи на екстремно нискоциклична умора. Те се базират на двата предходно показани израза на *Palmgren-Miner* и *Coffin-Manson*, като ги доразвиват.

Kuroda [24] разделя повредата D на три компоненти – $D_{tensile}$, дължаща се на деформациите от опън, $D_{fatigue}$, дължаща се на изразходване на пластичната работа по време на циклични деформации и D_{crack} , дължаща се на разпространението на пукнатините. Сборът на $D_{tensile} + D_{fatigue}$ дава повредата, дължаща се на изчерпването на дуктилността $D_{ductile}$. Разрушението настъпва, когато сборът на трите компоненти стане равен на 1. Цялото уравнение има вида:

$$D = D_{tensile} + D_{fatigue} + D_{crack} = \frac{\varepsilon_{pmax}}{\varepsilon_f} + 4n \left(\frac{\Delta \varepsilon_p}{2\varepsilon_f} \right)^{a'} + \frac{\Delta \varepsilon_p n^{a'}}{C'} = 1, \quad (11)$$

където ε_{pmax} е максимално приложената пластична деформация;

ε_f – максимална деформация при разрушение от монотонен едноосов опън;

$\Delta \varepsilon_p$ – диапазон на пластичните деформации;

a' – материална константа, отчитаща спада на пластичността;

α' и C' – материални константи;

n – брой цикли.

Tateishi [23] модифицира уравнението на *Coffin-Manson* така, че да отчита дуктилната повреда. Моделът предлага повредата D да се раздели на две компоненти: $D_{ductile}$ – повредата, дължаща се на изчерпването на пластичната работа и D_{cyclic} – повредата, дължаща се на цикличността на натоварването. Моделът за натрупване на повреда при циклични деформации D_{cyclic} се базира на [38]:

$$D_{cyclic} = \sum \frac{n_i - N_0}{N_i - N_0}, \quad (12a)$$

където N_0 са брой цикли до зараждане на пукнатина;

n_i – приложен брой цикли;

N_i – максимален брой цикли до разрушение.

При екстремно-големи пластични деформации циклите N_0 до зараждане на пукнатината стават приблизително равни на $N_0 = 0$, откъдето може да се запише нов израз:

$$D_{cyclic} = \sum \frac{n_i}{N_i}. \quad (12b)$$

Израз (12b) е идентичен с правилото на *Miner* (израз (9)).

$D_{ductile}$ се базира на емпиричните резултати, получени от *Lemaitre* [38], които гласят, че пластичната повреда започва, когато деформацията надвиши една прагова стойност на деформациите ε_{pD} , която може да се получи по експериментален път. След тази прагова стойност повредата нараства линейно до достигане на разрушение:

$$D_{ductile} = \frac{\varepsilon_{\max} - \varepsilon_{pD}}{\varepsilon_{pR} - \varepsilon_{pD}}, \quad (13)$$

където ε_{\max} е максимално приложената пластична деформация;

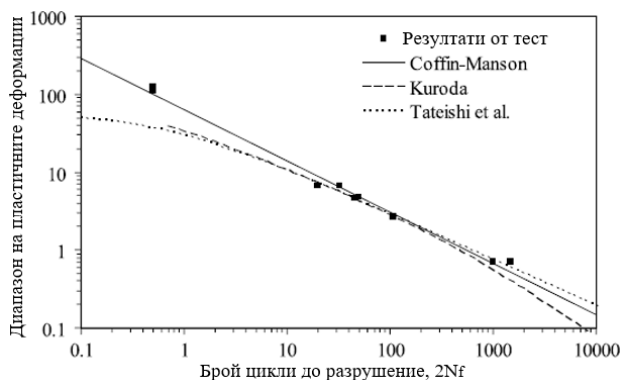
ε_{pR} – деформация при разрушение;

ε_{pD} – прагова стойност на деформациите, при която започва да се наблюдава нарастване на повредата.

