

Eksperimentalno i numeričko modeliranje zamornog ponašanja nodularnog lijeva

Čanžar, Predrag

Doctoral thesis / Disertacija

2012

Degree Grantor / Ustanova koja je dodijelila akademski / stručni stupanj: **University of Zagreb, Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture / Sveučilište u Zagrebu, Fakultet strojarstva i brodogradnje**

Permanent link / Trajna poveznica: <https://urn.nsk.hr/urn:nbn:hr:235:162189>

Rights / Prava: [In copyright / Zaštićeno autorskim pravom.](#)

Download date / Datum preuzimanja: **2024-07-20**

Repository / Repozitorij:

[Repository of Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture University of Zagreb](#)





SVEUČILIŠTE U ZAGREBU
FAKULTET STROJARSTVA I BRODOGRADNJE

Predrag Čanžar

**EKSPERIMENTALNO I NUMERIČKO
MODELIRANJE ZAMORNOG
PONAŠANJA NODULARNOG LIJEVA**

DOKTORSKI RAD

Zagreb, 2012.



UNIVERSITY OF ZAGREB
FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING AND NAVAL
ARCHITECTURE

Predrag Čanžar

**EXPERIMENTAL AND NUMERICAL
MODELLING OF FATIGUE BEHAVIOUR
OF NODULAR CAST IRON**

DOCTORAL THESIS

Zagreb, 2012



SVEUČILIŠTE U ZAGREBU
FAKULTET STROJARSTVA I BRODOGRADNJE

PREDRAG ČANŽAR

**EKSPERIMENTALNO I NUMERIČKO
MODELIRANJE ZAMORNOG
PONAŠANJA NODULARNOG LIJEVA**

DOKTORSKI RAD

Mentor:
dr. sc. Zdenko Tonković, redoviti profesor

Zagreb, 2012.



UNIVERSITY OF ZAGREB
FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING AND NAVAL
ARCHITECTURE

Predrag Čanžar

**EXPERIMENTAL AND NUMERICAL
MODELLING OF FATIGUE BEHAVIOUR
OF NODULAR CAST IRON**

DOCTORAL THESIS

Supervisor:
Dr. sc. Zdenko Tonković, professor

Zagreb, 2012

PODACI ZA BIBLIOGRAFSKU KARTICU

UDK: 669.131.7:519.6

Ključne riječi:

nodularni lijev, mikrostruktura, eksperiment, zamor, numeričko modeliranje, ciklička plastičnost, rast pukotine, metoda konačnih elemenata, mehanika loma, koeficijent intenzivnosti naprezanja, J -integral.

Znanstveno područje: TEHNIČKE ZNANOSTI

Znanstveno polje: STROJARSTVO

Institucija u kojoj je rad izrađen:

Fakultet strojarstva i brodogradnje, Sveučilište u Zagrebu

Mentor rada: dr. sc. Zdenko Tonković, redoviti profesor

Broj stranica: 192

Broj slika: 128

Broj tablica: 26

Broj korištenih bibliografskih jedinica: 98

Datum obrane:

Povjerenstvo:

dr. sc. Dorian Marjanović, redoviti profesor, Fakultet strojarstva i brodogradnje, Zagreb
dr. sc. Zdenko Tonković, redoviti profesor, Fakultet strojarstva i brodogradnje, Zagreb
dr. sc. Janoš Kodvanj, izvanredni profesor, Fakultet strojarstva i brodogradnje, Zagreb
dr. sc. Franjo Cajner, redoviti profesor, Fakultet strojarstva i brodogradnje, Zagreb
dr. sc. Dražan Kozak, redoviti profesor, Strojarski fakultet u Slavonskom Brodu, Slavonski Brod

Institucija u kojoj je rad pohranjen:

Fakultet strojarstva i brodogradnje, Sveučilište u Zagrebu

ZAHVALA

Ovaj rad nastao je kao rezultat uske suradnje privrede i znanosti, odnosno Končar - Instituta za elektrotehniku, s jedne i Fakulteta strojarstva i brodogradnje u Zagrebu s druge strane. Na početku bih se zahvalio ljudima koji su bili inicijatori i realizatori te suradnje, prof. dr. sc. Stjepanu Caru, predsjedniku Uprave Končar - Instituta za elektrotehniku, te prof. dr. sc. Dorianu Marjanoviću koji je u to vrijeme bio prodekan za znanstvenoistraživački rad i suradnju s gospodarstvom na Fakultetu strojarstva i brodogradnje. Kako bi realizacija te suradnje bila što učinkovitija, pobrinuo se g. Damir Mesing dipl. ing., upravitelj Zavoda za materijale i tehnologije, Končar - Instituta za elektrotehniku, zajedno sa zaposlenicima Zavoda, stoga i njima posebna hvala. Zahvaljujem se svim članovima povjerenstva, a posebice prof. dr. sc. Dražanu Kozaku, prof. dr. sc. Franji Cajneru, te prof. dr. sc. Dorianu Marjanoviću na čitanju rada kao i na primjedbama koje su utjecale na kvalitetu ove disertacije.

Materijal koji je predmet ovog istraživanja ustupila je tvrtka MIV-Metalska industrija Varaždin, stoga im se najiskrenije zahvaljujem, a posebno g. Miri Hrženjaku ing. Zahvalnost na bezuvjetnoj podršci u strojnoj obradi zaslužila je tvrtka Čurkov-strojarska proizvodnja i usluge. Dio metalografskog istraživanja obavljen je na Fakultetu strojarstva i brodogradnje, stoga se zahvaljujem prof. dr. sc. Zdravku Schauerlu, voditelju Laboratorija za materijalografiju na bezuvjetno ustupljenom laboratorijskom opremom. Zahvalio bih se također na bezrezervnom povjerenju i strpljenju prof. dr. sc. Janošu Kodvanju, koji mi je omogućio neometan pristup svim uređajima Laboratorija za eksperimentalnu mehaniku, kao i njegovim djelatnicima na stručnoj pomoći. Istaknuo bih pritom dr. sc. Nenada Drvara na neiscrpoj podršci prilikom korištenja optičke opreme Aramis, kao i dr. sc. Antu Bakića na podršci u izvođenju eksperimenata. Dio rada koji se odnosi na numeričko modeliranje duguje zahvalu djelatnicima Laboratorija za numeričku mehaniku od kojih bi posebno istaknuo Eduarda Marenića dipl. ing. i dr. sc. Ivicu Skozrita, te voditelja Laboratorija i mentora ovog rada, prof. dr. sc. Zdenka Tonkovića. Njegov roditeljski odnos u vođenju kroz doktorski studij ostavio je neizbrisiv trag kroz ovaj rad stoga njemu dugujem posebnu zahvalu.

Obitelj, bez koje ničeg ne bi bilo, s kojom sve počinje i završava, čije strpljenje i podrška nikad nije bila upitna, zaslužuje moju najveću i najiskreniju zahvalu.

SADRŽAJ

PREDGOVOR	I
SAŽETAK	V
SUMMARY	VII
KLJUČNE RIJEČI	IX
POPIS KRATICA	XI
POPIS OZNAKA	XIII
POPIS SLIKA	XVII
POPIS TABLICA.....	XXI
1. UVOD.....	1
1.1. Motivacija	1
1.2. Pregled dosadašnjih istraživanja.....	3
1.3. Hipoteza	7
1.4. Očekivani znanstveni doprinos.....	8
1.5. Struktura rada	8
2. O NODULARNOM LIJEVU	11
2.1. Primjena nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT	14
2.2. Postupak proizvodnje nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT	16
2.3. Flotret- postupak.....	17
2.4. Tundish postupak.....	18
2.5. Inmould postupak	19
3. ISPITIVANJE MIKROSTRUKTURE	21
4. EKSPERIMENTALNO ISTRAŽIVANJE	27
4.1. Statičko vlačno ispitivanje nodularnog lijeva	31
4.2. Cikličko ispitivanje nodularnog lijeva	34
4.2.1. Ispitivanje epruveta bez zareza	34
4.2.2. Ispitivanje epruveta sa zarezom	49
4.2.2.1. Klasične metode mjerenja nastanka i rasta pukotina	50
4.2.2.2. Nova metoda za mjerenje nastanka i rasta pukotine	54
4.2.2.3. Ispitivanje rasta zamornih pukotina	62
4.2.2.4. Lomna žilavost materijala.....	75
4.3. Zaključak eksperimentalnog istraživanja.....	85
5. KONSTITUTIVNI MODELI I PARAMETRI MATERIJALA	87
5.1. Model cikličke plastičnosti.....	87

5.2. Parametri cikličke plastičnosti.....	89
5.3. Niskociklički zamor.....	93
5.4. Oštećenje materijala.....	96
5.4.1. Nastanak oštećenja	96
5.4.2. Rast oštećenja.....	97
5.4.3. Parametri nastanka i oštećenja materijala.....	99
6. NUMERIČKA FORMULACIJA.....	101
6.1. Algoritam povratnog projiciranja	101
6.2. Algoritam direktne cikličke analize.....	103
7. USPOREDBA EKSPERIMENTALNIH I NUMERIČKIH REZULTATA	107
7.1.1. Numerički model cilindrične epruvete	107
7.1.1. Numerički model CT epruvete.....	117
8. ZAKLJUČAK	123
8.1. Znanstveni doprinos.....	125
8.2. Buduće smjernice	126
8.3. Završna riječ	127
LITERATURA.....	129
PRILOG A	135
A1 Eksperimentalno i numeričko modeliranje zamornog ponašanja aluminijske legure AlCu5BiPb-T8 [87]	135
A1.1 Uvod	135
A1.2 Eksperiment	136
A1.3 Usporedba eksperimentalnih i numeričkih rezultata.....	140
A1.4 Zaključak	140
PRILOG B	141
B1 Analiza ispitivanja rasterećenja	141
PRILOG C	145
C1 Analiza cikličkih ispitivanja	145
ŽIVOTOPIS.....	153
CURRICULUM VITAE.....	155

PREDGOVOR

Primjena novih materijala i tehnologija proizvodnje uz stroge zahtjeve na pouzdanost i sigurnost nameće razvoj naprednih metoda analize konstrukcija i opisivanja ponašanja materijala. U novije vrijeme istraživanju utjecaja strukture materijala nodularnog lijeva na njegovo mehaničko ponašanje pridaje se posebna pažnja. Razlog tome je što se taj materijal sve više koristi za izradu komponenata modernih konstrukcija kao što su vjetroagregati, vozila, itd. koje su izložene ekstremnim uvjetima dinamičkih opterećenja. U literaturi je pokazano da je utjecaj mikrostrukture ključan parametar za opisivanje procesa deformiranja nodularnog lijeva.

Kako su iz nodularnog lijeva oznake EN-GJS-400-18-LT izrađene ključne komponente konstrukcija, kao što su Končarov vjetroagregat, tramvaj i prigradski vlak, tema ovog doktorskog rada definirana je u okviru zajedničkog projekta Končar - Instituta za elektrotehniku i Fakulteta strojarstva i brodogradnje (FSB) Sveučilišta u Zagrebu. Osim toga, tema je povezana s istraživanjima koja zajednički provode istraživači sa Zavoda za tehničku mehaniku FSB-a i Končar –Instituta za elektrotehniku na tehnologijsko istraživačko-razvojnom projektu „Razvoj metode za povećanje pouzdanosti vjetroagregata“ (voditelj prof. dr. sc. Zdenko Tonković), koji je financiran od Hrvatskog instituta za tehnologiju.

Istraživanja provedena u radu temelje se na eksperimentalnom istraživanju i numeričkom modeliranju zamornog ponašanja nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT. Eksperimenti su provedeni u Laboratoriju za eksperimentalnu mehaniku, a numeričko modeliranje u Laboratoriju za numeričku mehaniku Fakulteta strojarstva i brodogradnje, Sveučilišta u Zagrebu. Većina metalografskog istraživanja obavljena je u Laboratoriju za materijalografiju na Fakultetu strojarstva i brodogradnje, kao i u Laboratoriju za metalografiju, Zavoda za materijale i tehnologije, u Končar – Institutu za elektrotehniku.

Za potrebe eksperimentalnih istraživanja izradile su se epruvete od nodularnog lijeva s četiri različite tehnologije lijevanja, jednom nestandardnom i s tri standardne: Flotret, Tundish i Inmould. Materijal za izradu epruveta omogućila je tvrtka MIV-Metalska industrija Varaždin, Hrvatska. Eksperimenti su se provodili na epruvetama sa i bez zareza na dinamičkoj kidalici (LFV 50-HH; Walter, Bai AG), kao i na cilindričnim epruvetama bez zareza na kvazi-

statičkoj kidalici (MESSPHYSIK BETA 50-5) pri sobnoj temperaturi. Za svaku seriju materijala izrađeno je približno 50 epruveta, odnosno ukupno oko 200 epruveta. Kako bi se mehaničko ponašanje materijala dovelo u vezu s mikrostrukturom materijala, najprije je provedeno metalografsko ispitivanje. Analizirala se primarna (nenagrižena) i sekundarna (nagrižena) struktura materijala. Pritom je za sve četiri serije materijala određena prosječna vrijednost za broj, veličinu i kružnost nodula, te udjel perlitne faze u feritnoj matrici.

Nakon toga provela su se statička vlačna ispitivanja na cilindričnim epruvetama bez zarezata prema normi ASTM EN606. Na epruvetama s istom geometrijom provela su se jednoosna simetrična i asimetrična ciklička ispitivanja pri konstantnim amplitudama deformacija i naprezanja za definiranje konstitutivnog modela cikličke plastičnosti. Ovdje je opisan Bauschingerov efekt te oblik petlji histereze pri opterećenju i rasterećenju prema [1]. Za to su pretpostavljene male elastoplastične deformacije uz primjenu aditivne dekompozicije za inkremente deformacije, dok je tečenje materijala opisano von Misesovim kriterijem tečenja. Očvršćenje materijala opisano je nelinearnim zakonima izotropnog i kinematičkog očvršćenja u skladu s [2, 3]. Iz usporedbe petlji histereza za simetrično i asimetrično ispitivanje, definiran je utjecaj srednje deformacije na cikličko očvršćenje materijala. Nadalje, da bi se pokazao utjecaj povećanja i smanjenja amplitude deformacije na cikličko ponašanje materijala, provedeno je ispitivanje s promjenljivim amplitudama deformacije. Na temelju navedenog, određeni su parametri materijala u konstitutivnim jednadžbama, dok su na temelju stabiliziranih petlji histereza definirane krivulje cikličko naprezanje-deformacija za svaku seriju materijala. Za analitičku aproksimaciju cikličkih krivulja naprezanje-deformacija primijenjen je Ramberg-Osgoodov materijalni model.

Na temelju rezultata za akumuliranu neelastičnu energiju deformiranja unutar petlji histereza, određeni su parametri materijala za kriterij nastanka i rasta oštećenja kod niskocikličkog zamora materijala koji su preuzeti iz softverskog paketa ABAQUS [4].

Nakon toga provedena su istraživanja nastanka i rasta pukotine. Za ispitivanje lomne žilavosti materijala korištene su epruvete sa zarezom za savijanje u tri točke (SENB) prema ASTM E1820, dok su za određivanje rasta zamorne pukotine u materijalu, korištene CT epruvete sa zarezom prema ASTM E647. Ispitivanja su provedena s nizom različitih amplituda opterećenja za koje se ne mogu pronaći rezultati u trenutno dostupnoj literaturi. Na kraju je definiran utjecaj mikrostrukture za slučaj monotonog, cikličkog i zamornog opterećivanja materijala.

U okviru prethodno opisanih istraživanja, te na temelju nekih prijašnjih istraživanja [5], [6], primjenom optičkog sustava ARAMIS 4M, razvila se nova optička metoda za analizu nastanka, kao i mjerenja rasta pukotine na površini epruvete tijekom lomno-mehaničkog ispitivanja materijala. Pritom vrijedi naglasiti kako za razliku od dosadašnje primjene optičkih metoda [7-10] za prethodno spomenute analize, ovdje ne dolazi do prekidanja eksperimenta, a sam postupak određivanja duljine zamorne pukotine je automatiziran.

