



Получена: 30.04.2023 г.

Приета: 17.08.2023 г.

ОСОБЕНОСТИ ПРИ ЕКСПЕРИМЕНТАЛНОТО ИЗСЛЕДВАНЕ НА ЦИКЛИЧНОТО ПОВЕДЕНИЕ НА СТОМАНА КЛАС S235JR ПРИ ГОЛЕМИ ПЛАСТИЧНИ ДЕФОРМАЦИИ

Н. Арnaudов¹, Цв. Георгиев², В. Танев³

Ключови думи: стоманени конструкции, цикличен тест, екстремно-ниско-циклична умора

РЕЗЮМЕ

Стоманените елементи, подложени на екстремни циклични въздействия, характерни за силни земетресения, температура с голям диапазон на изменение или различни технологични процеси, реализират значителни пластични деформации, преди да се разрушат. В литературата има голямо количество информация, теоретична и експериментална, за поведението на конструкционната стомана при монотонно натоварване, както и за поведението ѝ при циклично натоварване с ниски нива на пластичните деформации (около и малко след деформацията при провлачане). От друга страна, изследванията на работата на стоманата при екстремни циклични пластични деформации остават ограничени, като в света са проведени малък брой експерименти. В настоящия доклад е представена експериментална програма с фокус върху изследване на поведението на стомана клас S235JR, подложена на циклично натоварване с константна амплитуда, при големи стойности на пластичните деформации. Дискутирани са характерни особености при нейното планиране и реализация. Представени са междинни аналитични и числови резултати.

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

² Цветан Георгиев, доц. д-р инж., кат. „Метални, дървени и пластмасови конструкции“, УАСГ, бул. „Хр. Смирненски“ № 1, 1046 София, e-mail: cvgeorgiev_fce@uacg.bg

³ Вълчо Танев, доц. д-р инж., кат. „Метални, дървени и пластмасови конструкции“, УАСГ, бул. „Хр. Смирненски“ № 1, 1046 София, e-mail: tanev_fce@uacg.bg

1. Въведение

При екстремно циклично натоварване в стоманените елементи се реализират значителни пластични деформации. Това явление е наблюдавано многократно при силни земетресения, където в критичните зони на стоманената конструкция се реализират екстремни деформации, дължащи се на местна загуба на устойчивост в натиснатите стени на напречните сечения и неизбежното им локално огъване [1 – 5]. Последователността от ефекти води до изчерпване на пластичната работа на конструкционната стомана в стадия на уякчаване, което води до деградация на носимоспособността и коравината на елементите и възлите, което в крайна сметка е причината за разрушаване на конструкциите. Първи *Shimada* и колектив [6] през 1987 г., а след това *Dufailly* и *Lemaitre* [7], и *Kanvinde* и *Deierlein* [5] идентифицират тази форма на разрушение като екстремно-нискоциклична умора (ЕНЦУ). В България *Георгиев* и колектив идентифицират това разрушение при изследването на модифицирани диагонали (фиг. 1) [1].



Фиг. 1. Разрушаване на модифицирани диагонали, следствие на екстремно-нискоциклична умора. Изследването е проведено в УАСГ от Георгиев и колектив [1]

В инженерната и научната общност все още не съществува консенсус за дефиницията на екстремно-нискоцикличната умора. *Jia* и *Ge* [2] използват термина, за да опишат сеизмично натоварване с голяма амплитуда, причиняващо деформации, надвишаващи няколко пъти границата на провлачане. *Kanvinde* и *Deierlein* [5] дефинират екстремно-нискоцикличната умора като процес на разрушение, който е причинен от малък брой (обикновено под 20) цикъла на натоварване при пластични деформации няколко пъти над границата на провлачане. *De Castro e Sousa* [8] дефинира термина като деградация на свойствата на стоманата, причинена от циклично натоварване при много големи нива на пластичните деформациите, надхвърлящи няколко пъти границата на провлачане. Броят на циклите на натоварване е малък, отново под 20.

Общото във всяка от дефинициите е, че натоварването е циклично, с много малък брой цикли на натоварване – под 100, а стоманата работи в стадий на много големи пластични деформации, няколко пъти над границата на провлачане. В настоящия доклад авторите приемат дефиницията, че екстремно-нискоцикличната умора е процес на изчерпване на носимоспособността в пластичен стадий на стоманен елемент, възел, или съединение. Процесът се характеризира с развитието и разпространението на пукнатини

(фиг. 1), породени от циклично знакопроменливо натоварване, пораждащо пластични деформации със стойности няколко пъти над относителната деформация при границата на провлачане ϵ_y . Броят на циклите до разрушение обикновено е от 10 до 100. При екстремно-нискоцикличната умора стоманата работи при деформации след площадката на провлачане и доближаващи якостта на опън ϵ_u . Това я различава от нискоцикличната умора, където деформациите са близки до началото на площадката на провлачане ϵ_y . Друг отличителен белег е, че пукнатините се образуват още в първите цикли на натоварване и се разпространяват със значителна скорост. В зависимост от броя на критичните зони, където умората се проявява, в конструкцията може да се наблюдава рязка или по-плавна деградация на коравината и спад в количеството дисипирана енергия.

Проверката на екстремно-нискоцикличната умора намира приложение в проектирането, основано на реалното поведение на конструкции (*Performance Based Design*). Този подход се утвърждава като един от най-съвременните методи за проектиране на конструкции за сеизмични райони. Методът предполага при гранично състояние „Непосредствено преди разрушаване“ критичните дисипативни елементи да бъдат доказани за екстремно-нискоциклична умора. Елементите и възлите се проверяват за тяхната издръжливост посредством оценка на степента на повреда (т. нар. *damage index*). Поради спецификата на явлението и работата на материала при големи пластични деформации, общоприетият за умората закон на *Palmgren-Miner* [9] не може надеждно да оцени реалната натрупана повреда при екстремно-нискоциклична умора [3]. Наред с това, редица изследователи [2, 3, 11, 12] докладват, че широко приетият метод на *Coffin-Manson* [10], който се използва за определяне на издръжливостта на стоманата при малък брой цикли до разрушение с развитие на пластични деформации (явлението нискоциклична умора), надценява значително реалната издръжливост на материала при деформации над 3 %. Именно това е диапазонът на явлението екстремно-нискоциклична умора.