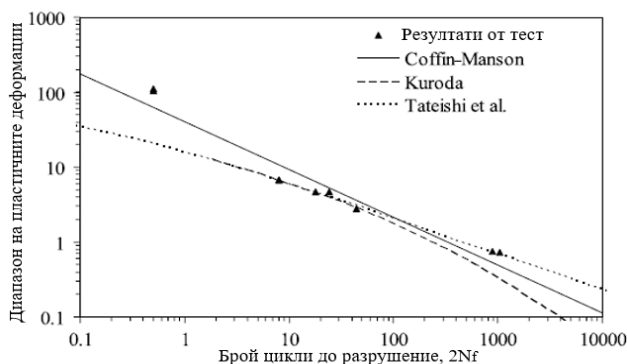
Целият израз има вида:

$$D_{cyclic} + D_{ductile} = \sum \frac{n_i}{N_i} + \frac{\varepsilon_{\max} - \varepsilon_{pD}}{\varepsilon_{pR} - \varepsilon_{pD}}. \quad (14)$$

На фиг. 7 са представени резултати на изследванията, проведени от *Nip* и колектив [13] на горещовалцувана стомана S355J2H и студеноформувана стомана S235JRH.



а) горещоваликувана стомана S355J2H



б) студеноформувана стомана S235JRH

Фиг. 7. Резултати от изпитване на стомана 355J2H и S235JRH [13]

От резултатите на фиг. 7 се вижда, че при малък брой цикли ($N_f < 100$) уравнението на *Coffin-Manson*, макар да се доближава до резултатите от теста, дава неконсервативни резултати. За конкретния експеримент резултатите от модела на *Tateishi* [23] са по-близки до експерименталните, спрямо резултатите получени с модела на *Kuroda* [24], при брой на циклите по-малко от 100. При брой на циклите над 100 следва да се използва изразът на *Coffin-Manson*. При екстремно нискоциклична умора изразите на *Kuroda* [24] и *Tateishi* [23] могат да бъдат използвани за по-точно определяне на зависимостта между фундаментални материални параметри като деформацията при разрушение ϵ_f и броя на цикли до разрушение N_i .

Ballio, *Castiglioni* и *Calado* [11, 12] разработват различен подход, който да оцени влиянието на натрупаната повреда за глобалното поведение на конструкцията (коравина, глобални деформации и премествания, капацитет за дисипиране на енергия). Авторите предлагат енергетичен критерий за разрушение, който се базира на коефициент за цикличен спад на дисипираната енергия α_f . Разрушението се реализира, когато:

$$\alpha_f > \eta_f / \eta_0, \quad (15)$$

където η_f отразява отношението на реално дисипираната енергия E_{cf} при последния цикъл преди разрушение към теоретичната енергия, която би се дисипирала от елемента в същия цикъл, ако се приеме еласто-пластично поведение на стоманата;

η_0 – отразява отношението на дисипираната енергия в първия цикъл на пластично натоварване E_{c0} към теоретичната енергия, която би се дисипирала от елемента в първия цикъл, ако се приеме идеализирано еласто-пластично поведение.

При константна амплитуда на натоварването уравнение (15) може да се приведе до вида:

$$\alpha_f > E_{cf} / E_{c0}, \quad (16)$$

където E_{cf} е реално дисипираната енергия при последния цикъл преди разрушение;

E_{c0} – дисипираната енергия в първия цикъл на пластично натоварване.

Стойностите на коефициента α_f зависят от амплитудата на натоварването.

В следващи свои изследвания *Calado* и *Castiglioni* [39] предлагат $\alpha_f = 0,5$ като консервативна стойност на коефициента. Тази стойност обаче не удовлетворява резултатите при крехка форма на разрушение. След повторен анализ и допълнително проучване са предложени следните стойности за α_f :

$$\alpha_f = 1 - 0,235(\Delta S / \Delta S_{th}) \text{ за } \Delta S / \Delta S_{th} < 0,85 \quad (17a)$$

$$\alpha_f = 1,65 - (\Delta S / \Delta S_{th}) \text{ за } 0,85 < \Delta S / \Delta S_{th} < 1,15 \quad (17b)$$

$$\alpha_f = 0,5 \text{ за } \Delta S / \Delta S_{th} < 1,15, \quad (17c)$$

където ΔS е амплитуда на цикличните деформации;

ΔS_{th} – стойност на обобщените деформации, като:

$$\Delta S_{th} = \gamma S_y / \beta \lambda_f \lambda_w, \quad (18)$$

където $\gamma = 2000 \pm 15\%$ е емпиричен бездименсионен коефициент;

λ_f – стройност на поясите;

λ_w – стройност на стемлото;