U okviru numeričkog modeliranja, za rješavanje konstitutivnih jednadžbi na razini točke integracije izveden je numerički algoritam za trodimenzijski kinematički model prema [2, 3] koji je implementiran u formulaciju konačnih elemenata softverskog paketa ABAQUS primjenom korisničke rutine UMAT. Modeliranjem nelinearnog izotropnog i kinematičkog očvršćenja te primjenom implicitnog integracijskog postupka za numeričko integriranje konstitutivnih jednadžbi, izveden je izraz za plastični multiplikator. Dobivene nelinearne jednadžbe rješavane su inkrementalno-iterativnim postupcima metodom povratnog projiciranja. Za bržu konvergenciju globalnog iterativnog postupka izveo se elastoplastični tangentni modul koji je konzistentan s algoritmom za izračunavanje naprezanja. To omogućava točnije opisivanje stanja naprezanja i deformacija, kao i procesa nastanka i rasta pukotine u materijalu za slučaj cikličkih opterećenja.

Na kraju su se eksperimentalni i numerički rezultati usporedili primjenom optičkog sustava ARAMIS s kojim se izvodila analiza pomaka i deformacija u vrhu zareza odnosno pukotine na SENB i CT epruvetama. U slučaju većih odstupanja rezultata provodila se korekcija ulaznih parametara materijala u konstitutivnim relacijama. Krajnji cilj bio je ocijeniti numeričku točnost i učinkovitost izvedenih algoritama. Za ubrzavanje numeričke simulacije i određivanje stabiliziranog ponašanja ciklički opterećenih epruveta primijenjen je postupak direktne cikličke analize (*direct cyclic analysis*) iz softverskog paketa ABAQUS. Osim toga, iz ovog softvera preuzeti su kriteriji za nastanak i rast oštećenja za modeliranje niskocikličkog zamora, kao što je to ranije rečeno.

Na primjerima opterećivanja SENB i CT epruveta istražila se brzina rasta kratkih pukotina u blizini zareza. Pritom se, na temelju rezultata dobivenih s optičkim sustavom ARAMIS, procijenila točnost rezultata numeričke analize.

SAŽETAK

Većina komponenti modernih konstrukcija koje su izložene dinamičkom opterećenju i posljedično zamoru izrađene su od nodularnog lijeva normirane oznake EN-GJS-400-18-LT. Razlog tome je što se ovaj materijal odlikuje visokom istezljivošću i dinamičkom izdržljivošću čemu doprinose grafitne nodule u feritnoj mikrostrukturnoj matrici. Navedeni materijal korišten je za izradu glavčine postojećeg KONČAR-vjetroagregata snage 1MW, ali i kod drugih proizvodnih komponenata tvrtke Končar, kao što su vlakovi, tramvaji, energetska oprema itd. Iz tog razloga istraživanje procesa deformiranja navedenog materijala predstavlja značajan interes od strane hrvatske industrije.

Kako utjecaj mikrostrukture na mehaničko ponašanje nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT nije dovoljno istražen, cilj rada bio je eksperimentalno istražiti utjecaj mikrostrukture na proces iniciranja i rasta oštećenja u materijalu te na temelju eksperimentalnih rezultata predložiti konstitutivni model s pripadnim numeričkim algoritmom za simuliranje procesa deformiranja materijala. Kako bi se mehaničko ponašanje materijala dovelo u vezu s mikrostrukturom materijala, u radu su analizirane četiri različite serije materijala dobivene različitim tehnologijama lijevanja. Karakterizacija grafitne morfologije kao i mikrostrukture matrice materijala obavljena je na pedesetak uzoraka za svaku seriju nodularnog lijeva. Provedeni eksperimenti obuhvaćali su statičko vlačno ispitivanje, simetrična i asimetrična ciklička ispitivanja s petljama histereze, ispitivanje lomne žilavosti, te ispitivanja u kojima se istražuje rast zamornih pukotina, za svaku od četiri serije nodularnog lijeva. Pritom je za detekciju nastanka i mjerenje rasta zamornih pukotina na površini epruvete razvijena nova optička metoda primjenom mjernog sustava Aramis. Eksperimentalni rezultati pokazuju da veličina, oblik i raspodjela grafitnih nodula nema značajan utjecaj na cikličko očvršćenje materijala, ali igra veliku ulogu u procesima nastanka i rasta pukotina. Zaključeno je da veće nodule nepravilnijeg oblika, nepovoljno utječu na zamorno ponašanje materijala u usporedbi s većim brojem manjih nodula pravilnog oblika. Nadalje, rezultati pokazuju da perlitna mikrostrukturna faza ne utječe značajno na zamorni životni vijek ukoliko njen udjel ne prelazi 10%. U okviru numeričkog modeliranja, postojeći algoritam za analizu problema cikličke plastičnosti ljuskastih konstrukcija, prilagođen je za trodimenzijski konstitutivni model te je implementiran u programski paket ABAQUS. Točnost numeričkog algoritma provjerena je usporedbom s dobivenim eksperimentalnim rezultatima na epruvetama sa i bez zarezâ pomoću kojih je definiran konstitutivni model. To je omogućilo točnije opisivanje stanja naprezanja i deformacija, kao i procesa nastanka i rasta pukotine u materijalu za slučaj cikličkih opterećenja.

SUMMARY

The vast majority of modern components and structures that are subjected to dynamic loads and consequently to the fatigue, are made of standard ductile cast iron EN- GJS-400-18-LT. Main reason for this is the fact that this material is characterized by high elasticity and dynamic endurance which is accomplished by ferritic microstructural matrix encompassing graphite nodules. This material was used for making the hub of KONČAR-1MW windmill, as well as in other Končar's product components, such as trains, trams, power equipment, etc. For this reason, the research of deformation processes of this material represents a significant interest from the Croatian industry.

Since the influence of microstructure on the mechanical behaviour of ductile cast iron EN- GJS-400-18-LT is not sufficiently investigated, the aim of this study was to experimentally investigate the influence of microstructure on the process of damage initiation and growth as well as to develop a constitutive model with an appropriate numerical algorithm to simulate the deformation processes of materials based on the experimental data. Aiming to describe the influence of microstructure to the mechanical behaviour of materials, this paper analyzes four different series of materials obtained by different casting technologies. Characterization of graphite morphology and material matrix microstructure was performed on fifty samples for each series of ductile cast iron. The conducted experiments included monotonic tensile tests, symmetric and asymmetric cyclic tests with hysteresis loops, fracture toughness, and fatigue crack growth tests, for each of the four series of ductile cast iron. For the detection and measurement of fatigue crack growth a new method using an ARAMIS optical system has been developed. Experimental results show that the size, shape and distribution of graphite nodules have no significant effect on the cyclic hardening, but it plays a major role in the processes of crack initiation and propagation. It was concluded that the larger, irregular nodules, adversely affect the fatigue behaviour when compared with smaller, more regular nodules. Furthermore, the results show that the pearlite microstructure phase does not significantly affect the fatigue life if its share doesn't exceed 10%. In the frame of numerical modelling, the existing algorithm for analyzing problems of cyclic plasticity of shell structures, was adapted to the three-dimensional constitutive model and was implemented in the software package ABAQUS. The accuracy of the numerical algorithm was verified by comparison with the obtained experimental results on specimens with and without notch which were used to develop a constitutive model. For cyclic loading cases this allowed more accurate description of stress and strain fields, as well as processes of crack initiation and propagation in the material.

KLJUČNE RIJEČI

Ključne riječi:

nodularni lijev,
eksperiment,
zamor,
pukotina,
metalografija,
metoda konačnih elemenata,
oštećenje,
mehanika loma,
koeficijent intenzivnosti naprezanja,
J-integral.

Keywords:

nodular cast iron,
experiment,
fatigue,
crack,
metallography,
finite element method,
damage,
fracture mechanics,
stress intensity factor,
J-integral.

POPIS KRATICA

CT	- <i>Compact tension,</i>
SENB	- <i>Single edge notched bending,</i>
ASTM	- <i>American Society for Testing and Materials,</i>
CSF	- <i>Circular shape factor,</i>
SF peć	- Srednje-frekventna peć,
AISI	- <i>American Iron and Steel Institute,</i>
EN	- <i>European Norm,</i>
ČL	- čelični lijev,
BTL	- bijeli tvrdi lijev,
SL	- sivi lijev,
NL	- nodularni lijev,
BTEL	- bijeli temper lijev,
FTEL	- crni feritni temper lijev,
PTEL	- crni perlitni temper lijev,
SSŽ	- sivo sirovo željezo,
FeSi	- ferosilicij,
LCF	- <i>Low cycle fatigue,</i>
HCF	- <i>High cycle fatigue,</i>
DCT	- <i>disk compact tension,</i>
CMOD	- <i>Crack mouth opening displacement,</i>
DIC	- <i>Digital image correlation,</i>
LED	- <i>Light-emitting diode.</i>

POPIS OZNAKA

ΔK_{th}	MPa $\sqrt{m}$	- granična vrijednost raspona koeficijenta intenzivnosti naprezanja,
da/dN	$\frac{mm}{br.ciklusa}$	- brzina rasta pukotine,
a	mm	- duljina pukotine,
b	mm	- duljina ligamenta,
N		- broj ciklusa opterećivanja,
K_c	MPa $\sqrt{m}$	- lomna žilavost materijala,
R		- odnos opterećenja (naprezanja),
A	%	- istezljivost,
A	mm ²	- površina grafitne nodule,
P	mm	- opseg grafitne nodule,
r	mm	- polumjer vrška zareza,
ε		- deformacija (istezanje),
σ	MPa	- naprezanje,
E	GPa	- Youngov modul elastičnosti,
K	MPa	- parametar materijala,
n		- parametar materijala,
ε_{el}		- elastični dio deformacije,
ε_{pl}		- plastični dio deformacije,
J	kJ/m ²	- ukupni J -integral,
J_Q	kJ/m ²	- uvjetna kritična vrijednost J integrala,
J_{Ic}	kJ/m ²	- kritična vrijednost J integrala,
$R_m = \sigma_U$	MPa	- vlačna čvrstoća,
$R_{p0,2} = \sigma_Y$	MPa	- granica razvlačenja,
K'	MPa	- parametar materijala,
n'		- parametar materijala,
$a_{ini} = a_i$	mm	- duljina početne pukotine,
F_{max}	N	- maksimalna dopuštena sila opterećivanja,

B	mm	- debljina epruvete,
b_0	mm	- duljina početnog ligamenta epruvete,
W	mm	- širina CT epruvete/visina SENB epruvete,
a_0	mm	- duljina početnog zareza epruvete,
σ_f	MPa	- naprezanje tečenja,
ΔF	N	- raspon sile opterećivanja,
F_{sred}	N	- srednja sila opterećivanja,
F_{amp}	N	- amplituda sile opterećivanja,
F_{min}	N	- minimalna sila opterećivanja,
F_{max}	N	- maksimalna sila opterećivanja,
a_i		- vršne amplitude,
b_i		- centralne točke ekstrema,
c_i		- širine ekstrema,
K	MPa $\sqrt{\text{m}}$	- koeficijent intenzivnosti naprezanja,
ΔK	MPa $\sqrt{\text{m}}$	- raspon koeficijenta intenzivnosti naprezanja,
K_{max}	MPa $\sqrt{\text{m}}$	- maksimalna vrijednost koeficijenta intenzivnosti naprezanja,
K_{min}	MPa $\sqrt{\text{m}}$	- minimalna vrijednost koeficijenta intenzivnosti naprezanja,
$f(a_i/W)$		- funkcija duljine pukotine,
K_{Ic}	MPa $\sqrt{\text{m}}$	- kritična vrijednost koeficijenta intenzivnosti naprezanja (za prvi način otvaranja pukotine),
C		- konstanta materijala Parisove jednadžbe,
n		- eksponent materijala Parisove jednadžbe,
p		- eksponent materijala NASGRO jednadžbe,
q		- eksponent materijala NASGRO jednadžbe,
m		- eksponent materijala Walkerove jednadžbe,
f		- funkcija otvaranja pukotine,
K_{op}	MPa $\sqrt{\text{m}}$	- koeficijent intenzivnosti naprezanja otvaranja pukotine,
A_0, A_1, A_2 i A_3		- faktori otvaranja pukotine,
α		- empirijski faktor za čelike i ljevove,
σ_{max}	MPa	- maksimalno naprezanje,
B_e	mm	- efektivna debljina epruvete,
B_N	mm	- debljina epruvete s bočnim zarezima,

S	mm	- razmak oslonaca SENB epruvete,
ν		- Poissonov omjer,
E'	GPa	- modul elastičnosti za slučaj ravninskog stanja deformacije,
C_k		- podatljivost (<i>compliance</i>),
u		- faktor duljine pukotine,
J_{el}	kJ/m^2	- elastični dio J integrala (Griffithova sila),
G	kJ/m^2	- Griffithova sila,
J_{pl}	kJ/m^2	- plastični dio J integrala,
A_{pl}	Nmm	- površina ispod krivulje sila-pomak,
$\eta_{pl(i)}$		- faktor geometrije i opterećenja za SENB epruvetu,
J_{max}	kJ/m^2	- maksimalna vrijednost J integrala,
Δa_{max}	mm	- maksimalno produljenje pukotine,
C_1, C_2, C_3		- parametri otpornosti materijala,
J_{Ic}	kJ/m^2	- kritične vrijednost lomne žilavosti materijala,
M		- nagib sjecišnog pravca krivulje otpornosti materijala,
C_{ijkl}	MPa	- tenzor elastičnosti,
σ_{ij}	MPa	- tenzor naprezanja,
ε_{ij}		- tenzor deformacije,
α^{ij}	MPa	- tenzor kinematičkog očvršćenja (<i>back stress</i>),
λ		- plastični multiplikator,
η^{ij}	MPa	- tenzor relativnog naprezanja,
$\dot{\varepsilon}_{eqv}^p$		- ekvivalentna plastična deformacija,
a		- unutarnja varijabla izotropnog očvršćenja,
F		- funkcija tečenja,
N_f		- broj ciklusa do krajnjeg sloma,
N_0		- broj ciklusa do početnog oštećenja,
Δw	J	- energija deformiranja unutar stabilizirane petlje histereze,
D		- skalarna varijabla oštećenja,
dD/dN		- prirast oštećenja po ciklusu opterećenja,
L	mm	- karakteristična duljina između integracijskih točaka elementa,
c_1, c_2, c_3, c_4		- konstante materijala.

POPIS SLIKA

Slika 1. Sposobnost prigušivanja vibracija željeznih legura [58]	12
Slika 2. Utjecaj oblika grafita na koncentraciju naprezanja [57].....	13
Slika 3. Vjetroagregat, snage 1MW i modeli ključnih komponenti tvrtke Končar.....	14
Slika 4. Niskopodni tramvaj i prigradski vlak s kritičnim komponentama	15
Slika 5. Budući proizvod tvrtke Končar	15
Slika 6. Elektropeć za taljenje metala	16
Slika 7. Odlivene Y probe za izradu ispitnih uzoraka (eproveta)	21
Slika 8. Metalografski uzorci i epruvete iz kojih su izuzeti	22
Slika 9. Mikrostruktura nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT: a) primarna, b) sekundarna mikrostruktura.....	22
Slika 10. Sekundarna (nagrižena) mikrostruktura nodularnog lijeva.....	23
Slika 11. Svjetlosni mikroskop Olympus GX51.....	23
Slika 12. Metalografija primarne (slike: a, c, e, g) i sekundarne (slike: b, d, f, h) mikrostrukture za: a) i b) nestandardnu, c) i d) Flotret, e) i f) Tundish, te g) i h) Inmould seriju nodularnog lijeva	25
Slika 13. Kidalice za ispitivanje materijala: a) statička, Beta 50-5, Messphysik Austrija; b) dinamička, LFV 50-HH; Walter, Bai AG	27
Slika 14. Oblik i dimenzije epruveta: a) cilindrična epruveta za statičko vlačno i cikličko ispitivanje, b) SENB epruveta za ispitivanje u tri točke, c) CT epruveta	28
Slika 15. Orijentacija epruveta u odljevcima Y-proba: a) cilindrična, b) SENB i c) CT epruveta	29
Slika 16. Mjerenje hrapavosti na Pertometru	30
Slika 17. Polumjer i širina inicijalnog zareza	30
Slika 18. Statičko vlačno ispitivanje –krivulje inženjersko naprezanje - istezanje.....	32
Slika 19. Statičko vlačno ispitivanje – krivulje stvarno naprezanje - istezanje	33
Slika 20. Statičko vlačno ispitivanje – krivulje stvarno naprezanje - istezanje za četiri različite serije nodularnog lijeva, opisane Ramberg-Osgoodovim parametrima materijala n i K	34
Slika 21. Cikličko ispitivanje uz kontrolu deformacije.....	35
Slika 22. Polirane cilindrične epruvete za statička vlačna i ciklička ispitivanja.....	35
Slika 23. Nestandardna serija – simetrično ispitivanje: $\varepsilon_{amp}=\pm 0,4$ %.....	37
Slika 24. Nestandardna serija – simetrično ispitivanje: $\varepsilon_{amp}=\pm 0,8$ %.....	37
Slika 25. Nestandardna serija – simetrično ispitivanje: $\varepsilon_{amp}=\pm 1,2$ %.....	38
Slika 26. Nestandardna serija – asimetrično ispitivanje: $\varepsilon_{min/max}=0/+1,6$ %	38
Slika 27. Flotret serija – simetrično ispitivanje: $\varepsilon_{amp}=\pm 0,4$ %	39
Slika 28. Flotret serija – simetrično ispitivanje: $\varepsilon_{amp}=\pm 0,8$ %	39
Slika 29. Flotret serija – simetrično ispitivanje: $\varepsilon_{amp}=\pm 1,2$ %	40
Slika 30. Flotret serija – asimetrično ispitivanje: $\varepsilon_{min/max}=0/+1,6$ %	40
Slika 31. Tundish serija – simetrično ispitivanje: $\varepsilon_{amp}=\pm 0,4$ %.....	41