Чрез провеждане на лабораторни експерименти могат реалистично да бъдат отчетени основните фактори, влияещи върху издръжливостта на материала, елементите и възлите при екстремно-нискоциклична умора. Такива фактори са вътрешните напрежения, цикличното уякчаване или омекване на материала, геометрични несъвършенства, ефекти от развитие на местна загуба на устойчивост, концентратори на деформации и други.

В Европа са проведени ограничен брой изпитвания на европейски стомани клас S235JR, S275JR и S355J2H при екстремни деформации над 2 % от *Nip* и колектив [11], *Hassan* и колектив [12], *Both* и колектив [13]. У нас изследване по тази тема е проведено от *Георгиев* и колектив [1] през 2017 година. Преобладаващата част от изпитваните елементи са натоварвани осово, като самите елементи са без дефекти и концентратори на напрежения. В проведените експерименти също така не са разгледани актуални въпроси като цикличното пластично поведение на стоманата в зони с наличие на заваръчни шевове.

За да се обогати изследователският опит и да се засегнат допълнителни фактори, през 2022 година бе проектирана и реализирана експериментална програма. Тя се състои в провеждане на лабораторни експерименти с четири серии от по пет еднакви квадратни призматични образци. Натоварването е подбрано така, че във всеки образец да се реализира константен диапазон на относителните деформации, $\Delta\epsilon = 1\%$, $\Delta\epsilon = 3\%$, $\Delta\epsilon = 5\%$, $\Delta\epsilon = 7\%$ и $\Delta\epsilon = 9\%$. По този начин, чрез прилагане на циклично знакопроменливо натоварване се цели да се провокира реализирането на разрушаване от екстремно-нискоциклична умора.

Факторите, предмет на изследване са:

- мястото и стадият на зараждането на пукнатините и начинът на развитието и разпространението им;
- поведението на материала в зоната на заваръчните шевове, където структурата на стоманата е променена;
- поведението на материала в зона на механични концентратори на пластични деформации;
- количеството разсеяна енергия в различните стадии на развитие на хистерезиса и механизма на разрушаване.

Параметрите, които се следят, са броят цикли до разрушение, стойностите на относителните деформации, големината на приложеното преместване, видът на деформираната линия и големината на реактивното усилие. Използването на плътни призматични пробни тела е направено с цел да се изолират ефектите от местна загуба на устойчивост и да се изследват набелязаните фактори, влияещи върху цикличното поведение на материала.

Втори акцент на изследването е разработването и калибрирането на изчислителен модел (модели) и провеждането на серии от съпътстващи числови симулации на реалните експерименти. За числовия модел с крайни елементи е използван софтуерът *ANSYS 2022 R1*. Крайната цел на изследването е да се предложи степенна аналитична функция (крива) от типа $\varepsilon-N$, която да определя какъв брой цикли до разрушение може да понесе един елемент при определен диапазон на относителните деформации.

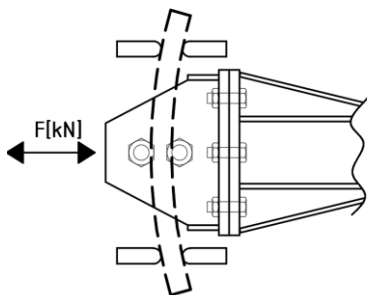
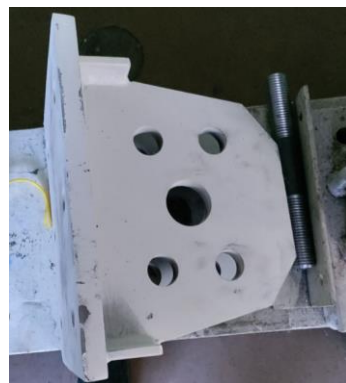
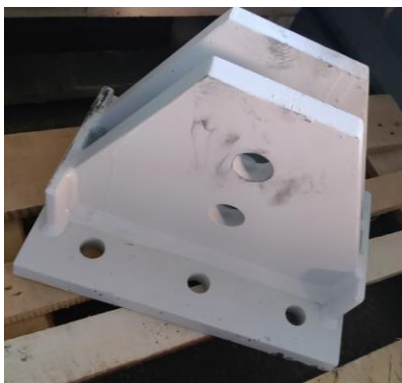
2. Експериментална програма

2.1. Описание на опитната постановка

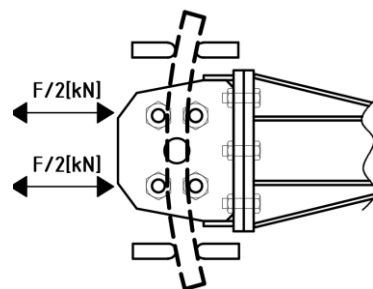
Експериментите се провеждат в „Учебната и научноизследователска лаборатория“ (УНИЛ) на катедра „Метални, дървени и пластмасови конструкции“ към СФ на УАСГ, като за целта се използват наличният универсален стенд и наличните сервоактуатори „Капрони“. Опитната постановка за провеждане на експерименталното изследване е показана на фиг. 2. Експериментите се провеждат с контрол по преместване, като целевото преместване δ е зададено за върха на буталото на актуатора. Натоварващата машина е с ход на буталото ± 200 mm и максимално приложима сила ± 500 kN. Стендът се състои от две неподвижни опори, обединени със свързваща опорна греда. Актуаторът е съединен за дясната опора. Между двете неподвижни опори е поставена подвижна ставна опора, която позволява надлъжно преместване на актуатора, но ограничава вертикалното преместване. Преместването извън равнината на натоварващия прът е осигурено чрез две странични опори, заварени към опорния стенд, като по този начин се избягва нецентричното натоварване на експерименталните образци. За да се предотврати триенето между опората и пръта, е поставена тefлонова подложка. Проектирана е нова неподвижна опора (лява), като опората е закрепена към свързващата греда с болтове. Призматичните образци влизат в жлеб в новата опора. Те се товарят с помощта на натоварващ прът, който е свързан към буталото на актуатора чрез болтова става. За получаване на данни за прилаганата сила в етапите на експериментите се използва мес-доза, монтирана на прехода между края на буталото и скобата за захващане на образеца.