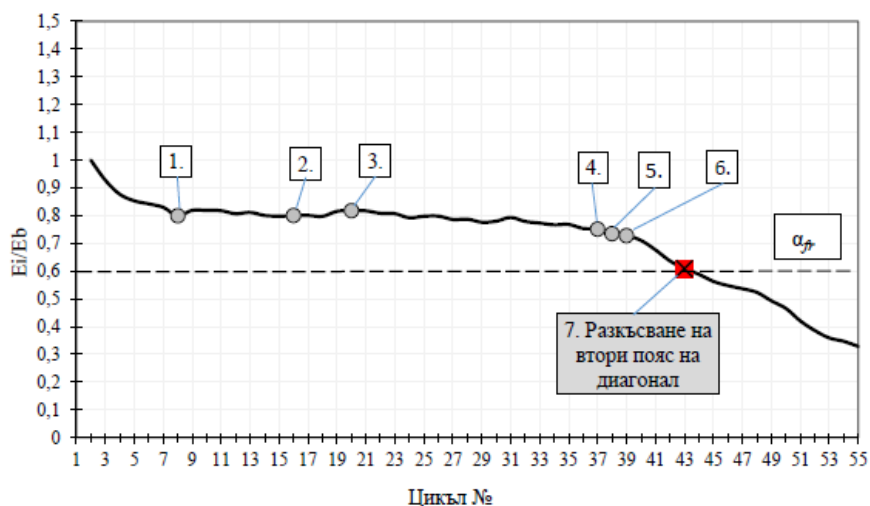
β – коефициент за качество на заваръчните шев. Стойностите варират в диапазона $\beta = 1$ за добро изпълнение и $\beta = 0,5$ при лошо;

S_y – деформация при провлачане.

При стойности $\Delta S / \Delta S_{th} < 0,85$ се очаква крехко разрушение, при $\Delta S / \Delta S_{th} > 1,15$ – дуктилна форма на разрушение, а в диапазона $0,85 < \Delta S / \Delta S_{th} < 1,15$ смесена форма на разрушение.

Castiglioni и *Pucinotti* [12] изследват заварени съединения греда-колона на нискоциклична умора и правят сравнение със сходни модели за определяне на натрупаната повреда. Предложеният енергетичен подход с коефициента α_f отново дава добри резултати при дуктилна и смесена форма на разрушение, но за оценка при крехка форма на разрушение е нужно допълнително калибриране на резултатите.

Георгиев, *Ганчев* и *Райчева* [20 ÷ 22] използват енергетичния метод в своите изследвания на рамки с центрично включени модифицирани диагонали. На фиг. 8 е показана графика на получения в [21] коефициент на цикличен спад α_f . Определен е граничен коефициент $\alpha_f = 0,6$, като стойностите под $\alpha_f = 0,6$ са критерий за разрушение.



Фиг. 8. Графика на коефициента на цикличен спад на дисипирана енергия [21]

6. Хоризонт за бъдещо изследване на проблема

Екстремно нискоцикличната умора е сложна и обширна тема, която съчетава в себе си различни явления. Повечето съществуващи модели са дефинирани при определени истории на натоварвания, а експериментите са ограничени до един тип конфигурация на елементите. Тепърва предстои те да бъдат доказани за различни типове съединения и елементи.

Поведението на стоманата при екстремни циклични натоварвания, близки до разрушението, все още не е достатъчно изследвано. Представеният в статията пластичен модел на работа на стоманата на *Ge* и *Jia* [26] е обещаващ, но липсват достатъчно експериментални данни, които да го потвърдят.

Друга тема, която представлява интерес, е натрупването на повредата при рамки, работещи на огъване. Показаният в точка 2 механизъм за разрушение се отнася за диагонали на рамки с центрчно включени диагонали, докато при рамки, работещи на огъване, се наблюдава различен механизъм за натрупване на повредата и различни причини за разрушение. Тази ниша все още не е достатъчно изследвана и няма разработен модел за оценка на издръжливостта на стоманата при такива конструкции. Специално внимание трябва да се обърне на поведението на материала в зоната на термично влияние около заваръчните шевове.

Вероятно друг възможен подход при рамки, работещи на огъване, е въвеждането на сеизмична квалификация и европейски квалифицирани възли [40]. Посредством сеизмична квалификация, основана на експерименти, се получава интегралното хистерезисно поведение на възела с всичките характеризиращи параметри на поведението като спад на коравина, спад на носимоспособност, прищипване на хистерезисната примка и количество дисипирана енергия. При такъв подход приносът на ЕНЦУ е част от това интегрално поведение. Един такъв метод е представен от *Ballio*, *Castiglioni* и *Calado* в [11]. Предложено е разработването на типови категории детайли за нискоциклична умора, подобно на създадените за високоциклична умора в БДС EN 1993-1-9. Подходът би могъл да се използва при изследването и създаването на сеизмична квалификация и европейски квалифицирани възли.