Slika 32. Tundish serija – simetrično ispitivanje: $\varepsilon_{amp}=\pm 0,8\%$	41
Slika 33. Tundish serija – simetrično ispitivanje: $\varepsilon_{amp}=\pm 1,2\%$	42
Slika 34. Tundish serija – asimetrično ispitivanje: $\varepsilon_{min/max}=0/+1,6\%$	42
Slika 35. Inmould serija – simetrično ispitivanje: $\varepsilon_{amp}=\pm 0,4\%$	43
Slika 36. Inmould serija – simetrično ispitivanje: $\varepsilon_{amp}=\pm 0,8\%$	43
Slika 37. Inmould serija – simetrično ispitivanje: $\varepsilon_{amp}=\pm 1,2\%$	44
Slika 38. Inmould serija – asimetrično ispitivanje: $\varepsilon_{min/max}=0/+1,6\%$	44
Slika 39. Stabilizirana ciklička krivulja petlje histereze za nestandardnu seriju	45
Slika 40. Stabilizirana ciklička krivulja petlje histereze za Flotret seriju	46
Slika 41. Stabilizirana ciklička krivulja petlje histereze za Tundish seriju	46
Slika 42. Stabilizirana ciklička krivulja petlje histereze za Inmould seriju	47
Slika 43. Usporedba cikličkih krivulja histereze s rezultatima iz literature [70]	48
Slika 44. Veza optičkog sustava ARAMIS 4M i servohidrauličke dinamičke kidalice Walter Bai LFV 50-HH	49
Slika 45. Snimanje analognog izlaza iz dinamičke kidalice	50
Slika 46. Ispitna oprema za mjerenje pukotina primijenjena u [21, 22, 24]	51
Slika 47. Rast pukotine snimljen uređajem FRACTOMAT – prema Hübner i ostali [21]	52
Slika 48. Naprava za opterećenje SENB epruveta	53
Slika 49. Kamera velikog povećanja (<i>high magnification camera</i>) tvrtke Messphysik	53
Slika 50. Praćenje pukotine kamerom velikog povećanja	54
Slika 51. Traženje optimalne kombinacije rastera	55
Slika 52. Optimalni raster na CT i SENB epruveti	56
Slika 53. Identifikacija vrha zamorne pukotine korištenjem optičkog sustava Aramis	57
Slika 54. Usporedba kriterija za traženje vrha pukotine	58
Slika 55. Uvećanje objekta u ovisnosti o distantnim prstenovima	58
Slika 56. LED osvjetljenje ispitne epruvete	59
Slika 57. Pozicioniranje epruveta lisnatim oprugama: a) SENB epruvete, b) CT epruvete	60
Slika 58. Fronta i brzina rasta pukotine	61
Slika 59. Praćenje pukotine u softveru Aramis	62
Slika 60. Ispitna konfiguracija CT epruveta	62
Slika 61. Shematski prikaz dimenzija CT epruvete	63
Slika 62. Kombinacija „A“ opterećivanja CT epruveta	64
Slika 63. Kombinacija „B“ opterećivanja CT epruveta	65
Slika 64. Kombinacija „C“ opterećivanja CT epruveta	65
Slika 65. Pukotina u sekundarnoj mikrostrukturi ispitivanog nodularnog lijeva	66
Slika 66. Duljina pukotine u ovisnosti o broju ciklusa za $R=0,1$ (kombinacija „A“)	66
Slika 67. Duljina pukotine u ovisnosti o broju ciklusa za $R=0,3$ (kombinacija „A“)	67
Slika 68. Duljina pukotine u ovisnosti o broju ciklusa za $R=0,5$ (kombinacija „A“)	67
Slika 69. Brzina prirasta pukotine u ovisnosti o rasponu koeficijenta intenzivnosti naprezanja za $R=0,1$ (kombinacija opterećivanja „A“)	71

Slika 70. Brzina prirasta pukotine u ovisnosti o rasponu koeficijenta intenzivnosti naprezanja za $R=0,3$ (kombinacija opterećivanja „A”)	72
Slika 71. Brzina prirasta pukotine u ovisnosti o rasponu koeficijenta intenzivnosti naprezanja za $R=0,5$ (kombinacija opterećivanja „A”)	72
Slika 72. Duljina pukotine u ovisnosti o broju ciklusa za: a) $\Delta F=6000$ N, b) $\Delta F=8400$ N i c) $\Delta F=10800$ N (kombinacija opterećivanja „B”).....	74
Slika 73. Duljina pukotine u ovisnosti o broju ciklusa za različite odnose R (kombinacija opterećivanja „C”).....	75
Slika 74. Ispitna konfiguracija SENB epruveta	76
Slika 75. Shematski prikaz dimenzija SENB epruvete	76
Slika 76. Površina loma SENB epruvete za nestandardnu seriju.....	78
Slika 77. Početna i krajnja fronta pukotine SENB epruvete.....	79
Slika 78. Vršak pukotine u troosnom stanju deformacije.....	79
Slika 79. Nestandardna serija: a) sila – CMOD, b) lomna žilavost	83
Slika 80. Flotret serija: a) sila – CMOD, b) lomna žilavost	84
Slika 81. Tundish serija: a) sila – CMOD, b) lomna žilavost.....	84
Slika 82. Inmould serija: a) sila – CMOD, b) lomna žilavost	85
Slika 83. Stabilizirana petlja histereze	90
Slika 84. Krivulja ovisnosti deformacije o broju ciklusa do iniciranja oštećenja.....	94
Slika 85. Degradacija elastične krutosti materijala kao funkcija broja ciklusa opterećenja [96]	95
Slika 86. Plastični <i>shakedown</i> u direktnoj cikličkoj analizi [96]	95
Slika 87. Dijagram naprezanje-istezanje uz napredovanje oštećenja.....	98
Slika 88. Funkcija pomaka unutar perioda T	104
Slika 89. Iteracije postizanja konvergencije rezultata.....	106
Slika 90. a), b) Diskretizirani proračunski model cilindrične epruvete.....	107
Slika 91. Usporedba simetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\varepsilon_{amp}=\pm 0,4$ % (Nestand.)	109
Slika 92. Usporedba simetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\varepsilon_{amp}=\pm 0,8$ % (Nestand.)	109
Slika 93. Usporedba simetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\varepsilon_{amp}=\pm 1,2$ % (Nestand.)	110
Slika 94. Usporedba asimetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\varepsilon_{min/max}=0/+1,6$ % (Nestand.)	110
Slika 95. Usporedba simetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\varepsilon_{amp}=\pm 0,4$ % (Flotret) .	111
Slika 96. Usporedba simetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\varepsilon_{amp}=\pm 0,8$ % (Flotret) .	111
Slika 97. Usporedba simetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\varepsilon_{amp}=\pm 1,2$ % (Flotret) .	112
Slika 98. Usporedba asimetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\varepsilon_{min/max}=0/+1,6$ % (Flotret).....	112
Slika 99. Usporedba simetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\varepsilon_{amp}=\pm 0,4$ % (Tundish)	113
Slika 100. Usporedba simetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\varepsilon_{amp}=\pm 0,8$ % (Tundish)	113

Slika 101. Usporedba simetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\varepsilon_{amp}=\pm 1,2\%$ (Tundish)	114
Slika 102. Usporedba asimetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\varepsilon_{min/max}=0/+1,6\%$ (Tundish)	114
Slika 103. Usporedba simetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\varepsilon_{amp}=\pm 0,4\%$ (Inmould)	115
Slika 104. Usporedba simetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\varepsilon_{amp}=\pm 0,8\%$ (Inmould)	115
Slika 105. Usporedba simetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\varepsilon_{amp}=\pm 1,2\%$ (Inmould)	116
Slika 106. Usporedba asimetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\varepsilon_{min/max}=0/+1,6\%$ (Inmould)	116
Slika 107. Diskretizirani proračunski model CT epruvete s uvećanjem vrha zareza	117
Slika 108. Rubni uvjeti pomaka proračunskog modela CT epruvete	118
Slika 109. Rubni uvjet opterećenja proračunskog modela CT epruvete	119
Slika 110. Numerički prikaz rasta pukotine u CT epruveti	119
Slika 111. Uvećani prikaz a) nastanka i b) rasta pukotine u CT epruveti	120
Slika 112. Usporedba numeričke analize rasta pukotine i eksperimenta za $R=0,1$	121
Slika 113. Usporedba numeričke analize rasta pukotine i eksperimenta za $R=0,3$	121
Slika 114. Usporedba numeričke analize rasta pukotine i eksperimenta za $R=0,5$	122
Slika 115. Dijagram naprezanje istezanje	136
Slika 116. Usporedba eksperimentalnih i numeričkih rezultata za: a) simetrično i b) asimetrični ispitivanje	138
Slika 117. a) Stabilizirane histereze i b) ispitivanje s promjenljivim amplitudama deformacije	138
Slika 118. Ispitivanje puzanja (<i>ratcheting test</i>)	139
Slika 119. Ovisnost sile o otvaranju usta pukotine	139
Slika 120. Krivulja zamornog rasta pukotine	140
Slika 121. Dijagram sila - pomak	143
Slika 122. Uvećani prikaz jednog ciklusa opterećenja/rasterećenja	143
Slika 123. Shematski prikaz određivanja reprezentativnog uzorka	144
Slika 124. Nagib pravaca opterećenja/rasterećenja	144
Slika 125. Podjela simetričnog ispitivanja na uzlazni i silazni dio	150
Slika 126. Analiza simetričnog cikličkog ispitivanja za $\varepsilon_{amp}=\pm 1,2\%$	150
Slika 127. Analiza asimetričnog cikličkog ispitivanja za $\varepsilon_{amp}=\pm 0,8\%$	151
Slika 128. Analiza simetričnog cikličkog ispitivanja za $\varepsilon_{amp}=\pm 0,4\%$	151

POPIS TABLICA

Tablica 1. Udjel pojedinih elemenata u kemijskom sastavu NL (%) ovisno o seriji materijala	13
Tablica 2. Preporučeni kemijski sastav bazne taline.....	17
Tablica 3. Mikrostrukturne karakteristike nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT	26
Tablica 4. Srednje vrijednosti mikrostrukturnih karakteristika nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT	26
Tablica 5. Mehaničke karakteristike nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT.....	32
Tablica 6. Cikličke karakteristike nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT.....	47
Tablica 7. Geometrijske značajke CT epruveta	63
Tablica 8. Sile opterećivanja za kombinaciju „A“	64
Tablica 9. Sile opterećivanja za kombinaciju „B“	65
Tablica 10. Sile opterećivanja za kombinaciju „C“	65
Tablica 11. Zamorne karakteristike nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT.....	73
Tablica 12. Usrednjene geometrijske značajke SENB epruveta.....	76
Tablica 13. Mehaničke karakteristike četiri serije nodularnog lijeva	77
Tablica 14. Lomna žilavost i koeficijenti krivulje otpornosti materijala	82
Tablica 15. Parametri materijala cikličke plastičnosti za nestandardnu seriju nodularnog lijeva (simetrično ispitivanje).....	91
Tablica 16. Parametri materijala cikličke plastičnosti za nestandardnu seriju nodularnog lijeva (asimetrično ispitivanje)	91
Tablica 17. Parametri materijala cikličke plastičnosti za Flotret seriju nodularnog lijeva (simetrično ispitivanje)	91
Tablica 18. Parametri materijala cikličke plastičnosti za Flotret seriju nodularnog lijeva (asimetrično ispitivanje)	91
Tablica 19. Parametri materijala cikličke plastičnosti za Tundish seriju nodularnog lijeva (simetrično ispitivanje)	92
Tablica 20. Parametri materijala cikličke plastičnosti za Tundish seriju nodularnog lijeva (asimetrično ispitivanje)	92
Tablica 21. Parametri materijala cikličke plastičnosti za Inmould seriju nodularnog lijeva (simetrično ispitivanje)	92
Tablica 22. Parametri materijala cikličke plastičnosti za Inmould seriju nodularnog lijeva (asimetrično ispitivanje)	92
Tablica 23. Parametri nastanka i rasta oštećenja za Tundish seriju nodularnog lijeva	100
Tablica 24. Integracijski algoritam	102
Tablica 25. Udjel pojedinih elemenata u kemijskom sastavu aluminijske legure AlCu5BiPb-T8 u (%):	136
Tablica 26. Mehanička svojstva aluminijske legure AlCu5BiPb-T8.....	137

1. UVOD

1.1. Motivacija

Posljednjih desetak godina, tehnologije proizvodnje električne energije iz obnovljivih izvora doživjele su značajan uzlet. Jedna od mnogih tehnologija dobivanja električne energije iz obnovljivih izvora, jest tehnologija pretvorbe energije vjetra u električnu energiju. U tu svrhu koriste se konstrukcijski i tehnološki izrazito kompleksni strojevi – vjetroatregati. Kompleksnost tih strojeva posljedica je u najvećoj mjeri izrazito stohastičkih opterećenja koje je potrebno u zadovoljavajućoj mjeri modelirati kako bi se u konačnici ostvario predviđeni vijek eksploatacije ključnih komponenata, kao i vjetroatregata u cjelini.

Većina komponenti modernih vjetroatregata kao što su osovinski rukavci, adapteri, glavni nosači, osovine i glavčine izrađeni su od nodularnog lijeva. Često korišteni nodularni lijev, oznake EN-GJS-400-18-LT, sadrži grafitne nodule u feritnoj mikrostrukturnoj matrici, a odlikuje se visokom istezljivošću kao i visokom dinamičkom izdržljivošću. Pritom, mikrostruktura ima značajan utjecaj na zamorno ponašanje nodularnog lijeva. Od navedenog materijala izrađena je glavčina vjetroatregata, tvrtke KONČAR, snage 1MW koji je instaliran na Pometenom brdu u blizini Splita.

Značajan utjecaj na točnost numeričke simulacije zamora konstrukcijske komponente iz nodularnog lijeva ima opisivanje materijalnog modela koji se definira konstitutivnim jednadžbama na razini točke integracije konačnog elementa. Zbog nedovoljnog poznavanja cikličkog i zamornog ponašanja nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT odgovarajuće konstitutivne relacije koje sprežu efekte plastičnosti i oštećenja još uvijek nisu dovoljno točno definirane.

Praćenje trenutnog stanja vjetroatregata u smislu deformacija kritičnih komponenata, kao i vanjskih utjecaja (meteoroloških prilika – smjer i brzina vjetra, tlak zraka...) omogućeno je ugrađenim sustavom za monitoring. Dosadašnja ispitivanja postojećeg vjetroatregata obavljena su u okviru provjere termičkih opterećenja i magnetskih karakteristika generatora, njegovih strujnih i naponskih karakteristika, te provjere frekvencijskog pretvarača. Također su

ispitivane i vlastite frekvencije kao i odziv konstrukcije na temelju ugrađenih akcelometara i tenzometara.

Stanje ključnih komponenata vjetroagregata kao što su stup, glavni nosač, osovinski rukavac, rotor, stator, glavčina i lopatice, prati se uz pomoć ugrađenih akcelometara i tenzometarskih traka. Uslijed cikličkih opterećenja vjetra u komponentama može doći do pojave zamornih oštećenja sve do potpunog sloma. Da bi konstrukcija bila pouzdana tijekom minimalno 20 godina radnog vijeka, potrebno je provesti analizu zamora, što se u prvom redu odnosi na njene kritične komponente. Kako se radi o konstrukcijskim komponentama vrlo složene geometrije, izrađenih od različitih materijala (čelični lijev, nodularni lijev, konstrukcijski čelici), te o stohastičkom opterećenju uzrokovanog vjetrom, postoji još veliki broj otvorenih pitanja na koja je potrebno odgovoriti da bi analiza zamora vjetroagregata i općenito konstrukcija bila točnija.