Параметрите, които се следят по време на експеримента, са осовата сила, преместването в средата и в опорите, броят на циклите, които се реализират до появата на първа видима пукнатина и до разрушаване (скъсване). Като съпровождаща информация се получава и евентуалното деградиране на силата, която мес-дозата измерва (реактивната осова сила). Преместването в средата на пробните образци се определя чрез четири индуктивни датчика (ИД), показани на фиг. 2. Един контролен датчик (ИД 1) отчита преместването на актуатора, един датчик (ИД 2) измерва преместването δ в средата на образеца и два датчика следят за евентуално преместване на опорите (ИД 3 и ИД 4). Относителните деформации в елементите се записват чрез високочувствителни тензометрични датчици, които имат капацитет да измерват деформациите ϵ до 10 %. Върху всеки образец са поставени два броя датчика, разположени на разстояние 30 mm от средата на образеца. Разстоянието е избрано така, че да се избегнат ефектите на местната концентрация на напрежения поради контакта между шпилките и изпитвания елемент. Ефектът на тази концентрация затихва на разстояние приблизително един път диаметъра на шпилката $d \approx 30$ mm. Данните от използваните датчици се записват дигитално и се представят под формата на запис на съответното преместване, сила или относителна деформация във функция от времето.

Проектирани са два броя натоварващи глави, което позволява натоварването от актуатора да се приложи в една или в две точки. По този начин експериментът може да се проведе в две конфигурации – при три- и при четири-точково огъване – фиг. 3.



а) натоварваща глава за триточково огъване



б) натоварваща глава за четириточково огъване

Фиг. 3. Варианти на прилагане на силата



а) захващане на експерименталния образец към натоварващата глава



б) подвижна опора

Фиг. 4. Изглед на експериментална постановка

2.2. Експериментални образци

Експерименталните образци представляват квадратни призматични плътни стоманени елементи от стомана клас S235JR със сечение 40×40 mm. Използването на призматични пробни тела е направено с цел да се изолират ефектите от местна загуба на устойчивост и по един относително изчистен начин да се изследват набелязаните фактори, влияещи върху поведението на материала. Експерименталните образци са представени на фиг. 5.

Предвидени са четири експериментални серии, които позволяват да се оценят четири фактора – ролята на дължината на зоната с големи пластични деформации (серии 1 и 2), влиянието на заваръчните напрежения и други ефекти от заваряването (серия 3), влиянието на повърхностни механични несъвършенства (серия 4). От получените експериментални стойности ще се изведе $\Delta\varepsilon-N$ крива (диапазон на приложени относителни деформации – брой цикли до разрушаване), която да послужи за определяне на степенна аналитична функция за всяка от сериите (или логаритмична, в зависимост от възприетия мащаб). Авторите очакват определяне на три коригиращи коефициента или функции, които да обхванат влиянието на описаните фактори.



а) призматични стоманени образци



б) образци от експериментална серия 1 и серия 2



в) образци от експериментална серия 3



г) залепени тензометрични датчици

Фиг. 5. Експериментални образци

2.3. Определяне на действителната работна диаграма на материала

За установяване на реалните физико-механични и якостни характеристики на материала са произведени и изпитани 4 броя стандартни епруветки в съответствие с БДС EN ISO-6892-1 – приложение D [17]. Експериментът е проведен чрез използване на пресата на УНИЛ на катедра „МДПК“. Изработени са 4 броя стоманени епруветки – две цилиндрични и две правоъгълни (фиг. 6а). Една от епруветките беше произведена с дефект и данните от изпитванията не са включени в изследването. Капацитетът на пресата е 10 тона, скоростта на натоварване е 5 mm/min. Относителното удължение се измерва чрез екстензометър с база 80 mm (фиг. 6б). Общото удължение на пресата се следи чрез индуктивен датчик.

Поради големите стойности на изследваните деформации се налага определянето на действителната работна диаграма. Действителните напрежения и деформации ε_t се получават по изрази (1) и (2):

$$\sigma_t = \frac{F_t}{A_t} = \sigma(1 + \varepsilon), \quad (1)$$

където σ_t е действително напрежение в МРа;

A_i – площ на напречно сечение в определен момент от времето в mm^2 ;

F_i – осова сила в определен момент от времето в N.

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

където ε_i е действителна деформация.



а) цилиндрични епруветки



б) екстензометър с база 80 mm



в) момент на образуване на „шийка“



г) структура на стоманата при разрушение

Фиг. 6. Цилиндрични и плоски епруветки за тест на опън

Изрази (1) и (2) са в сила само при едноосово монотонно натоварване. При големи относителни деформации и особено след образуване на шийката, се получава тримерно напрегнато състояние, което не може да се опише от горните изрази. Това е видно от диаграмите на фиг. 7, където след образуване на шийката напреженията започват да падат. В действителност, следствие на ефекта на *Poisson*, поради постоянното намаляване на напречното сечение, действителните напрежения непрекъснато растат. За да се получи по-точна диаграма, следва да се използва нелинейно уравнение. В настоящото изследване е използвано уравнението на *Hollomon* [18], което има вида:

$$\sigma = K \varepsilon^n, \quad (3)$$

където K е якостен коефициент, МПа;
 n – степенен показател на уякчаването.

Коефициентите K и n се получават чрез калибриране с получените данни от изпитването. Стойностите на коефициентите са представени в табл. 1.