Изучаването на механизмите на развитие на ЕНЦУ би помогнало за изучаване на рамковите възли в условията на циклично, знакопроменливо натоварване с големи пластични деформации и би могло да се използва за по-нататъшното разработване на т.нар. сеизмично квалифицирани възли и допълването им не само за рамки, работещи на огъване, но и за други типове конструктивни системи.

7. Заключение

Изучаването и дефинирането на спецификите на явлението екстремно нискоциклична умора (ЕНЦУ), както и разбирането на механизма на разрушение, е ключово за изучаването на поведението на критичните стоманени елементи при силни земетресения. Докладът дефинира разликите между НЦУ и ЕНЦУ и представя водещи научни методи за определяне на издръжливостта на стоманените елементи при екстремно нискоциклична умора и за оценка на натрупаната повреда.

Липсата на обширна литература, свързана с екстремно нискоцикличната умора, както и относително късия период, в който световната наука се занимава с проблема, прави доклада добра начална точка за бъдещо развитие на темата. Тепърва предстои създаването, разработването и доказването на модели за оценка на издръжливостта на стоманата при екстремни циклични натоварвания, преди проблемът да залегне в бъдещи стандарти за проектиране.

ЛИТЕРАТУРА

1. BDS EN 1993-1-9:2005. Design of steel structures – Part 1-9: Fatigue, Comitee Europeen de Normalisation (CEN), Brussels.
2. Wohler's experiments on the strength of metals. *Engineering*, 1967, p. 160.
3. *Bauschinger, J.* On the change of the position of the elastic limit of iron and steel under cyclic variations of stress. *Mitt. Mech-Tech. Lab.*, 1886, Vol. 13, No. 1.
4. *Basquin, O. H.* The experimental law of endurance tests. *Proc. ASTM*, 1910, Vol. 10, p. 625.
5. *Griffith, A. A.* The phenomena of rupture and flow in solids. *Trans. Roy Soc.*, 1920, Vol. A221, p. 163.
6. *Palmgren, A.* Die Lebensdauer von Kugellagern. *ZDVI*, 1924, Vol. 68, p. 339.
7. *Miner, M. A.* Cumulative damage in fatigue. *Trans. ASME*, 1945, p. A159.
8. *Irwin, G. R.* Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate. *Trans. ASME*, 1957, Vol. 24, p. 361.
9. *Coffin, Jr.* A study of the effects of cyclic thermal stresses on a ductile metal. *Trans ASME*, 1954.
10. *Manson, S. S.* Fatigue a complex subject – some simple approximations. 1965.
11. *Ballio, G., Castiglioni, C.* A unified approach for the design of steel structures under low and/or high cycle fatigue. // *Journal of construction steel research*, Vol. 34, 1995.