Istraživanjem bi se definiralo zamorno ponašanje materijala nodularnog lijeva, od kojeg je napravljena glavčina vjetroagregata. Provela bi se eksperimentalna ispitivanja nodularnog lijeva koja nisu obuhvaćena dosadašnjim istraživanjima i ne nalaze se u trenutno dostupnoj literaturi. To se u prvom redu odnosi na ponašanje materijala pod utjecajem cikličkih opterećenja, na epruvetama sa i bez zareza. Numeričkim modeliranjem elastoplastičnog ponašanja materijala nodularnog lijeva nastojalo bi se u što većoj mjeri približiti eksperimentalno dobivenim rezultatima.

Kako je već poznato, numeričkim simulacijama određenih slučajeva opterećenja kritičnih komponenti sustava doprinijelo bi se značajnoj uštedi u procesima analize njihove cjelovitosti, odnosno integriteta. Praćenje stanja komponenata tijekom eksploatacije moguće je jedino pomoću ugrađenih akcelometara i tenzometara, dok bi svaka druga vrsta kontrole i pregleda zahtijevala zaustavljanje vjetroagregata, čime bi se umanjila njegova efikasnost. Na učinkovitost numeričkih simulacija u najvećoj mjeri može se utjecati što točnijim definiranjem konstitutivnih jednadžbi i algoritama za njihovo rješavanje. Iz tog razloga, jedan od ključnih zadataka provedenih istraživanja bio je razvoj numeričkih algoritama, te metoda za modeliranje zamornog i lomnog ponašanja nodularnog lijeva.

Predloženo istraživanje temeljit će se na analitičkim proračunima, te eksperimentalnim i računalnim simulacijama. U odnosu na postojeće postupke, istraživanje će omogućiti točnije i učinkovitije definiranje uvjeta pod kojima dolazi do nastanka i rasta zamorne pukotine u

materijalu, kriterija za ocjenu prihvatljivosti pukotine te njenog utjecaja na radni vijek konstrukcije. Također, doprinijet će se definiranju novih, manje konzervativnih kriterija prihvatljivosti pukotine, uz istovremeno povećanje pouzdanosti glavčine kao kritične komponente vjetroagregata. Omogućit će se realnije planiranje kontrolnih pregleda, optimiranje postojećeg prototipa, te unapređenje postupka projektiranja vjetroagregata većih snaga. Istraživanje verificirano na realnom objektu omogućit će kritičku analizu planiranog radnog područja vjetroagregata te njegovo proširenje ili suženje na osnovu dobivenih rezultata.

Očekuje se primjenjivost rezultata istraživanja i na ostale konstrukcijske komponente za koje se procijeni da uslijed zamora postoji opasnost od njihovog loma. To će doprinijeti optimiranju njihove geometrije i odabiru materijala. Osim toga, istraživanje će naći primjenu u različitim strojarskim postrojenjima kod kojih uslijed degradacijskih mehanizama dolazi do pojave oštećenja u nodularnom lijevu.

Točnim i učinkovitim numeričkim modeliranjem realnog ponašanja materijala prilikom procesa deformiranja zamijenit će se značajno skuplji eksperiment. Numeričko simuliranje nastanka i rasta pukotine bit će osnova za procjenu vijeka trajanja konstrukcijske komponente. Time će se oblik konstrukcije približiti optimalnoj izvedbi što će dovesti do značajnih ušteda u materijalu, dok će se smanjenjem inercijskih sila povećati efikasnost vjetroagregata. Ukratko, učinkoviti numerički algoritmi doprinijet će smanjenju troškova projektiranja.

Rezultati istraživanja omogućit će bolju osposobljenost domaće industrije u izgradnji vjetroagregata za proizvodnju električne energije, uz vlastiti razvoj i izradu ključnih komponenata. Također, doprinijet će se kvaliteti domaćeg proizvoda, a time i podizanju konkurentnosti hrvatskog gospodarstva na svjetskom tržištu.

1.2. Pregled dosadašnjih istraživanja

U novijoj literaturi provode se brojna eksperimentalna istraživanja procesa deformiranja nodularnog lijeva. Utjecaj Bauschingerovog efekta i ponašanje materijala nodularnog lijeva uslijed cikličkih opterećenja istraženo je u radu [11]. U odnosu na rezultate prijašnjih istraživanja na metalnim materijalima, pokazane su specifičnosti ponašanja nodularnog lijeva,

vezano uz Bauschingerov efekt i oblik krivulje histereze. Mehaničke karakteristike nodularnog lijeva kako u vlačnom tako i u tlačnom području, te lomne karakteristike opisane su u radu [12]. Razmatran je utjecaj pogrešaka u procesu lijevanja, utjecaj debljine uzorka na lomnu žilavost materijala, kao i veza između naprezanja i deformacija. Utjecaj frekvencije opterećivanja na mehanizam nastanka loma uslijed visokocikličkog zamora nodularnog lijeva obrađen je u radu [13].

Utjecaj mikrostrukture na mehaničko ponašanje nodularnog lijeva posljednjih godina sve više je predmet istraživanja znanstvenika [14-20]. Istraživači s Tehničkog sveučilišta akademije Berg u Freibergu istraživali su zamorno ponašanje nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT s feritnom mikrostrukturom i tri različite dimenzije grafitnih nodula pod utjecajem cikličkog opterećivanja [21-23]. Zaključili su da veličina i broj grafitnih nodula u feritnoj mikrostrukтури ima značajan utjecaj na zamorno ponašanje nodularnog lijeva iako to nije eksplicitno pokazano.

Pokazano je zato da povećanjem dimenzija grafitnih nodula raste granična vrijednost raspona koeficijenta intenzivnosti naprezanja ΔK_{th} , smanjuje se brzina rasta pukotine da/dN i povećava lomna žilavost K_c . Pritom je faktor kružnosti (CSF - *circular shape factor*) koji opisuje odstupanje oblika grafitne nodule od oblika savršene kružnice imao približno jednaku vrijednost 0,8 (CSF = 1 za idealnu kružnicu). U njihovom zadnjem članku [24] analiziran je isti nodularni lijev ali s dvije različite veličine grafitnih nodula. Materijal s otprilike 70% većim nodulama i nižom gustoćom raspodjele grafitnih nodula imao je 30% niži faktor oblika kružnosti (CSF) u usporedbi s materijalom koji je imao finiju grafitnu mikrostrukтуру. Usprkos malim razlikama u rezultatima dobivenim za grublju i finiju grafitnu mikrostrukтуру, na sličan način kao i gore spomenuto, autori zaključuju da povećanje grafitnih nodula utječe na povećanje granične i kritične vrijednosti koeficijenta intenzivnosti naprezanja. Rezultati prikazani u tom radu pokazuju da faktor oblika grafitne nodule kao indikatora efekta unutarnjeg zareza ima jak utjecaj na zamorno ponašanje nodularnog lijeva feritne mikrostrukture. Utjecaj oblika nodula i udjela perlitne faze u feritnoj matrici na zamorno ponašanje materijala ova grupa istraživača nije analizirala.

U dosadašnjoj literaturi postoji ograničena količina eksperimentalnih podataka što se tiče rasta zamornih pukotina u nodularnom lijevu EN-GJS-18-LT. Utjecaj morfologije grafitnih nodula (oblik, veličina i raspodjela) kao i udjela pojedinih mikrostrukturnih faza (ferita i perlita) na lomnu žilavost i zamorne karakteristike tog materijala je također slabo istražen. U

radovima [25, 26] pokazano je da oblik nodula i udjel perlitne faze u feritnoj matrici imaju vrlo velik utjecaj na niskocikličko zamorno ponašanje nodularnog lijeva. Utjecaj redosljeda cikličkog opterećivanja na lomno ponašanje komponenti od nodularnog lijeva vjetroagregata obrađen je u radu [21]. Ovdje je rast pukotine uslijed cikličkog opterećenja opisan *ESACRACK* modelom. Visokociklički zamor nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT istraživao je u radovima [18-20], dok su u radu [17] prikazani eksperimentalni rezultati niskocikličkog zamora provedeni na nodularnom lijevu EN-GJS-500-7. Iz svih navedenih razloga proizlazi da je potrebno dodatno istražiti mikromehaničke karakteristike nodularnog lijeva EN-GJS-18-LT kao i njihov utjecaj na statičko i dinamičko ponašanje.

Kada se zamorna pukotina inicira u blizini vrška zareza, brzina rasta kratkih pukotina je uglavnom veća nego što se to može predvidjeti koristeći koncept koeficijenta intenzivnosti naprezanja temeljenog na linearno-elastičnoj mehanici loma, što je i pokazano u radovima [27-30]. Stoga je za točnije računalno simuliranje procesa iniciranja i rasta pukotine nužno modelirati efekte cikličke plastičnosti. U ovim radovima zamorna ispitivanja provedena su na epruvetama izrađenim od čelika oznake AISI 1070 odnosno AISI 304L. U radu [28] istraživao je rast pukotine u čeliku AISI 304L, te je primjenom teorije cikličke plastičnosti opisano ponašanje materijala uslijed složenih uvjeta opterećivanja. Kalnaus i ostali [30] proširuju istraživanje rasta pukotine u čeliku AISI 304L na slučajeve s različitim odnosima naprezanja R , veličinama inicijalne pukotine, vlačnim i tlačnim opterećenjima te redoslijedom opterećivanja.

Jiang i Zhang [29] opisuju utjecaje Bauschingerovog efekta, cikličkog očvršćenja materijala, raspona amplituda deformacija i neproporcionalnog opterećenja na modeliranje cikličke plastičnosti. Također ukazuju da ispravno modeliranje zahtjeva jasnu distinkciju između različitih tipova cikličke plastičnosti. Cikličko očvršćenje materijala pritom ovisi o amplitudama i spektru opterećenja. U radu [31] definirana je krivulja cikličko naprezanje-deformacija, kao i parametri zamora materijala za procjenu radnog vijeka konstrukcijske komponente uslijed višeosnih opterećenja. Za modeliranje iniciranja i rasta pukotine primijenjeni su kriteriji oštećenja koji su definirani u [32].

Eksperimentalni podaci deformacijskih procesa metala uslijed različitih kombinacija cikličkog opterećivanja, te njihovi odgovarajući teoretski opisi i pretpostavke, predmet su velikog broja znanstvenih radova [33-38]. Pritom, iako nezamjenjivi, eksperimentalni podaci pretpostavljaju veliki udjel u ukupnom trošku provođenja istraživanja ponašanja nekog

materijala. Iz tog razloga numerička analiza, odnosno numerički opis ponašanja deformacijskih procesa nekog materijala kao i opisivanje kolapsa (gubitka stabilnosti) konstrukcija predstavlja izrazito prihvatljiv model za proučavanje materijala i općenito konstrukcija. Pritom vrijedi napomenuti kako numerička analiza ne smije predstavljati zamjenu za eksperiment već se obje analize moraju međusobno nadopunjavati kako za to dođe vrijeme, a sve u svrhu podizanja razine točnosti analize odnosno, približavanju ka realnom ponašanju materijala i općenito konstrukcija. Točno modeliranje nelinearnih procesa očvršćenja materijala predstavlja ključan parametar za realnije opisivanje ponašanja materijala. Za integriranje elastoplastičnih konstitutivnih modela u literaturi se mogu pronaći mnogi efikasni algoritmi [1, 39-46]. U literaturi [2] je tako predstavljen algoritam koji omogućava numeričko modeliranje elastoplastičnih deformacijskih procesa uslijed cikličkog opterećivanja ljuskastih konstrukcija. Materijalni model za duktilne materijale uključuje višekomponentni oblik nelinearnog izotropnog i kinematičkog očvršćenja s eksperimentalno dobivenim parametrima materijala [45]. Pritom je pretpostavljen slučaj malih elastoplastičnih deformacija, uz asocijativni zakon tečenja. Integracijski algoritam u tenzorskoj notaciji koristi metodu povratnog projiciranja prema [47], dok je s ciljem numeričke efikasnosti globalne iteracijske procedure primijenjen konzistentni elastoplastični tangentni operator. Cilj ovog doktorskog rada je ovaj model prilagoditi za analizu niskocikličkog zamora.

U radovima [48] i [49] opisuje se utjecaj Bauschingerovog efekta na otvaranje vrška pukotine. Pritom su provedene analize konačnim elementima u programskom paketu ABAQUS [4] primjenom konstitutivnih jednadžbi predloženim u [34], koje uzimaju u obzir Bauschingerov efekt, te utjecaje cikličkog očvršćenja materijala. Pokazan je izrazit utjecaj primijenjenog modela cikličke plastičnosti na efekt otvaranja vrška pukotine. U [50] analiziran je utjecaj redoslijeda opterećivanja na cikličko ponašanje materijala, kao i na zamorni rast pukotine. Općenito, u literaturi postoji velik broj radova koji obrađuje problem modeliranja cikličke plastičnosti. Osnovni modeli koji se primjenjuju su više-površinski model plastičnosti (*multisurface approach*), model granične površine plastičnosti (*bounding surface plasticity*), model s nelinearnim kinematičkim očvršćenjem, model generalizirane plastičnosti prema Lublineru [51], te endohrona teorija (endohronic theory) [34]. Zajednički cilj svim ovim modelima je što točnije opisati očvršćenje materijala, utjecaj temperature, Bauschingerov efekt, oblik petlje histereze kod cikličkog opterećenja i rasterećenja te ostala eksperimentalno utvrđena ponašanja materijala. Za integriranje eksperimentalno dobivenih konstitutivnih jednadžbi koriste se inkrementalno iterativni algoritmi [2, 3, 45, 52]. Iz pregleda dostupne

literature može se zaključiti da cikličko ponašanje nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT nije dovoljno istraženo u dosadašnjoj literaturi [25, 26].

Za mjerenje rasta pukotine na površini epruvete tijekom lomno-mehaničkog ispitivanja materijala do sada se uglavnom koristila klasična metoda primjenom Krak-Gage traka od konstantana (uređaj poznat pod imenom Fractomat [53]) koje se lijepe na površinu epruvete. Pritom, trake moraju biti tako napravljene i naliježljene da se deformiraju i pucaju zajedno s materijalom epruvete na koju su naliježljene. Kako je cijena traka relativno visoka, klasična metoda mjerenja rasta pukotine je vrlo skupa. Osim toga, ovom metodom ne može se dobiti dovoljan broj podataka o duljini pukotine u cijelom području mjerenja, od faze nastanka pukotine do krajnjeg loma epruvete.

1.3. Hipoteza

U radu će se pokušati riješiti otvorena pitanja spomenuta u prethodnom poglavlju. U okviru eksperimentalnih istraživanja cilj je istražiti utjecaj mikrostrukture na proces nastanka i rasta oštećenja u nodularnom lijevu EN-GJS-400-18-LT. Pretpostavka je da veće nodule nepravilnijeg oblika nepovoljno utječu na zamorno ponašanje materijala u usporedbi s većim brojem manjih nodula pravilnog oblika. Osim toga, namjera je istražiti utjecaj mikrostrukture na proces deformiranja navedenog materijala za slučaj monotonog opterećenja, ali i na cikličko očvršćenje materijala i oblik petlje histereza za slučaj simetričnih i asimetričnih cikličkih ispitivanja. Rezultati istraživanja omogućit će definiranje mikrostrukture nodularnog lijeva s optimalnim mehaničkim svojstvima. Na temelju eksperimentalnih podataka bit će moguće definirati konstitutivni model cikličke plastičnosti te modele za opisivanje procesa iniciranja i rasta oštećenja u nodularnom lijevu koji će biti primjenljivi na različite slučajeve cikličkih opterećenja.

Za detekciju iniciranja i mjerenje rasta zamornih pukotina na površini epruvete cilj je razviti novu optičku metodu. Pretpostavlja se da će za razliku od klasične metode mjerenja rasta pukotine pomoću mjernih traka, nova metoda omogućiti detaljniju analizu procesa nastanka i rasta makro pukotine, sve do konačnog loma epruvete.

U okviru numeričkog modeliranja, cilj je postojeći numerički algoritam za integriranje konstitutivnog modela cikličke plastičnosti ljuskastih konstrukcija prilagoditi za

trodimenzijski konstitutivni model te ga implementirati u formulaciju konačnih elemenata. Pretpostavka je da će predloženi materijalni model i numerički algoritam u kombinaciji s postojećim algoritmima iz softverskog paketa Abaqus točno opisivati stanje naprezanja i deformacija, kao i proces iniciranja i rasta pukotine u materijalu za slučaj niskocikličkog zamora, u usporedbi s eksperimentalnim rezultatima.