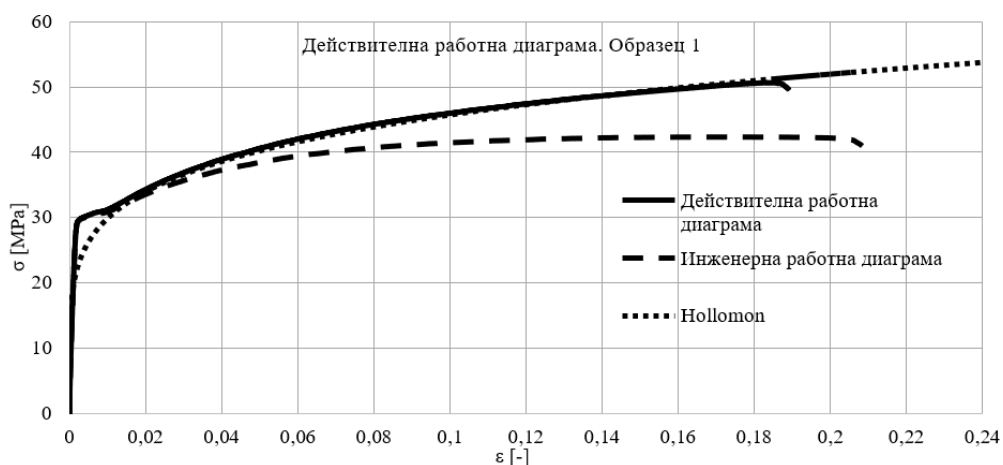
Таблица 1. Коефициенти от уравнението на Hollomon

Епруветка	K , МПа	n , [-]
1	700	0,185
2	700	0,187
3	710	0,08

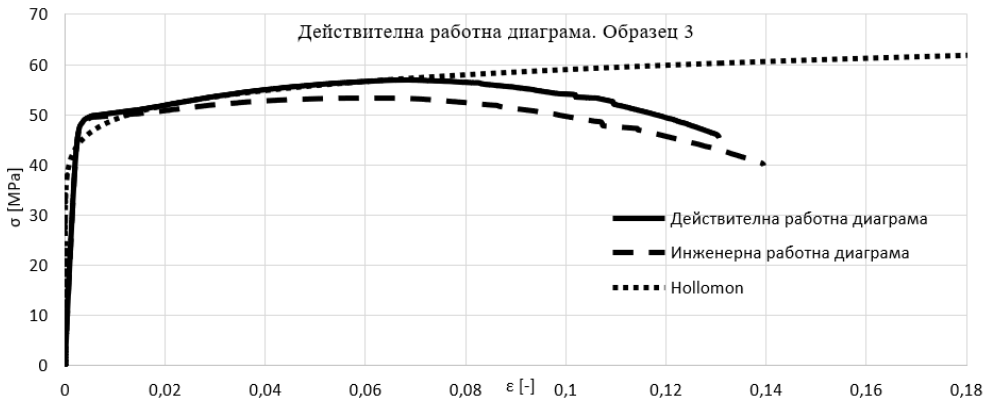
На фиг. 7 са представени резултатите от проведените експерименти за образец 1 – правоъгълна плоска епруветка и образец 3 – цилиндрична епруветка без дефект. Направено е сравнение между инженерната и действителната работна диаграма на стоманата. Образец 1 и 2 имат ясно изразена площадка на провлачане (фиг. 7а), и относително удължение при скъсване съответно 28,7 % и 24,3 %.

Резултатите от образец 4 са пренебрегнати заради дефекта, който повлия на поведението на материала. Деформацията при скъсване на образец 4 е 8 %, с удължение при скъсване 12,1 mm при първоначална дължина на образца 106,7 mm или 11 %. Тези стойности не отговарят на изискванията за дуктилност на конструкционната стомана на БДС EN 1993-1-1:2005 [19].

Стоманата, от която са изготвени останалите епруветки, има дуктилно поведение, като се наблюдава образуване на шийка.



а) Сравнение между инженерната и действителната работна диаграма за образец 1



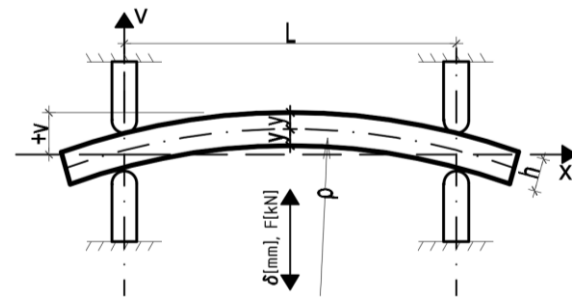
б) сравнение между инженерната и действителната работна диаграма за образец 3

Фиг. 7. Сравнение между инженерната и действителната работна диаграма на стоманата и функцията на Hollomon

3. Определяне на протокола за натоварване

3.1. Аналитична зависимост

Тъй като актуаторът работи чрез задаване на преместване, т.нар. контрол по преместване, се наложи да се изведе аналитична зависимост между преместването и деформацията. На фиг. 8 схематично е изобразено огъването на изпитвания елемент.



а) дефиниране на геометричните зависимости при огъване на изпитвания елемент



б) изглед на закрепването на пробния елемент към опората

Фиг. 8. Схематично представяне на реализираното огъване в изпитвания елемент

Зависимостта между кривината и деформацията може да се изведе чрез следния израз [14]:

$$\frac{1}{\rho} = k = -\frac{\varepsilon}{y}, \quad (4)$$

където $\varepsilon = \frac{\Delta L}{L}$ е относителна деформация;

h – височина на елемента, mm;

$y = \frac{h}{2}$ – разстоянието от средата до края на елемента, mm;

ρ – радиус на деформираната линия, mm;

L – дължина на елемента, mm;

v – реализирано преместване, mm;

Отношението на кривината k на деформираната линия спрямо преместваното v (вж. фиг. 8a и израз (4)) се получава чрез решението на диференциалното уравнение [14]:

$$\frac{1}{\rho} = \frac{\frac{d^2v}{dx^2}}{\left[1 + \left(\frac{dv}{dx}\right)^2\right]^{3/2}} = \frac{v''}{\left[1 + (v')^2\right]^{3/2}}, \quad (5)$$

където v е преместването, mm.