12. *Castiglioni, C., Pucinotti, R.* Failure criteria and cumulative damage models for steel components under cyclic loading. 2008.
13. *Nip, K., Gardner, L., Davies, C. Elghazouli, A.* Extremely low cycle fatigue tests on structural carbon steel and stainless steel. 2009, Imperial College London, UK.
14. *Bertero, V. V., Popov, E. P.* Effects of Large Alternating Strains of Steel Beams. // Journal of Structural Division, ASCE, Vol. 91, no ST1, 1965.
15. *Dusicka, P., Itani, A. M., Buckle, I. G.* Cycling response of plate steel under large inelastic strains. // Journal of Constructional Steel Research, Vol. 63, No 2, p. 156-164, 2007.
16. *Kaufman, E. J., Metrovich, B., Pense, A. W.* Characteristics of Cyclic Inelastic Strain Behavior on Properties of A572 Gr. 50 and A913 Gr. 50 Rolled Sections. ATLSS Report No 01-13, Lehigh University, 2001.
17. *Bruneau, M., Zahrai, S. M.* Some Observations on Effect of Severe Corrosion on the Cyclic Ductility of Steel. ASCE Journal of Structural Engineering, Vol. 123, No 11, p. 1478-1486, 1997.
18. *Tremblay, R.* Inelastic seismic response of steel bracing members. 2001.
19. *Kuwamura, H., Yamamoto, K.* Ductile crack as trigger of brittle fracture in steel. 1997, Japan.
20. *Georgiev, Tzv., Ganchev, O., Tsvetkova, Tr.* Experimental investigation of modified braces for low-cycle fatigue endurance. 2018, // Annual of the UACEG, Sofia.
21. *Raycheva, L., Georgiev, Tzv., Ganchev, O., Raykov, St.* Experimental investigation of Split-X concentrically braced frames. 2017, // Annual of the UACEG, Sofia.
22. *Raycheva, L., Georgiev, Tzv.* Assessment of fatigue damage accumulation in Split-X concentrically braced frames. 2017, // Annual of the UACEG, Sofia.
23. *Tateishi, K., Hanji, T., Minami, K.* A prediction model for extremely low cycle fatigue strength of structural steel. International Journal of Fatigue, No. 29, pp. 887-896, 2007.
24. *Kuroda, M.* Extremely low cycle fatigue life prediction based on a new cumulative fatigue damage model. Int J Fatigue, 2001.
25. *Kanvinde, A., Deierlein, G.* Cyclic Void Growth Model to Assess Ductile Fracture Initiation in Structural Steels due to Ultra Low Cycle Fatigue, 2007.
26. *Ge, H., Jia, L.,* Ultra-low-Cycle fatigue Failure of Metal Structures under Strong Earthquakes, Springer, 2019.
27. *Vayas, I., Ermopoulos, J., Ioannidis, G.* Design of steel structures to Eurocodes. Springer, 2019.
28. *Bridgman, P. W.* Studies in large plastic flow and fracture. New York, 1952.
29. *Ling, Y.* Uniaxial true stress-strain after necking. 1996.
30. *Brainov, M., Venkov, L.* Steel structures. Tehnika, 1991, Sofia.
31. *Rice, J. R., Tracey, D. M.* On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields. 1969.
32. *McClintock, F. A.* A criterion for the ductile fracture by the growth of holes. 1968.

33. Gurson, A. L. Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth. Part I. Yield criteria and flow rules for porous ductile media. 1975, Brown University.

34. Tvergaard, V., Needleman, A. Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar. 1984.

35. Fell, B., Myers, A., Deierlein, G., Kanvinde, A. Testing and simulation of ultra-low cycle fatigue and fracture in steel braces. 2006.

36. Shimada, K., Komotori, J., Shimizu, M. The applicability of the Manson–Coffin law and Miner’s law to extremely low cycle fatigue. 1987.

37. Komotori, J., Shimizu, M. Grain size effect in low cycle fatigue of steel under mean strain. 1989.

38. Lemaitre, J., Desmorat, R. Engineering damage mechanics. Springer, 2005.

39. Calado, L., Castiglioni, C. A., Bernuzzi, C. Low cycle fatigue of structural steel components: A method for re-analysis of test data and a design approach based on ductility. ISET Journal of Earthquake Technology, p. 47-63, 2000.

40. Rangelov, N., Penelov, Ch., Hadjiyaneva, Ir., Radoslavov, G. Volume with information brochures for 4 seismically qualified joints – bulgarian edition. ECCS, 2018.

LOW AND ULTRA-LOW-CYCLE FATIGUE OF STEEL MEMBERS

N. Arnaudov¹

Keywords: *steel structures, low-cycle fatigue, ultra-low-cycle fatigue, seismic design*

ABSTRACT

The topic is interesting for engineers and researchers, concerned with the design of structures that are subjected to cyclic loads leading to the development of large plastic deformations. This type of loads can be caused by seismic forces, large temperature amplitudes, vehicles, machines, technological processes, etc.

The present paper introduces and synthesizes the leading scientific achievements in the area of ultra-low-cycle fatigue. This kind of fatigue failure is due to the occurring of large plastic deformations and has a distinct fracture mechanism, compared to high-cycle and low-cycle fatigue. The author presents the leading scientific ideas and developments from Europe, USA and Japan. The paper shows the main problems of the topic: creation of clear collapse criteria, comprehensible mechanism of damage accumulation and clear model for prediction of the remaining cycles of fatigue life before collapse.

¹ Nikolay Arnaudov, Eng., PhD student, Dept. “Steel, Timber and Plastic Structures”, UACEG, 1 H. Smirnenski Blvd., Sofia 1046, e-mail: n.r.arnaudov@gmail.com