1.4. Očekivani znanstveni doprinos

Istražit će se utjecaj broja, veličine i oblika nodula, kao i udjela perlitne faze u feritnoj matrici na zamorno ponašanje materijala. To će omogućiti definiranje mikrostrukture nodularnog lijeva s optimalnim mehaničkim svojstvima. Rezultati će doprinijeti procesu projektiranja, odabiru materijala i planiranju kontrolnih pregleda konstrukcijskih komponenata izrađenih od nodularnog lijeva. Numerički algoritam omogućit će realno modeliranje procesa deformiranja nodularnog lijeva. Razvit će se optička metoda za mjerenje rasta pukotine na površini epruvete tijekom lomno-mehaničkog ispitivanja materijala.

1.5. Struktura rada

Rad je podijeljen u osam poglavlja s dodatna tri priloga. U prvom, uvodnom poglavlju detaljno je opisana motivacija koja je potaknula autora na provedeno istraživanje zamornog ponašanja nodularnog lijeva. Dan je pregled istraživanja iz literature u području eksperimentalnog ispitivanja utjecaja mikrostrukture na mehaničko ponašanje nodularnog lijeva te metoda za mjerenje rasta pukotine na površini epruvete tijekom lomno-mehaničkog ispitivanja materijala. Pritom su istaknuti ključni problemi koji se javljaju u tim područjima. Izložen je pregled do sada primijenjenih metoda za numeričko modeliranje cikličke plastičnosti te procesa iniciranja i rasta pukotine u materijalu. Na kraju poglavlja izložena je postavljena hipoteza te očekivani znanstveni doprinos rada.

Drugim poglavljem dan je sažet enciklopedijski opis materijala koji je objekt ovog istraživanja, zajedno s tehnologijama proizvodnje različitih serija tog materijala. U okviru istraživanja analizirane su različite serije istog nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT dobivene standardnim tehnološkim postupcima lijevanja, kao što su Flotret, Tundish i

Inmould tehnologija. Dodatno je eksperimentalno i numerički istražena jedna nestandardna serija nodularnog lijeva.

U trećem poglavlju prikazani su rezultati metalografskih istraživanja. Na temelju velikog broja metalografskih uzoraka i mikroskopskih snimaka određene su mikrostrukturne karakteristike za četiri serije razmatranog nodularnog lijeva dobivene različitim tehnologijama lijevanja.

U četvrtom poglavlju detaljno je opisano eksperimentalno istraživanje provedeno u ovom radu. U prvom dijelu, na standardnim cilindričnim epruvetama bez zareza istražen je utjecaj mikrostrukture na proces deformiranja navedenog materijala za slučaj vlačnog ispitivanja. Određene su mehaničke karakteristike za sve četiri serije razmatranog nodularnog lijeva, kao i parametri materijala za Ramberg-Osgoodovu konstitutivnu jednadžbu. Nakon toga, na cilindričnim epruvetama bez zareza istraženi su deformacijski procesi uslijed cikličkog opterećivanja s konstantnim amplitudama deformacija. Ovdje je analizirano cikličko očvršćenje materijala te oblik petlje histereze za slučaj simetričnih i asimetričnih cikličkih ispitivanja. Dan je prikaz petlji histereza za četiri različita ispitivanja s konstantnim amplitudama deformacija za svaku od četiri serije razmatranog nodularnog lijeva. Uspoređujući odgovarajuće petlje histereze za simetrične i asimetrične amplitude deformacija, zaključeno je da srednja deformacija nema značajan utjecaj na efekt očvršćenja proučavanog materijala. Osim toga, prikazane su stabilizirane cikličke krivulje petlji histereza s pripadnim parametrima materijala za Ramberg-Osgoodovu konstitutivnu jednadžbu. Rezultati su uspoređeni s dostupnim rezultatima iz literature. Zaključeno je da, iako proizvedeni različitim tehnologijama lijevanja, sve četiri serije nodularnog lijeva pokazuju slično ponašanje obzirom na cikličko očvršćenje. Navedeni rezultati predstavljaju osnovu za određivanje parametara materijala konstitutivnog modela cikličke plastičnosti te su od velike važnosti za određivanje parametara oštećenja materijala za slučaj niskocikličkog zamora. Nadalje, u nastavku eksperimentalnog istraživanja proučavano je ponašanje ciklički opterećenog materijala nodularnog lijeva u blizini zareza. Eksperimenti su provedeni na CT (*compact tension*) i SENB (*single edge notched bending specimen*) epruvetama sa zarezom za sve četiri serije nodularnog lijeva. Istražen je proces iniciranja i rasta pukotina pod uvjetima različitih odnosa opterećivanja. Eksperimentalno dobiven rast pukotina u ovisnosti o broju ciklusa opterećivanja dan je pregledno za svaku seriju nodularnog lijeva i za sve kombinacije različitih odnosa opterećivanja. Za analitičku aproksimaciju krivulja rasta pukotina

primijenjena je modificirana NASGRO jednađžba. Zaključeno je da veličina, oblik i raspodjela grafitnih nodula, kao i mikrostrukturne faze (ferit i perlit) imaju izrazito značajan utjecaj na zamorno ponašanje nodularnog lijeva. Nadalje, određena je lomna žilavost materijala. Za analizu iniciranja i mjerenje rasta zamornih pukotina na površini epruvete u ovom poglavlju dan je detaljan prikaz nove optičke metode.

U petom poglavlju dan je opis predloženog trodimenzijskog kinematičkog materijalnog modela cikličke plastičnosti, kao i modela za opisivanje nastanka i rasta oštećenja koji su preuzeti iz softverskog paketa Abaqus/Standard koji se temelji na metodi konačnih elemenata. U istom poglavlju dani su parametri materijala za navedene konstitutivne modele. Osim toga, prikazane su osnovne postavke niskocikličkog zamora.

Šesto poglavlje daje numeričku formulaciju s opisom algoritma povratnog projiciranja za integriranje konstitutivnih jednađžbi cikličke plastičnosti, te algoritma direktne cikličke analize iz softverskog paketa Abaqus/Standard.

U sedmom poglavlju dana je usporedba numeričkih i eksperimentalnih rezultata. Točnost konstitutivnog modela, parametara materijala i numeričke formulacije provjerena je usporedbom s eksperimentalnim rezultatima na primjeru cikličkog opterećivanja cilindrične epruvete bez zareza pomoću koje su određeni parametri materijala u konstitutivnom modelu. Algoritam za modeliranje oštećenja u kombinaciji s izvedenim algoritmom cikličke plastičnosti verificiran je numeričkom simulacijom eksperimenta za iniciranje i rast zamornih pukotina na CT epruveti. Pokazano je vrlo dobro podudaranje rezultata.

U osmom poglavlju navedeni su zaključci rada. Još su jednom ukratko sažeti glavni rezultati i posebno izloženi doprinosi rada. Osim toga, predložene su neke smjernice za buduća istraživanja.

U prilogu doktorskog rada dani su MATLAB kodovi razvijeni u okviru rada za obradu i analizu eksperimenata za određivanje lomne žilavosti i jednoosnog cikličkog ispitivanja.

2. O NODULARNOM LIJEVU

Objekt istraživanja ovog rada je normirani nodularni lijev oznake prema europskoj normi EN 1563 [54]: EN-GJS-400-18-LT, što znači da mu je minimalna vlačna čvrstoća 400 MPa, minimalna istezljivost 18 %, te da se ispitivanje udarne radnje loma izvodi pri niskim temperaturama.

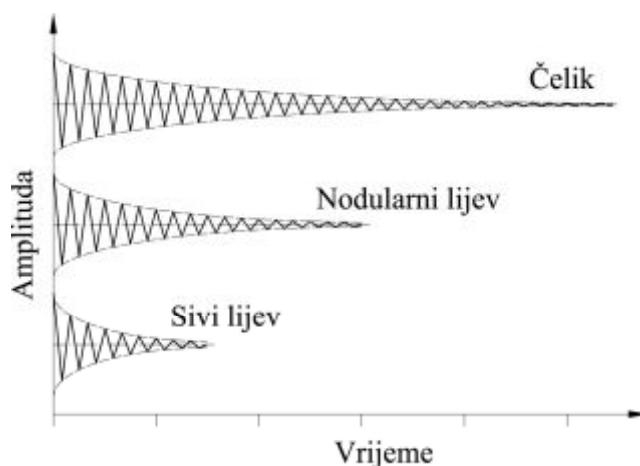
Nodularni lijev pripada ljevovima na bazi željeza (čelični lijev ČL, bijeli tvrdi lijev BTL, sivi lijev SL, nodularni lijev NL, temper lijev – bijeli BTEL, crni feritni FTEL i crni perlitni PTEL) koja ostvaruju širok spektar svojstava kontroliranom strukturom. Kao što sam naziv govori, njegova najznačajnija karakteristika jest prisustvo grafita u obliku nodula tj. kuglica. U literaturi se zbog toga često može naići na naziv sferoidni nodularni lijev. Nodule grafita raspršene su u mikrostrukturi lijeva (matrici) koja se može postupkom lijevanja, kemijskim elementima i/ili toplinskom obradom mijenjati s ciljem postizanja nodularnog lijeva optimalnih svojstava s obzirom na primjenu. Tako npr. nodularni lijev s feritnom matricom ima najveću duktilnost čime se postiže istezljivost i do 30 %, dok s druge strane, nodularni lijev perlitne matrice postiže visoke vrijednosti vlačne čvrstoće (do 825 MPa) s posljedicom smanjene duktilnosti [55]. U pogledu mehaničkih svojstava nodularni lijev (zajedno s čeličnim i temper ljevom) pripada ljevovima dobre istezljivosti i žilavosti, dok u pogledu kemijskog sastava pripada skupini s visokim udjelom ugljika (od 2,2 do 4,5 %), zajedno s temper ljevom, bijelim temper ljevom i sivim ljevom.

Glavna svojstva nodularnog lijeva prema [56] i [57] su:

- Grafit prisutan u obliku nodula djeluje kao zaustavljač pukotina.
- Povećana duktilnost i žilavost u odnosu na druge ljevove na bazi željeza, no jednaka kao kod mnogih ljevanih i kovanih čelika.
- Mogućnost odabira tipa NL optimalnih svojstava, kombiniranjem kemijskog sastava i toplinske obrade.
- Mehanička svojstva bolja nego kod sivog lijeva (SL) (grafit u obliku listića), slabija nego kod čeličnog lijeva (ČL).
- Otpornost na trošenje i korozijska postojanost bolja nego kod SL.

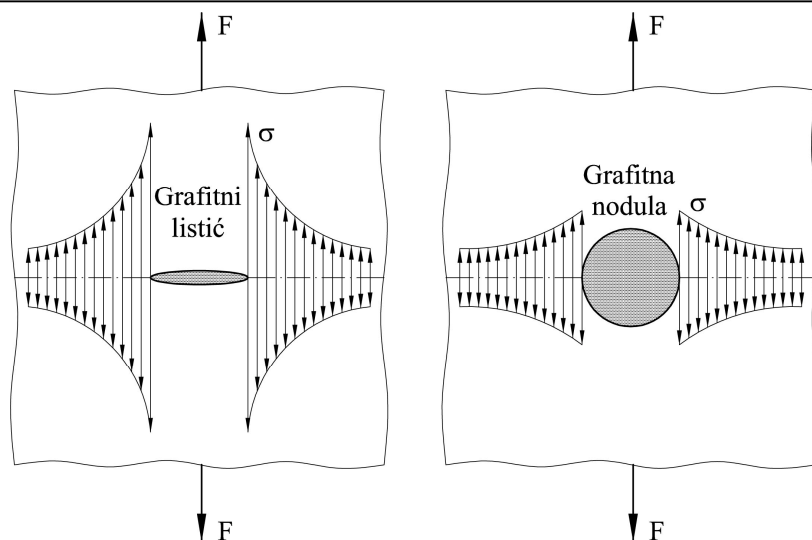
- Visoka dinamička izdržljivost kao i vlačna čvrstoća (preko 620 MPa za martenziti NL), posebno u poboljšanom stanju.
- Prigušivanje vibracija – povećava otpornost na zamor (2 puta niža nego kod SL, viša nego kod čelika).
- Toplo i ograničeno hladno oblikovljiv.
- Dobro se obrađuje odvajanjem čestica.
- Bolja ljevačka svojstva od čelika (skupljanje kod skrućivanja manje nego kod SL).
- Zavarljivost (uvjetna) - za razliku od SL ima veliku istezljivost A (kod SL < 1 %, kod NL s feritnom osnovom do 30 %).
- Smanjeni troškovi proizvodnje – unutarnja ekspanzija stvaranjem grafita tijekom skrućivanja.

Primarni mehanizam prigušenja vibracija kod metala jest njegovo neelastično, odnosno mikroplastično ponašanje. Uslijed cikličkog opterećivanja materijala, njegovo mikroplastično ponašanje uzrokuje stvaranje petlje histereze gdje je površina ispod petlje histereze proporcionalna apsorbiranoj energiji tijekom svakog ciklusa opterećenja [58]. Na slici 1 može se vidjeti kako je nodularni lijev po karakteristici prigušenja vibracija između sivog lijeva i čelika.



Slika 1. Sposobnost prigušivanja vibracija željeznih legura [58]

Uzrok značajnog prigušenja kod sivog lijeva je njegovo neelastično ponašanje pri niskom naprezanju. Kod čelika je naprotiv najizraženije elastično ponašanje, te je stoga kod njega prigušenje najslabije. Iako sivi lijev ima bolja svojstva prigušenja vibracija, zbog oblika grafita izlučenog u obliku listića, ima znatno lošija dinamička svojstva u odnosu na nodularni lijev. Kako kod nodularnog lijeva izlučeni grafit ima oblik kuglica tako su u njemu znatno niže koncentracije naprezanja u odnosu na sivi lijev (slika 2).



Slika 2. Utjecaj oblika grafita na koncentraciju naprezanja [57]

Materijal nodularni lijev EN-GJS-400-18-LT koji je predmet ovog rada osiguran je od tvrtke MIV-Metalska industrija Varaždin. Materijal je podijeljen u četiri kategorije ovisno o tome koja je tehnologija lijevanja i nodulacije primijenjena. Sve četiri tehnike proizvodnje nodularnog lijeva temelje se na dodavanju magnezija u ljevački lonac rastaljenog metala. Prva serija materijala napravljena je nestandardnim postupkom, dok su ostale serije napravljene Flotret, Tundish i Inmould standardnim postupcima. Kroz cijeli rad rezultati će biti prikazivani u shemi boja koja odgovara pojedinoj tehnologiji odnosno seriji nodularnog lijeva. Tako će nestandardni postupak biti prikazivan ljubičastom bojom, Flotret crnom, Tundish plavom, a Inmould crvenom bojom. U slijedećem odlomku dat će se sažeti opis spomenutih standardnih tehnologija lijevanja, dok se detaljan opis tehnologija lijevanja može pronaći u [59]. Kemijski sastav proučavane četiri serije nodularnog lijeva dane su u tablici 1. Kao što se vidi, udjel elemenata je približno sličan osim elemenata Mn, Ni i Mg čiji je sadržaj povišen kod nestandardne serije nodularnog lijeva.

Tablica 1. Udjel pojedinih elemenata u kemijskom sastavu NL (%) ovisno o seriji materijala

Seriya materijala	C	Si	Mn	P	S	Ni	Mg
Nestandardni	3,6	2,122	0,204	0,023	0,004	0,978	0,046
Flotret	3,6	2,044	0,112	0,023	0,003	0,619	0,037
Tundish	3,6	1,968	0,114	0,024	0,003	0,572	0,039
Inmould	3,6	1,976	0,102	0,021	0,002	0,674	0,033

2.1. Primjena nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT

Nodularni lijev, oznake EN-GJS-400-18-LT, kojem feritna matrica s grafitnim nodulama daje veliku duktilnost i zamornu čvrstoću, ima široku primjenu. Navedeni materijal upotrebljava se kod novijih (složenih) konstrukcija, kao što je npr. vjetroatregat, odnosno za izradu njegovih ključnih komponenata kao što su glavčina, glavni nosač, osovinski rukavac, adapteri itd. Vjetroatregat tvrtke Končar, snage 1 MW koji je postavljen na Pometenom brdu, u blizini Splita, kao i modeli ključnih komponenata vjetroatregata koje su obično izrađene od nodularnog lijeva, prikazani su na slici 3.