За да получаване на решението на функцията $v(x = L/2)$ са използвани граничните условия $v(x = 0) = 0$ и $v(x = L) = 0$, тоест преместванията при опорите се приемат равни на 0.

Представената зависимост, изведена по теоретичен път, се основава на хипотезата на Бернули за равнинност на сечението след деформиране, която при тези големи деформации вероятно не е в сила. От опита от минали експерименти [1] авторите имат очакване деформираната линия да бъде близка до правата линия в местата, където материалът работи в еластичен стадий, и да бъде крива в зоните, където материалът работи в пластичен стадий. Въпреки този възможен недостатък, решението на диференциалното уравнение е прието като начален ориентир, който да послужи за проектиране на експеримента. Точните деформации и нужните премествания се планира да се калибрират след първия цикъл на натоварване, посредством наличната измервателна апаратура и така ще се провери доколко използването на израз (4) и (5) е подходящо. В табл. 2 са показани зависимостта между теоретичните премествания и търсената деформация.

Таблица 2. Теоретично преместване в средата на сечението

–	ε [%]	1	3	5	7	9
Преместване, получено чрез пълното уравнение на кривината по израз (4)	δ [mm]	10,0	30,7	53,6	81,7	125,4
Преместване, получено чрез съкратеното уравнение на кривината по израз (3)	δ [mm]	10,0	30,0	50,0	70,0	90,0
Разлика [%]		0,25	2,36	7,18	16,68	39,29

3.2. Числен модел

За да се определи протоколът на натоварване и да се проследи нелинейното поведение на проектираните експериментални образци в дълбочина, са разработени числени модели с крайни елементи посредством програмата *ANSYS 2022 R1* [13]. Общ изглед на изчислителните модели е представен на фиг. 9. Видът на използваната мрежа е

Hexa, а методът на генериране на мрежата е избран *MultiZone*, който се използва при наличие на неправилна геометрия (каквато е натоварващата глава). Мрежата е подбрана спрямо условието, всяка страна на напречното сечение да е разделена поне на два елемента. Изследвано е влиянието на гъстотата на мрежата, като е направено сравнение между резултатите, получени с крайни елементи с големина 10 mm и 5 mm. Резултатите от двете решения са представени в табл. 3 и 4. Както е видно, изчислените относителни деформации ϵ са сходни, но като по достоверно е предпочетено решението с по-гъстата мрежа. Моделът с крайни елементи включва изпитваните призматични елементи, натоварващите болтове и натоварващата глава. Материалът е дефиниран чрез получената действителна работна диаграма на стоманата.

Таблица 3. Сравнение на относителните деформации от числов модел при различна гъстота на мрежата. Вариант 1 (сила в една точка)

Приложено преместване	δ [mm]	10	30,7	53,6	81,7	125,4
Измерена относителна пластична деформация от ANSYS – 5 mm мрежа	ϵ [%]	0,987	3,379	4,87	7,533	10,38
Измерена относителна пластична деформация от ANSYS – 10 mm мрежа	ϵ [%]	0,865	3,419	5,242	7,684	10,576
Разлика в [%] при двете решения		-14,10	1,18	7,64	2,00	1,89

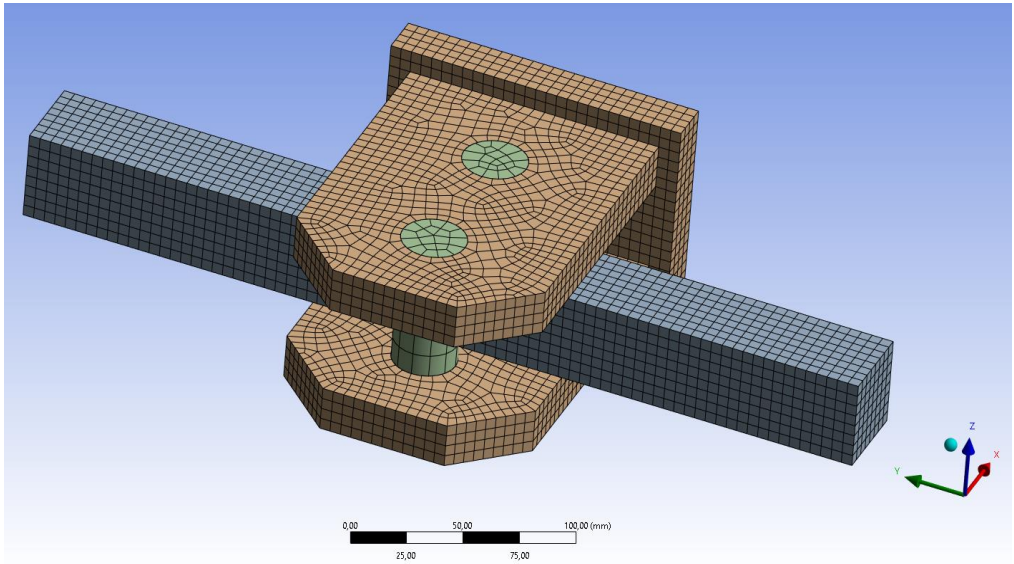
Таблица 4. Сравнение на относителните деформации от числов модел при различна гъстота на мрежата. Вариант 2 (сила в две точки)

Приложено преместване	δ [mm]	10	30,7	53,6	81,7	125,4
Измерена относителна пластична деформация от ANSYS – 5 mm мрежа	ϵ [%]	1,117	3,367	5,517	7,244	–
Измерена относителна пластична деформация от ANSYS – 10 mm мрежа	ϵ [%]	1,155	3,622	5,578	7,445	–
Разлика в [%] при двете решения		3,40	7,57	1,11	2,77	–