Slika 3. Vjetroatregat, snage 1MW i modeli ključnih komponenti tvrtke Končar

Osim kod vjetroatregata, navedeni materijal je svoju primjenu našao i u konstrukcijskim elementima niskopodnog tramvaja i prigradskog vlaka, također tvrtke Končar. Na slici 4 prikazani su tramvaj i prigradski vlak s određenim kritičnim komponentama (zglob tramvaja i okretno postolje vlaka) izrađenim od nodularnog lijeva.



Slika 4. Niskopodni tramvaj i prigradski vlak s kritičnim komponentama

Osim u navedenim konstrukcijskim elementima nodularni lijev će se koristiti i u budućim proizvodima/projektima domaće (nacionalne) industrije, kao što su vjetroagregati većih snaga, (agregat snage 2,5 MW – slika 5), elektroenergetska oprema, tračnička vozila, itd. Osim u navedenim elementima kod postojećeg vjetroagregata, tramvaja i prigradskog vlaka, primjena nodularnog lijeva će se proširiti i na neke druge konstrukcijske elemente, pogotovo one koje su dinamički (stohastički) opterećene.



Slika 5. Budući proizvod tvrtke Končar

Kako je navedeni materijal upotrebljen u ključnim (kritičnim) konstrukcijskim komponentama, postavlja se imperativ u prevenciji pojave oštećenja, kako bi se izbjegli

otkazi i eventualne katastrofalne havarije. Iz tog razloga izuzetno je važno proučiti utjecaj geometrijskih karakteristika grafitnih nodula (veličina, oblik i raspored), kao i ostalih mikrostrukturnih karakteristika na procese nastanka i rasta zamornih pukotina u blizini geometrijskih diskontinuiteta i lokalnih zareza.

Osim grafitnih nodula, na mehaničke karakteristike nodularnog lijeva utječu mikrostrukturne faze, ferit i perlit. Feritna faza je mekana i daje duktilnost, dok s druge strane perlitna faza povisuje čvrstoću, tvrdoću i sklona je krhkom lomu [59]. U inženjerskoj praksi se najčešće primjenjuju nodularni ljevovi koji sadrže obje mikrostrukturne faze.

2.2. Postupak proizvodnje nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT

Nodularni lijev je lijevačka pseudobinarna legura željeza i ugljika u kojoj se ugljik izlučuje pretežno u obliku grafitnih nodula (kuglica) [56]. Nodularni lijev se dobiva taljenjem specijalnog sivog sirovog željeza u elektropećima (slika 6), dok se talina obrađuje kemijskim elementima, globulatorima koji pridonose izlučivanju grafita u matrici lijeva u obliku kuglica.



Slika 6. Elektropeć za taljenje metala

Važnu ulogu u izlučivanju grafita kod ljevova koji sadrže više od 2 % ugljika ima silicij (grafitizator). Ukoliko se ugljik izlučuje samo u obliku grafita tada se može reći da je talina u mikrostrukturnom stabilnom stanju. Ugljik se pri skrućivanju može izlučiti kao nepoželjni spoj, cementit, Fe_3C , no on je najčešće jako slabo zastupljen u pravilno izlivenom nodularnom lijevu, te je većina ugljika u slobodnom stanju u obliku grafita. Fosfor također ima ulogu grafitizatora, većim udjelom poboljšava livljivost i otpornost na koroziju, ali smanjuje žilavost i zavarljivost. Mangan je jak cementator koji utječe na povećanje vlačne čvrstoće i

poboljšavanje zavarljivosti. Sumpor je štetna primjesa čije je porijeklo iz koksa i sirovine, a utječe na stvaranje mjehurića SO_2 i tvrdih uključina FeS koje povećavaju krhkost i smanjuju zavarljivost. Talina nodularnog lijeva se ne razlikuju značajno od taline sivog lijeva, već se naknadnim cijepljenjem magnezijem pospješuje izlučivanje grafita u obliku nodula. Ukoliko je u talini povišen udjel sumpora potrebno je trošiti više magnezija. Također se nastoji u potpunosti izbjeći elemente koji djeluju kao antiglobulatori: Ti, Al, Pb, Bi i As. Ukoliko bi se dodali elementi poput Cu i Sn, povećala bi se granica razvlačenja i vlačna čvrstoća uz smanjenje duktilnosti. Povećanje korozijske postojanosti postiže se zamjenom 15-30 % Fe s elementima poput Ni, Cu i Cr. [55].

Kemijski sastav rastaljenog metala tj. osnovne taline može biti ili prema normi ili prema posebnim zahtjevima kupca. Preporučeni kemijski sastav bazne taline za nodularni lijev kvalitete –NL 40.3 (EN–GJS–400–18–LT) je dan je u tablici 2.

Tablica 2. Preporučeni kemijski sastav bazne taline

Kemijski element	Udjel (%)
C	3,5-3,8
Si	0,8-1,0
Mn	0,1-0,15
P	maksimalno 0,04
S	maksimalno 0,01

Kako je velika većina materijala potrebnog za izradu ispitnih epruveta dobivena zahvaljujući susretljivosti tvrtke MIV Varaždin u sljedeća tri podpoglavlja ukratko su opisani postupci za proizvodnju tri serije nodularnog lijeva (Flotret, Tundish i Inmould postupak). Opisani postupci su sinteza vlastitih iskustava iz tvornice MIV Varaždin, i dostupne literature [60, 61].

2.3. Flotret- postupak

Flotret postupak proizvodnje nodularnog lijeva pripada suvremenoj tehnologiji proizvodnje nodularnog lijeva s pripremom metalnog zasipa šarže i izvođenjem procesa nodulacije. To je bezdimna tehnologija, čiji se postupak temelji na principu prelijevanja taline s niskim sadržajem sumpora preko nodulatora spremljenog u komori – Flotret posude. Metalne komponente zasipa srednje-frekventne (SF) peći čine: specijalno – nisko mangansko sivo sirovo željezo za proizvodnju nodularnog lijeva, SSŽ (oko 69,6 %), čelik (otpadni, balirani

lim, strugotina, oko 5,05 %), povratni materijal (uljevni sustavi, otpadni odljevci od nodularnog lijeva, oko 25,6 %), te komadni ferosilicij (FeSi).

Specijalno sivo sirovo željezo, čelik i povratni materijal koriste se kao uložni materijali za SF peć za dobivanje rastaljenog metala. FeSi se dodaje u komadima zajedno s metalnim uloškom kako bi se postigao potrební sadržaj silicija u rastaljenom metalu. Sve navedene metalne komponente zasipa šaržiraju se po propisanom redoslíjedu. Korekcija kemijskog sastava (udjel C i Si) obavlja se u samoj SF peći dodavanjem karburita ili silicija. Korekcija sadržaja ugljika vrši se karburitom. Rastaljeni metal, željenog kemijskog sastava potrebno je potom prelití preko nodulatora, koji je smješten u komori Flotret posude. Na kraju procesa lijevanja provjerava se nodularnost materijala preko metalografske probe.

Flotret postupak omogućava: visoki stupanj nodulacije, manju potrošnju nodulatora u odnosu na druge tehnologije, manji pad temperature, manje isijavanje i blještavost za vrijeme obavljanja nodulacije, manje onečišćenje radne okoline, veću produktivnost, te ekonomičnost za pojedinačnu i maloserijsku proizvodnju odljevaka (mase do 400 kg u tvornici MIV Varaždin).

2.4. Tundish postupak

Tundish postupak proizvodnje nodularnog lijeva je suvremena bezdimna tehnologija koja se temelji na principu prelijevanja taline s niskim sadržajem sumpora preko nodulatora spremljenog u zatvorenom ljevačkom loncu, a primjenjuje se pri ručnom ukalupljivanju. Priprema za lijevanje obuhvaća izradu obzida za ljevački lonac vatrostalnom opekom kao i izradu specijalnog vatrostalnog poklopca termobetonom. Nakon izrade lonca potrebno je prirodno sušenje 2-3 dana te naknadno sinteriranje plinom. Metalne komponente zasipa SF peći su: specijalno – nisko mangansko sivo sirovo željezo za proizvodnju nodularnog lijeva, SSŽ (oko 70 %), čelik (otpadni, balirani lim, strugotina, oko 10 %), povratni materijal (uljevni sustavi, otpadni odljevci od nodularnog lijeva, oko 20 %), te komadni ferosilicij FeSi.

Tundish postupak omogućava: visoki stupanj nodulacije, manju potrošnju nodulatora (oko 1,5 %), manji pad temperature, nema isijavanja i blještavosti za vrijeme obavljanja nodulacije, nema onečišćenja radne okoline, veću produktivnost, te ekonomičnost za pojedinačnu i maloserijsku proizvodnju odljevaka (mase odljeva do 2000 kg u tvornici MIV Varaždin).

Prednost Tundish postupka očituje se u manjoj potrošnji nodulatora (za 0,7 % u odnosu na Osmoza postupak), postupak osigurava reakciju nodulatora i taline u zatvorenom lijevačkom loncu, nema dimnih plinova, nema svjetlosnog efekta i isijavanja magnezijevih para, manje šljake, manji pad temperature taline, te radni prostor i okoliš bez dimnih plinova i prašine.

2.5. Inmould postupak

Postupak se koristi pri izradi odljevaka na automatskoj kaluparskoj liniji. Nodulacija se odvija u samoj komori kalupa. U komoru se stavlja nodulator preko koga se prelijeva talina koja troši određenu količinu nodulatora, te obavlja nodulaciju bazne taline. Sam postupak zahtijeva usku koordinaciju između odjela metalurgije, konstrukcije uljevnog sustava i nadzora kvalitete. Unutarnja reakcijska komora mora biti konstruirana tako da je odnos između mase taline u kalupu i brzine lijevanja optimalan. Ako je komora prevelika, postoji mogućnost da se nodulator potroši prije nego što se ispunji cijeli kalup, dok ako je komora premala, bit će nedovoljno nodulatora i neće se moći dobiti potpuna nodularna struktura.

Za obradu bazne taline u kalupu Inmould postupkom koristi se predlegura (nodulator) FeSiMg 411 granulacije 1-4 mm, kemijskog sastava: Al do 0,7 %, Si 44-48 %, Ca 0,3-0,5 %, Mg 5,5-6,6 %.

Svi postupci nodulacije koji se koriste u lijevaonici MIV Varaždin koriste istu baznu talinu koja se priprema i tali u SF peći. Bazna talina iz SF peći ili kanalne indukcijske peći ASEEA ulijeva se u INVR 2500 automat za lijevanje i talina je spremna za ulijevanje u kalup.

Prednost Inmould postupka očituje se u sljedećem: bezdimna tehnologija, postupak se temelji na principu prelijevanja bazne taline preko nodulatora spremljenog u komori kalupa, primjenjuje se na automatskim kaluparskim linijama, ima visoki stupanj nodulacije, manja je potrošnja nodulatora, manji je pad temperature, nema isijavanja i blještavosti za vrijeme obavljanja nodulacije, manje je onečišćenje radne okoline, veća je produktivnost, postupak je ekonomičan za velikoserijsku proizvodnju odljevaka, nodulacija se postiže s 0,9 - 1,1 % nodulatora, postoji mogućnost kao i kod nodulacije u loncu dodatne modifikacije u obliku cijepljenja taline. Zahvaljujući stalnosti postupka, moguće je izraditi točnija pojila i uljevni sustav te smanjiti škart u procesu proizvodnje u odnosu na obradu taline u loncu.

Nedostaci Inmould postupka su: smanjenje tehnološke iskoristivosti uslijed postavljanja reakcijske komore unutar kalupa (u nekim slučajevima to može biti razlog za smanjenje broja modela na ljevarskoj ploči) dok se kvaliteta odljevaka mora dokazivati ultrazvukom.

3. ISPITIVANJE MIKROSTRUKTURE

Ispitivanje mikrostrukture nodularnog lijeva obuhvaćeno je metalografskim ispitivanjem. Metalografija je znanstveno istraživačka metoda koja se bavi proučavanjem i određivanjem strukture metala, te odnosima njihovih konstituenata.

Utjecaj mikrostrukture je ključan parametar za opisivanje procesa deformiranja nodularnog lijeva. Zamorno ponašanje ovisno o različitim mikrostrukturama nedovoljno je istraženo u dosadašnjoj literaturi [21, 24]. U ovom radu karakterizacija morfologije grafitnih nodula kao i mikrostrukture matrice uopće, provedena je na otprilike 50 uzoraka za svaku seriju nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT što je i više nego dovoljno za definiranje reprezentativnih rezultata. Kao što je već rečeno, materijal potreban za provođenje eksperimentalnog dijela istraživanja dobiven je iz tvornice MIV Varaždin. Dobiveni materijal izliven je u obliku normiranih Y-proba [62], koje imaju specifičan oblik zbog osiguravanja „čistog“ dijela materijala. Pritom se pod „čisti“, smatra lijevani materijal, bez uključina, pora i ostalih nehomogenosti što bi prema slici 7 odgovaralo dijelu Y probe koji se može obuhvatiti prizmom pravokutne baze. Na slici 7 prikazane su zaprimljene Y-probe iz tvornice MIV Varaždin, iz kojih su se izrađivale epruvete.



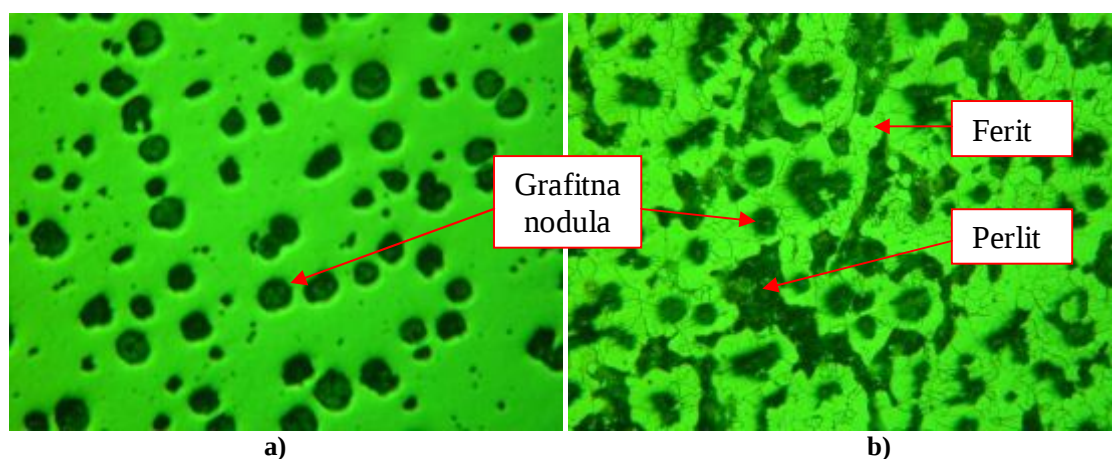
Slika 7. Odlivene Y probe za izradu ispitnih uzoraka (epruveta)

Svi uzorci za metalografiju izuzeti su iz zaprimljenog materijala za izradu epruveta tzv. Y-proba, kao i iz svake pojedine ispitane epruvete (okrugle cilindrične, CT i SENB epruvete), što se vidi sa slike 8. Kako bi metalografska analiza bila što kvalitetnije izvedena, odnosno kako bi rezultati udjela pojedinih faza mikrostrukture bili što vjerodostojniji potrebno je napraviti temeljitu pripremu uzoraka.



Slika 8. Metalografski uzorci i epruvete iz kojih su izuzeti

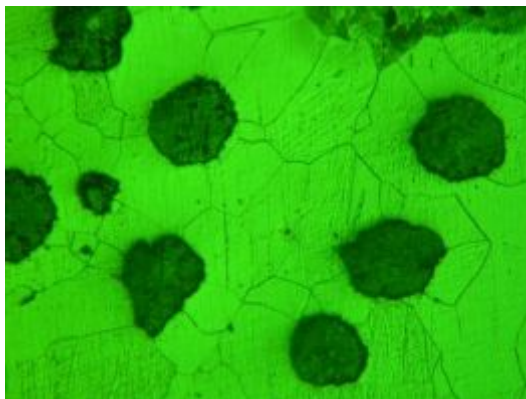
Uzorci su višekratno brušeni postupno smanjujući hrapavost brusnih papira, da bi se u konačnoj fazi pripreme, uzorci polirali. Nakon temeljitog poliranja, površina uzorka postiže zrcalnu kvalitetu površine što je dovoljno za snimanje primarne (nenagrižene) mikrostrukture i evaluaciju morfologije grafitnih nodula. Na slici 9a) prikazana je primarna mikrostruktura nodularnog lijeva.



Slika 9. Mikrostruktura nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT: a) primarna, b) sekundarna mikrostruktura

Za razvijanje sekundarne (nagrižene) mikrostrukture ispitni uzorci su nagriženi u 3 % otopini dušične kiseline (HNO_3) u alkoholu (trgovački naziv *NITAL*). Nakon nagriženja kiselinom u trajanju od 15ak sekundi dolazi do razvijanja sekundarne mikrostrukture, odnosno postaju vidljive granice zrna, te mikrostrukturni konstituenti, ferit i perlit. Mikrostrukturne faze, ferit i perlit vide se na slici 9b), gdje je ferit prikazan svijetlo zelenom bojom, dok je perlit prikazan nepravilnim oblicima tamno zelene boje. Slike 9 i 10, snimljene su uz primjenu zelenog filtra radi postizanja boljeg kontrasta odnosno s ciljem bolje uočljivosti granica grafitnih nodula i različitih mikrostrukturnih faza (ferita i perlita). Na slikama nisu pokazana upotrebljena povećanja jer je njihova svrha isključivo pokazivanje konstituenata realnog materijala nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT.

Kao što je već rečeno, grafitne nodule u feritnoj matrici osiguravaju visoku duktilnost i lomnu žilavost, dok njihova veličina i oblik imaju značajan utjecaj na zamornu čvrstoću. Na slici 10, velikim uvećanjem prikazana je mikrostruktura željezne matrice koja se sastoji od ferita s jasno izraženim granicama zrna.



Slika 10. Sekundarna (nagrižena) mikrostruktura nodularnog lijeva

Perlit koji se smatra nepoželjnim u ovom materijalu, pogotovo ako je njegov udjel povećan, povišuje čvrstoću, dok s druge strane utječe na smanjenje žilavosti. Specifičan oblik grafitnih nodula u feritnoj mikrostrukturi djeluje kao zaustavljač pukotina, te smanjuje koncentraciju naprezanja ispred fronte pukotine [11-13, 63, 64], što ga kvalificira kao pogodan i poželjan materijal za ciklički opterećene konstrukcije.

Prilikom snimanja mikrostrukture uzoraka korišten je svjetlosni mikroskop, Olympus, model GX51, koji predstavlja jedan od najsuvremenijih svjetlosnih mikroskopa na tržištu današnjice (slika 11).



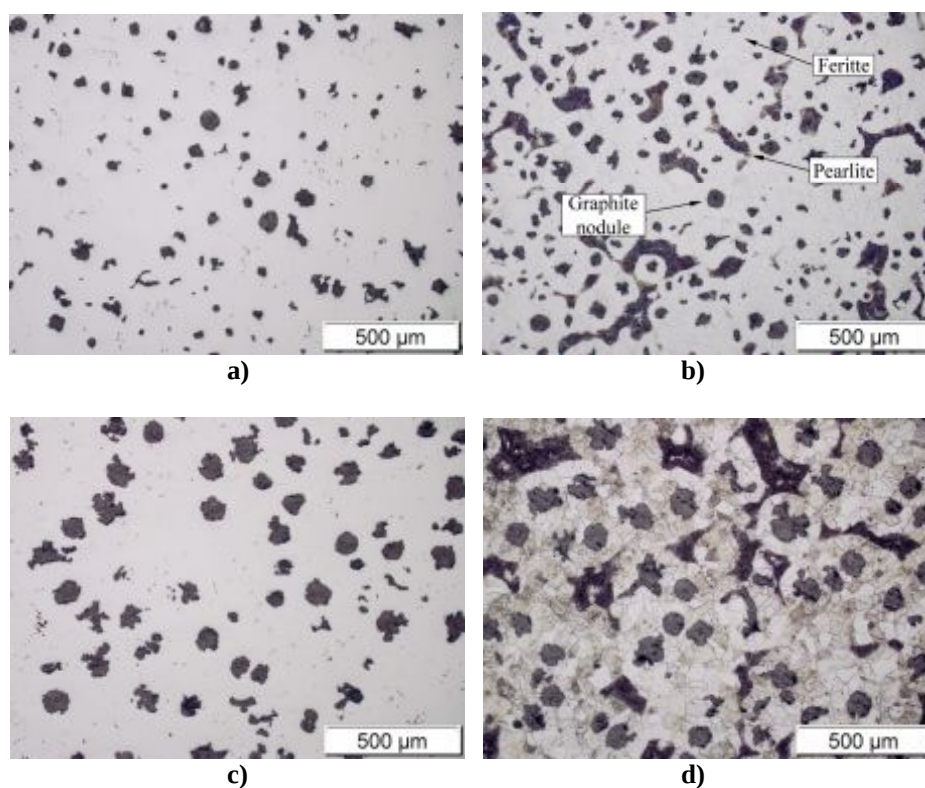
Slika 11. Svjetlosni mikroskop Olympus GX51

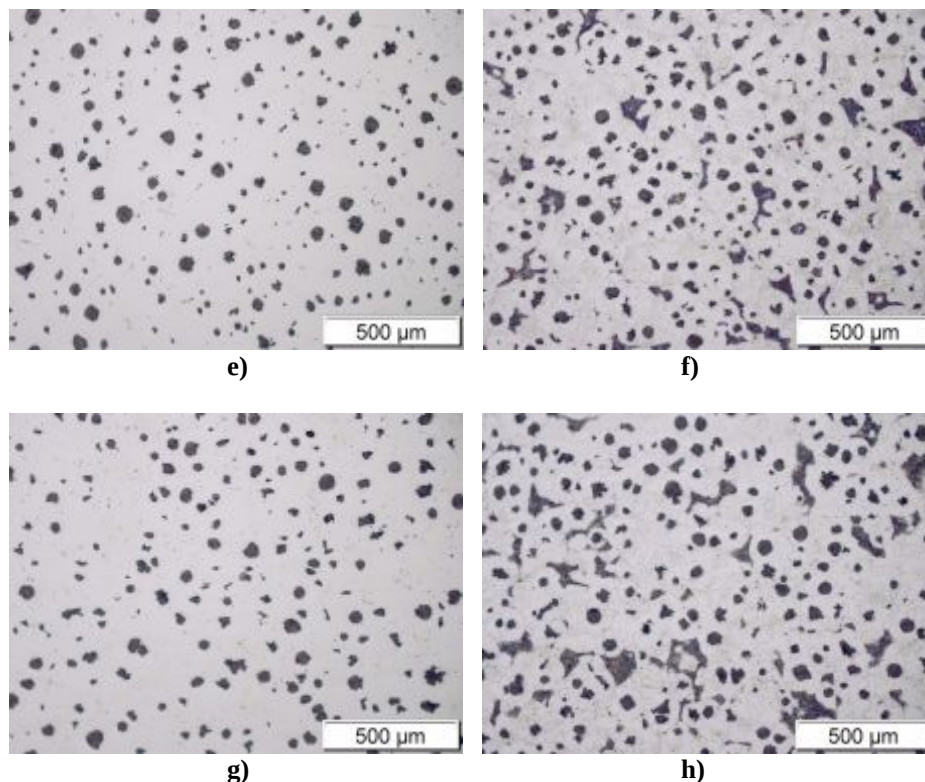
Korištena povećanja bila su 50x, 100x i 500x, no u tablici 3 dani su rezultati snimljeni s povećanjem 100x jer ono predstavlja optimalno povećanje za snimanje dovoljne količine podataka u pogledu udjela grafitnih nodula, te mikrostrukturnih faza, ferita i perlita. Rezultati u tablici 3, kao što je broj nodula, površina koju one zauzimaju, te površina perlita svedeni su na površinu od 1 mm² ispitivanog uzorka. Oblik grafitne nodule brojčano je izražen, prema definiciji Russ-a [65], odstupanjem od oblika savršene kružnice, a definiran je kao faktor kružnosti (CSF – *circular shape factor*) sljedećim izrazom:

$$CSF = \frac{4 \cdot \pi \cdot A}{P^2} \quad (1)$$

gdje A predstavlja površinu, a P opseg grafitne nodule. Faktor kružnosti može poprimiti vrijednosti od 0 do 1, gdje 1 predstavlja savršenu kružnicu, a 0 beskonačno izdužen poligon.

Morfologija grafita četiri serije nodularnog lijeva zajedno s primarnom (nenagriženom) i sekundarnom (nagriženom) mikrostrukturom prikazana je na slici 12. Slike primarne, nenagrižene mikrostrukture korištene su za mjerenje udjela grafita, dok su se udjeli ferita, perlita i grafitnih nodula mjerili sa slika sekundarne (nagrižene) mikrostrukture.





Slika 12. Metalografija primarne (slike: a, c, e, g) i sekundarne (slike: b, d, f, h) mikrostrukture za: a) i b) nestandardnu, c) i d) Flotret, e) i f) Tundish, te g) i h) Inmould seriju nodularnog lijeva

Prema velikom broju metalografskih uzoraka, a još većem broju mikroskopskih snimaka (svaki uzorak snimljen je na deset različitih mjesta, s tri različita povećanja, prije i poslije nagrivanja kiselinom što daje broj od otprilike: iz CT epruveta 63, iz SENB epruveta 12, te iz okruglih epruveta 63 uzoraka, odnosno nekoliko tisuća metalografskih slika, no obrađeno je „samo“ nekoliko stotina), napravljena je tablica 3, s uprosječenim mikrostrukturnim karakteristikama četiri serije razmatranog nodularnog lijeva koje su eksplicitno izražene u tablici 4. U tablici 3 su izražene vrijednosti odabranih uzoraka jedne serije snimanja gdje su crvenom bojom označene maksimalne, a plavom minimalne vrijednosti.

Kao što je vidljivo sa slike 12 i tablice 4, razlike između različitih serija materijala vidljive su kroz geometrijske karakteristike grafitnih nodula kao i kroz udjele feritne i perlitne faze. Volumni udjeli perlita nestandardne, Flotret, Tundish i Inmould serije materijala su kako slijedi: 9,09 %, 4,99 %, 7,64 % te 6,97 %. Prema tome, može se zaključiti da sve serije materijala sadrže dominantnu feritnu mikrostrukturnu fazu (otprilike 90 % feritne i maksimalno 10 % perlitne faze). Štoviše, Flotret serija materijala ima značajno veće nodule koje su rjeđe raspodijeljene, nego kod ostale tri serije materijala. Osim toga, Flotret serija materijala sadrži grafitne nodule najmanjeg faktora cirkularnosti (nepravilno oblikovane nodule), kao i najmanji udjel perlitne faze. S druge strane, Tundish i Inmould serije materijala

3. ISPITIVANJE MIKROSTRUKTURE

imaju manja zrna ferita i manje grafitne nodule, pravilnijeg oblika. Nadalje, nestandardna serija materijala ima najveći udjel perlitne faze. Sve navedene činjenice imaju značajan utjecaj na zamorno ponašanje nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT što će se vidjeti u sljedećim poglavljima.

Tablica 3. Mikrostrukturne karakteristike nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT

Serija materijala	Oznaka uzorka	Grafitne nodule			Perlit	
		Broj/(mm ²)	Površina (μm ²)	Kružnost	Površina (μm ²)	%
Nestand.	102	84	1200,03	0,68	124297,53	12,43
	103	90	1098,28	0,71	84248,77	8,42
	104	99	945,01	0,73	59472,86	5,95
	106	56	1272,05	0,63	130833,31	13,08
	108	92	677,80	0,72	55650,31	5,57
	prosjeck	84	1038,63	0,70	90900,56	9,09
Flotret	202	61	1377,37	0,57	34255,20	3,43
	203	64	1333,10	0,59	44733,47	4,47
	204	53	1557,95	0,56	57822,64	5,78
	206	58	1232,22	0,60	53407,96	5,34
	208	50	1583,36	0,56	59407,78	5,94
	prosjeck	57	1416,80	0,57	49925,41	4,99
Tundish	304	91	651,44	0,71	77500,19	7,75
	305	96	708,28	0,72	85870,40	8,59
	307	86	911,64	0,69	81414,01	8,14
	308	90	656,59	0,72	55418,11	5,54
	309	82	864,65	0,69	64643,53	6,46
	310	91	686,70	0,71	93424,35	9,34
	prosjeck	89	746,55	0,71	76378,43	7,64
Inmould	402	70	998,62	0,64	81675,86	8,17
	403	97	712,00	0,71	39472,13	3,95
	404	72	982,48	0,65	86852,35	8,69
	410	70	1003,09	0,64	90597,94	9,06
	411	105	541,80	0,69	52118,42	5,21
	412	77	784,55	0,62	67641,15	6,76
	prosjeck	81	837,09	0,66	69726,31	6,97

Tablica 4. Srednje vrijednosti mikrostrukturnih karakteristika nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT

Serija materijala	Grafitne nodule			Perlit	
	Broj/(mm ²)	Površina (μm ²)	Kružnost	Površina (μm ²)	%
Nestandardna	84	1038,63	0,70	90900,56	9,09
Flotret	57	1416,80	0,57	49925,41	4,99
Tundish	89	746,55	0,71	76378,43	7,64
Inmould	81	837,09	0,66	69726,31	6,97

4. EKSPERIMENTALNO ISTRAŽIVANJE

Zamoru materijala konstrukcijskih komponenata pridaje se posebna pažnja. Eksperimentalna istraživanja ponašanja materijala uobičajeno se provode na epruvetama sa i bez zareza izloženim cikličkom opterećenju s konstantnim amplitudama [11-13, 63, 64].

U ovom poglavlju prikazani su rezultati eksperimentalnog istraživanja zamora provedenog na četiri serije nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT dobivenih različitim tehnologijama lijevanja. Pritom su određene mehaničke karakteristike materijala za opisivanje nastanka i rasta pukotine za različite raspone opterećenja. Eksperimentom su također obuhvaćena statička vlačna ispitivanja, simetrična i asimetrična ciklička ispitivanja, kao i ispitivanje lomne žilavosti materijala.

Eksperimenti su provedeni na cilindričnim epruvetama bez zareza na kvazi-statičkoj kidalici (MESSPHYSIK BETA 50-5, kapaciteta ± 50 kN – slika 13a), kao i na epruvetama sa i bez zareza na dinamičkoj kidalici (LFV 50-HH; Walter, Bai AG, kapaciteta ± 50 kN – slika 13b), pri sobnoj temperaturi.

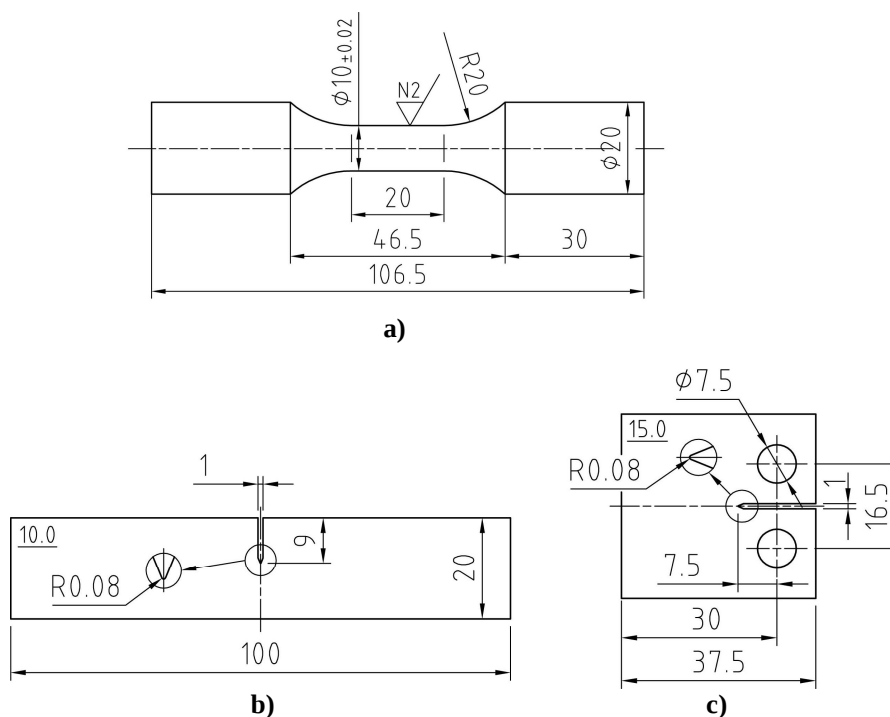


Slika 13. Kidalice za ispitivanje materijala: a) statička, Beta 50-5, Messphysik Austrija; b) dinamička, LFV 50-HH; Walter, Bai AG

Obzirom da su mehaničke karakteristike materijala nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT približno slične u usporedbi s aluminijskom legurom AlCu5BiPb-T8, ona predstavlja dobru

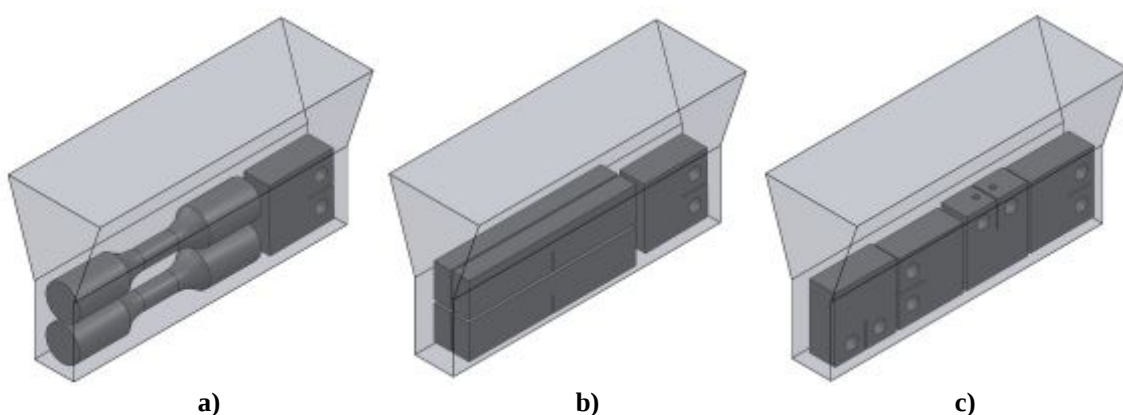
osnovu na temelju koje se moglo pristupiti planiranju eksperimenta i numeričke analize. Aluminijska legura AlCu5BiPb–T8 značajno je pristupačnija u pogledu nabavljivosti i općenitog troška (nema procesa lijevanja, čekanja na materijal, provjere mikrostrukture, kemijskog sastava i mehaničkih svojstava). Rezultati eksperimentalnog i numeričkog dijela istraživanja na aluminijskoj leguri AlCu5BiPb–T8 dani su u prilogu A.