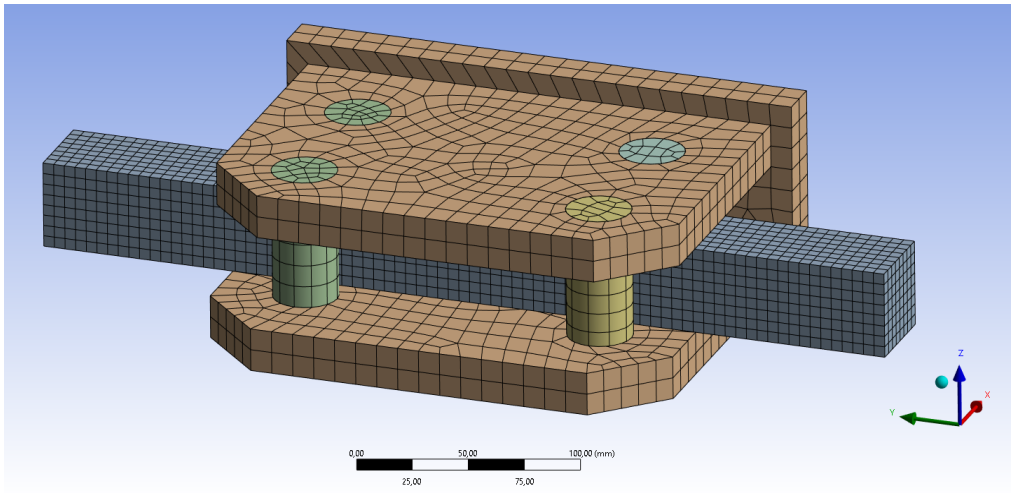
Контактът между болтовете и призматичния елемент е моделиран като фрикционен с коефициент на триене $\mu = 0,3$. Контактът между натоварващата глава и страниците на изпитвания елемент е дефиниран с $\mu = 0$ (без триене). Зададени са премествания напречно на изпитвания елемент (направление X на фиг. 9). Преместванията са на базата на получените по теоретичен път стойности, табл. 2. Те се реализират на стъпки, като всяка стъпка е с продължителност 1 s. Зададените премествания са със стойности съответно 10 mm, 30,7 mm, 53,6 mm, 81,7 mm и 125,4 mm. Направено е сравнение на получените деформации чрез теоретичния и числовия модел. Резултатите са представени в табл. 5 и 6.

Таблица 5. Сравнение на относителните деформации от числов и теоретичен модел. Вариант 1 (сила в една точка)

Приложено преместване	δ [mm]	10	30,7	53,6	81,7	125,4
Очаквана относителна деформация от теоретичен модел	ϵ [%]	1	3	5	7	9
Измерена относителна пластична деформация от числов модел с ANSYS	ϵ [%]	0,987	3,379	4,87	7,533	10,38
Разлика [%]		-1,32	-1,32	12,63	-2,67	7,61



а) изглед на модела при вариант с прилагане на силата в една точка



б) вариант с прилагане на силата в две точки

Фиг. 9. Общ вид на изчислителния модел в ANSYS

Таблица 6. Сравнение на относителните деформации от числов и теоретичен модел. Вариант 2 (сила в две точки)

Приложено преместване	δ [mm]	10	30,7	53,6	81,7	125,4
Очаквана относителна деформация от теоретичен модел	ε [%]	1	3	5	7	9
Измерена относителна пластична деформация от числов модел с ANSYS	ε [%]	1,117	3,367	5,517	7,244	–
Разлика [%]		11,70	12,23	10,34	3,49	

Разликата в стойностите на теоретичния и числовия модел може да се обясни с факта, че теоретичният модел е изведен от чисто геометрични зависимости и не отчита реалното поведение на материала в зоната на локално натоварване. Освен това той е дефиниран при предпоставката за равнинност и недеформируемост на сечението (хипотеза на Бернули). Друг фактор, с който може да се обясни разликата в резултатите, е, че ANSYS позволява измерването само на еквивалентните пластични деформации (по критерия на *von Mises*), тоест се получава наслагване на деформациите от огъване и срязване, за разлика от аналитичния модел, където се избягва събирането на деформациите.

3.3. Прогнозиране на броя на циклите до разрушение

Чрез числовия модел, разработен в ANSYS 2022 R1 (фиг. 9), е проведено изследване на нискоциклична умора на стоманените образци. Изследването е направено с помощта на уравнението на *Coffin-Manson* [16], израз (6). То е широко използвано за определяне на издръжливостта на стоманени елементи при нискоциклична умора и е в сила за елементи, подложени на променливи пластични деформации. Изразът има вида:

$$\frac{\Delta \varepsilon_{pl}}{2} = \varepsilon'_f \left(2N_f \right)^c, \quad (6)$$

където $\Delta \varepsilon_{pl}$ 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.

Освен чрез числовия модел, броят на циклите до разрушение е прогнозиран чрез литературни данни от проведени изпитвания от различни автори [11 – 13], както и на база на уравненията на *Tateishi* [3] и *Kuroda* [4]. Те предлагат уравнения, които да отчетат деградацията на характеристиките на материала, следствие на цикличното натоварване. *Kuroda* разделя повредата D на три компонента – $D_{tensile}$, 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. Разрушението настъпва, когато сборът на трите компоненти стане равен на 1.

Уравнението на *Kuroda* има вида:

$$D = D_{tensile} + D_{fatigue} + D_{crack} = \frac{\varepsilon_{p \max}}{\varepsilon_f} + 4n \left(\frac{\Delta \varepsilon_{pl}}{2\varepsilon_f} \right)^{a'} + \frac{\Delta \varepsilon_p n^{a'}}{C'} = 1, \quad (7)$$

където $\varepsilon_{p \max}$ е максимално приложената пластична деформация;

ε_f – максимална деформация при разрушение от монотонен едноосов опън;

$\Delta \varepsilon_{pl}$ – диапазон на пластичните деформации;

a' – материална константа, отчитаща спада на пластичността;

α' и C' – материални константи (сходни с константите от уравнението на *Coffin-Manson*);

n – брой цикли.

Tateishi модифицира уравнението на *Coffin-Manson*, като предлага коефициент C_m , който да отчита повредата. Коефициентът оказва влияние при диапазон на деформациите над 5 %, когато започва значително да намалява резултатите, спрямо изчислените чрез оригиналното уравнение на *Coffin-Manson*. Цялото уравнение на *Tateishi* има вида:

$$\frac{\Delta \varepsilon_{pl}}{2} = \varepsilon'_f \left(2N_f \right)^c C_m, \quad (8)$$

$$C_m = \begin{cases} \left(\frac{\varepsilon_f - \Delta \varepsilon_{p \max}}{\varepsilon_f - \varepsilon_u} \right)^{-c}, & \Delta \varepsilon_{\max} > \varepsilon_u, \\ 1, & \Delta \varepsilon_{p \max} \leq \varepsilon_u \end{cases} \quad (9)$$

където ε_u е максимална деформация при разрушение от монотонен едноосов опън;

ε_f – логаритмично отношение на лицето на сечението на елемента преди и след изпитване;

ε'_f и c – константи от закона на *Coffin-Manson*;

$\varepsilon_{p \max}$ – максимално приложената пластична деформация.

На базата на действителната работна диаграма на стоманата са проведени изчисления, използвани са изрази (7 – 9). Резултатите са представени в табл. 5.

Таблица 5. Брой цикли до разрушение

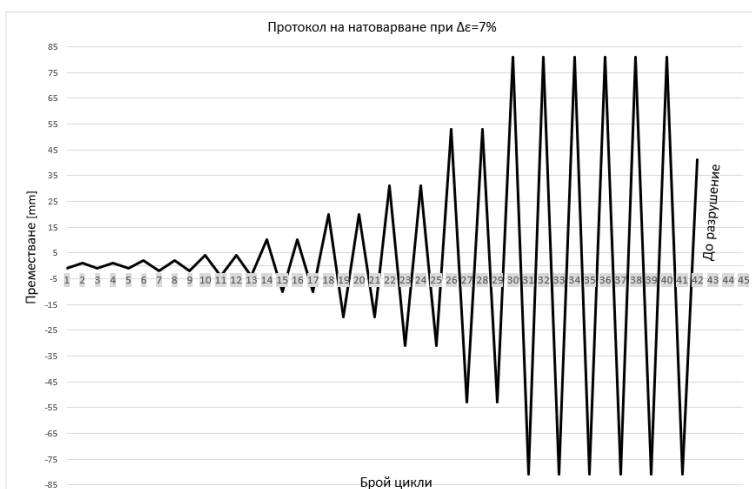
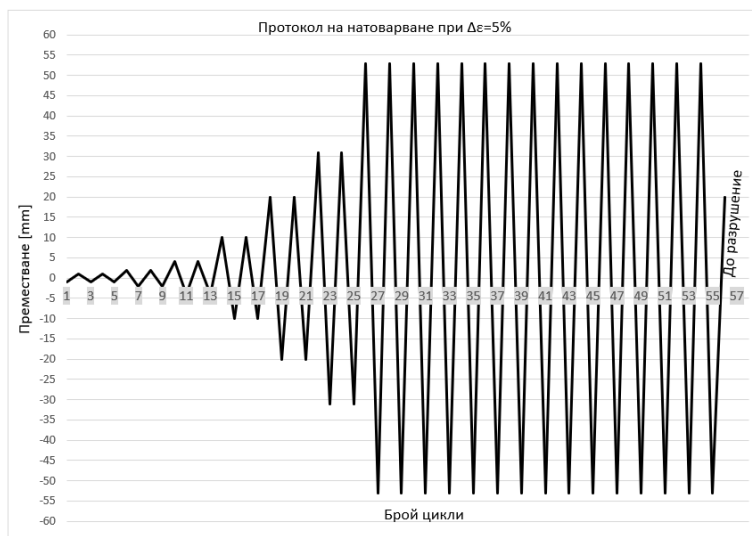
$\Delta \varepsilon_{pl}$	$\Delta \varepsilon_{pl}/2$	N (<i>Tateishi</i>)	N (<i>Kuroda</i>)	N (<i>Coffin-Manson</i>)
0,01	0,005	1082	1090	638
0,03	0,015	166	155	268
0,05	0,025	69	60	224
0,07	0,035	39	31	195
0,09	0,045	25	18,5	176

Получените резултати добре корелират с литературните данни [11 – 13]. Освен това може да се забележи, че при диапазон на деформациите $\Delta \varepsilon_p > 5$ % броят на циклите до разрушение рязко започва да пада, а резултатите, получени при отчитане на натрупаната повреда (*damage index*) чрез компонентите $D_{fatigue}$ при *Kuroda* и коефициентът C_m при *Tateishi*, започват да се различават в пъти от изчислените, при използване на модела на *Coffin-Manson*. В табл. 6 са представени стойностите на C_m , като при след $\Delta \varepsilon_{pl} = 0,07$ стойностите на коефициента C_m започват да стават по-малки от 1.

Таблица 6. Стойности на коефициента C_m при различни нива на деформациите

$\Delta\epsilon_{pl}$	C_m	Брой цикли до разрушение N
0,01	1	1082
0,03	1,00	166
0,05	1	69
0,07	0,9993	39
0,09	0,985	25

3.4. Протокол на натоварване



Фиг. 10. Протоколи на натоварване

На базата на изведената зависимост деформация/преместване от числения модел в ANSYS (табл. 3 и 4) и изчислените цикли до разрушение чрез уравненията на *Tateishi* и *Kuroda* (табл. 5), са създадени протоколите за натоварване. Протоколите на натоварване при $\Delta\varepsilon = 5\%$ и $\Delta\varepsilon = 7\%$ са представени на фиг. 10.

Актуаторът се движи с контрол на преместването, като скоростта на движение е около 5 mm/s. Натоварването се реализира постепенно на стъпки, като стъпките минават през няколко характерни диапазона на деформациите със стойности $0,5\Delta\varepsilon_y$, $\Delta\varepsilon_y$, $\Delta\varepsilon = 1\%$, $\Delta\varepsilon = 3\%$ и т.н. до достигане на желания диапазон. Датчиците позволяват деформациите да се отчитат в реално време. Стойността на приложеното преместване и големината на приложената сила от актуатора се калибрират на база на отчетите, получени от тензометричните датчици. По този начин се гарантира, че върху образеца ще бъдат приложени плануваните деформации. При нужда актуаторът се спира за коригиране на приложената сила и преместване, след което тестът продължава до разрушаване на изпитваните образци.

4. Заключение

Планувана и реализирана е опитна постановка за изследване на поведението на квадратни призматични стоманени плътни профили при много голям диапазон на пластичните деформации – $\Delta\varepsilon = 3\%$, $\Delta\varepsilon = 5\%$, $\Delta\varepsilon = 7\%$, $\Delta\varepsilon = 9\%$. Определена е действителната диаграма на стоманата, от която са изработени пробните образци. Целта на авторите в тази статия е да представят самата опитна постановка, методиката за получаване на действителната работна диаграма на стоманата и численото, и теоретичното определяне на зависимостта между относителната деформация и преместване, които могат да бъдат полезни при други подобни изследвания у нас. Крайните резултати от експерименталната програма ще бъдат представени на по-късен етап.

Благодарности

Научният колектив изказва своята благодарност на МОН за предоставеното финансиране, позволило реализацията на тази експериментална програма, както и на ЦНИП при УАСГ за подкрепата и насоките при изпълнение на договор Д-146/22.

ЛИТЕРАТУРА

1. *Georgiev, Tsv., Ganchev, O., Tsvetkova, Tr.* Eksperimentalno izsledvane na modifitsirani diagonalni za niskotsiklichna umora. // Godishnik na UASG, 2018, 51 (12): 67-82.
2. *Ge, H., Jia, L.* Ultra-low-Cycle fatigue Failure of Metal Structures under Strong Earthquakes. Springer, 2019, ISBN 978-981-13-2661-5.
3. *Tateishi, K., Hanji, T., Minami, K.* A prediction model for extremely low cycle fatigue strength of structural steel. // International Journal of Fatigue, 2007, 29, 887-896.
4. *Kuroda, M.* Extremely low cycle fatigue life prediction based on a new cumulative fatigue damage model. // International Journal of Fatigue, 2001, 24, 699-703.

5. *Kanvinde, A., Deierlein, G.* Cyclic Void Growth Model to Assess Ductile Fracture Initiation in Structural Steels due to Ultra Low Cycle Fatigue. // Journal of engineering mechanics, 2007, 133, 701-712.
6. *Shimada, K., Komotori, J., Shimizu, M.* The applicability of the Manson–Coffin law and Miner’s law to extremely low cycle fatigue. // Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers Series A, 53 (491), 1987, 1178-1185.
7. *Dufailly, J., Lemaitre, J.* Modeling Very Low Cycle Fatigue. // Internal Journal of Damage Mechanics, 1995, 4 (2).
8. *De Castro e Souse, A.* Ultra-low cycle fatigue of welded steel joints under multiaxial loading, Thesis, 2017.
9. *Miner, M. A.* Cumulative damage in fatigue. // Journal of Applied Mechanics, 1945, 12(3) A159-A164.
10. *Coffin, Jr.* A study of the effects of cyclic thermal stresses on a ductile metal. // Journal of Applied Mechanics, 1954, 76(6), 931-949.
11. *Nip, K., Gardner, L., Davies, C. Elghazouli A.* Extremely low cycle fatigue tests on structural carbon steel and stainless steel. // Journal of Constructional Steel Research, 2010, 66, 96-110.
12. *Hassan, M., Salawdeh, S., Goggins, J.* Advanced finite elements simulation of ductile structural steel incorporating a crack growth model. // Structures 2018, 15, 94-114.
13. *Both, I., Zuba, C., Stratana, A., Dubina, D.* Cyclic behaviour of European carbon steels. // Eurosteel, 2017, 1 (2), 3173-3180.
14. *Popov, E.* Engineering mechanics of solids. Prentice-Hall, 1990, ISBN 0-13-279258-3.
15. ANSYS 2022 R1 STUDENT. <https://www.ansys.com>, visited on 30.04.2023.
16. *Manson, S. S.* Fatigue a complex subject – some simple approximations. // Experimental mechanics, 1965, 5, 193-226.
17. BDS EN ISO 6892-1:2020 Metallic materials – Tensile testing – Part 1: Method of test at room temperature.
18. *Hollomon, J. H.* Tensile deformation. // Transactions of AIME, 1945, 162, 268-290.
19. BDS EN 1993-1-1:2005, Evrokod 3. Proektirane na stomaneni konstrukcii. Chast 1 – 1: Obshti pravila i pravila za sgradi.

FEATURES IN THE EXPERIMENTAL STUDY OF CYCLIC PLASTIC BEHAVIOUR OF EUROPEAN STEEL GRADE S235JR SUBJECTED TO LARGE PLASTIC DEFORMATIONS

N. Arnaudov¹, Tzv. Georgiev², V. Tanev³

Keywords: steel structures, cyclic test, ultra low-cycle fatigue, cyclic plasticity

ABSTRACT

Steel structures subjected to extreme cyclic loading, characteristic of strong earthquakes, temperature with large range of deviation or various technological processes, realize significant plastic deformations before they failure. In such cases, the endurance of the structure depends on the cyclic behavior of the material. There is plenty of information in the literature, both theoretical and experimental, on the behavior of steel under monotonic and cyclic loading at low levels of plastic strain (around and slightly beyond the yield strain). However, research on the performance of steel under extreme cyclic plastic deformation remains limited, with few experimental studies conducted worldwide. This paper presents an experimental program focusing on the study of the behavior of structural steel grade S235JR, subjected to cyclic loading of constant and variable amplitude, at large values of plastic strain.

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

² Tzvetan Georgiev, Assoc. Prof. Dr. Eng., Dept. “Steel, Timber and Plastic Structures”, UACEG, 1 H. Smirnenski Blvd., Sofia 1046, e-mail: cvgeorgiev_fce@uacg.bg

³ Vatyu Tanev, Assoc. Prof. Dr. Eng., Dept. “Steel, Timber and Plastic Structures”, UACEG, 1 H. Smirnenski Blvd., Sofia 1046, e-mail: tanev_fce@uacg.bg