Na slici 14 shematski je dan oblik i geometrija epruveta za statički, ciklički i ispitivanje zamora materijala. Polirana cilindrična epruveta sa slike 14a) napravljena je prema normi ASTM E606, a koristi se za cikličko ispitivanje materijala, odnosno za proučavanje efekta očvršćenja materijala. SENB (*Single edge notched bending specimen*) epruveta sa slike 14b), napravljena je prema normi ASTM E1820, a koristi se najčešće za ispitivanje lomne žilavosti materijala. Posljednja epruveta koja je korištena za provođenje eksperimenta je CT (*Compact tension specimen*) epruveta sa slike 14c), a izrađena je prema normi ASTM E647, i koristi se za proučavanje nastanka i rasta pukotine. Osnovna razlika između CT i SENB epruveta, pored dimenzija (CT epruvete se obično koriste u nedostatku ispitnog materijala – otuda i naziv *compact*, jer za razliku od SENB epruveta iziskuju znatno manje materijala za izradu epruveta) jest u načinu opterećivanja epruveta, odnosno u korištenju različitih omjera opterećivanja R (omjer R može biti veći ili manji od 0 za razliku od SENB epruveta, koje se mogu opterećivati samo pozitivnim omjerima opterećivanja).



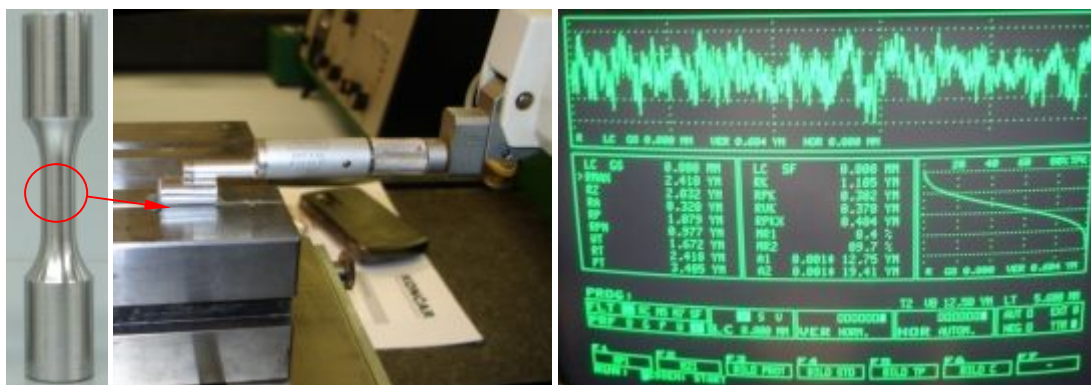
Slika 14. Oblik i dimenzije epruveta: a) cilindrična epruveta za statičko vlačno i cikličko ispitivanje, b) SENB epruveta za ispitivanje u tri točke, c) CT epruveta

Epruvete su rezane iz Y-proba dimenzija 160 mm x 40 mm x 23 mm i to isključivo iz donjeg, prizmatičnog dijela predviđenog za uzimanje uzoraka i izradu epruveta. Gornji, konusni dio Y-probe je predviđen za nakupljanje zaostalih plinova, uključina i ostalih oblika nečistoća. Na slici 15, prikazana je orijentacija epruveta u Y-probama. Kao što se vidi sa slike 15, orijentacija početnog zareza u epruvetama je mijenjana, međutim taj utjecaj nije primijećen u rezultatima eksperimentalnih istraživanja. Izuzeće utjecaja orijentacije zareza je vjerojatno rezultat uzimanja uzoraka iz odlivenih Y proba, gdje nema utjecaja kao u nekim slučajevima kad se ispitne epruvete izrađuju od ploča, valjanih limova ili kovanih uzoraka gdje je izražena orijentacija zrna u mikrostrukturi.



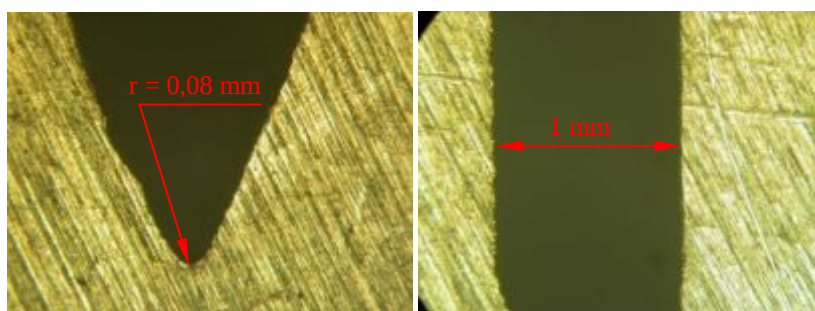
Slika 15. Orijentacija epruveta u odljevcima Y-proba: a) cilindrična, b) SENB i c) CT epruveta

Epruvete za statičko vlačno ispitivanje identične su onima za cikličko ispitivanje ponašanja materijala jer su izrađene prema normi ASTM E606 [66] s najkraćom dopuštenom duljinom kako bi se izbjeglo izvijanje epruveta pri tlačnom opterećivanju, a da pritom i dalje zadovoljavaju normu za statičko vlačno ispitivanje [67]. Cilindrične epruvete napravljene su s poliranim ispitnim segmentom na način da je poliranje izvedeno u smjeru izvodnice cilindričnog dijela epruvete kako bi se maksimalno smanjio utjecaj površinske hrapavosti i eventualnih inicijalnih zareza. Nakon izrade i poliranja, pojedine epruvete, odnosno njihov mjerni dio provjeren je na uređaju za ispitivanje hrapavosti u Laboratoriju za precizna mjerenja Fakulteta strojarstva i brodogradnje, što je pokazano na slici 16.



Slika 16. Mjerenje hrapavosti na Pertometru

Prilikom izrade CT i SENB epruveta za proučavanje rasta pukotine i lomne žilavosti, velika pažnja posvećena je izradi zarez koji služi kao lokalizator početne pukotine. Svaka izrađena epruveta pregledana je na svjetlosnom mikroskopu radi provjere geometrije i dimenzija širine i polumjera zarez. Na slici 17 prikazana je samo jedna od mnoštva snimaka epruveta odnosno, njenih vrhova zarez. Maksimalni polumjer koji norma (ASTM E647 ili 1820) dopušta je $r=80\text{ }\mu\text{m}$ što postavlja vrlo strogi zahtjev na izradu epruveta, a pogotovu u njenoj konačnoj cijeni. Polumjer zarez, kao i sam zarez izrađeni su na numerički upravljanom erozimat sa žicom, što je dopuštena metoda za izradu zarez prema navedenim normama. Kao alternativa postojala je mogućnost izrade zarez na glodalu dovoljno malog polumjera noža. Kako je prva metoda nudila ujednačenije dimenzije zarez, izrada zarez na glodalu je odbačena. U pojedinoj literaturi se obrađuje utjecaj metoda za izradu zarez u epruvetama na nastanak (iniciranje) pukotina, no neki određeni, generalni zaključak još nije utvrđen.



Slika 17. Polumjer i širina inicijalnog zarez

Nakon snimanja i obrade svih epruveta, odnosno njihovih zarez, moglo se zaključiti kako nema značajnijih oscilacija u pogledu dimenzija i geometrije zarez, što garantira uspješnost kvalitete eksperimentalnih mjerenja.

4.1. Statičko vlačno ispitivanje nodularnog lijeva

U okviru eksperimentalnog istraživanja niskocikličkog zamornog ponašanja materijala provedena su statička vlačna ispitivanja, kao i jednoosna simetrična i asimetrična ciklička ispitivanja, na cilindričnim epruvetama bez zareza čija je geometrija dana na slici 14a).

Statička vlačna ispitivanja, odnosno dijagrami stvarno naprezanje-istezanje opisani su Ramberg-Osgoodovom konstitutivnom jednadžbom:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K} \right)^{1/n}, \quad (2)$$

gdje su K i n parametri materijala. Izraz (2) predstavlja aditivnu dekompoziciju deformacije na elastični i plastični dio:

$$\varepsilon = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}, \quad (3)$$

gdje je elastični dio deformacije:

$$\varepsilon_{el} = \frac{\sigma}{E}, \quad (4)$$

dok je plastični dio deformacije:

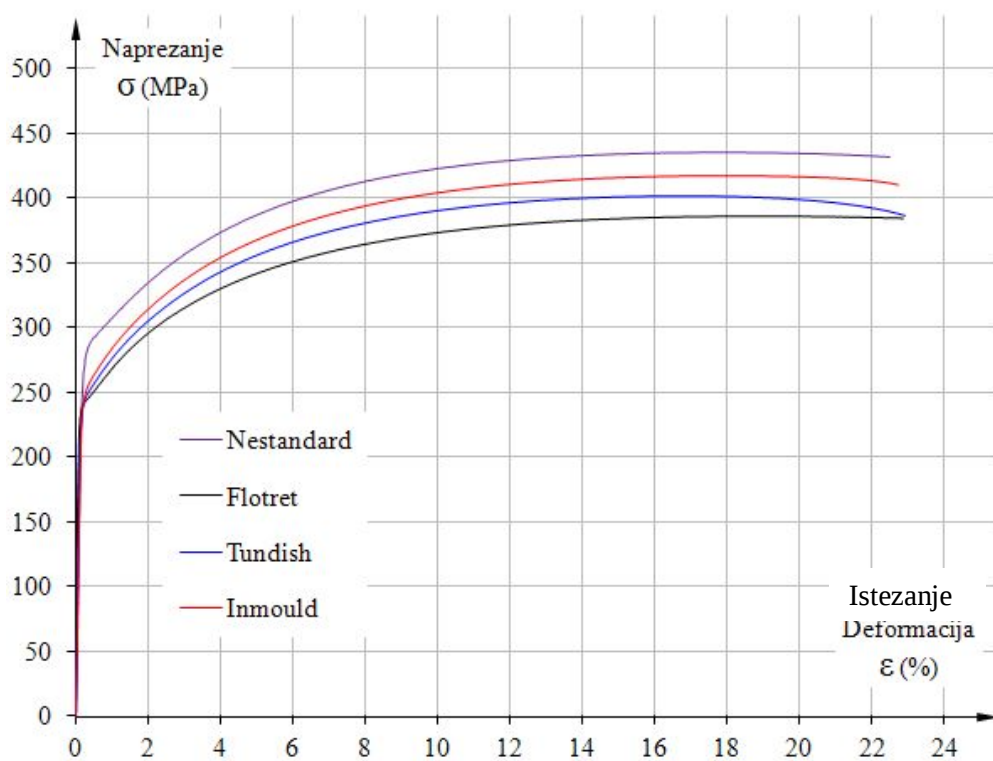
$$\varepsilon_{pl} = \left(\frac{\sigma}{K} \right)^{1/n}. \quad (5)$$

Prilikom provođenja statičkih vlačnih ispitivanja istezanje se mjerilo bezkontaktnim video ekstenzometrima, kao i kontaktnim 10 mm ekstenzometrima (model EXA-10), tvrtke Messphysik (slika 13a). Bezkontaktnim video ekstenzometrima omogućeno je mjerenje kontrakcije poprečnog presjeka mjernog dijela epruvete. To je omogućilo mjerenje Poissonovog omjera, te stvarnog naprezanja, odnosno dobivanje, osim klasične inženjerske krivulje naprezanje-istezanje, krivulje stvarno naprezanje-istezanje. Dijagrami inženjersko naprezanje-istezanje za sve četiri serije nodularnog lijeva prikazani su na slici 18, dok su krivulje stvarnog naprezanja-istezanja, također za sve četiri serije prikazane na slici 19. Krivulje stvarnog naprezanja-istezanja interpolirane su Ramberg-Osgoodovim parametrima materijala.

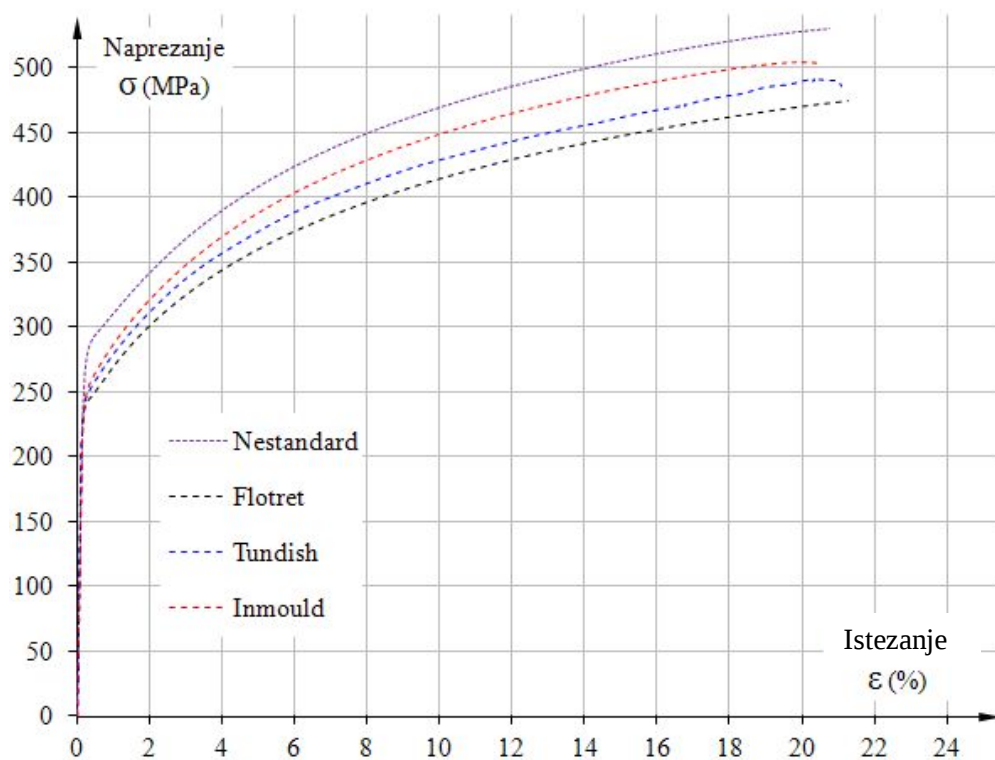
Mehaničke karakteristike nodularnog lijeva dobivene statičkim vlačnim ispitivanjem, kao i Ramberg-Osgoodovi parametri materijala dani su u tablici 5. Kritične vrijednosti J integrala određene u poglavlju 4.2.2 su također dane u tablici 5. Kao što se vidi sa slika 18 i 19, nestandardna serija nodularnog lijeva, koja ima najveći udjel perlitne faze, ima najveću vrijednost granice razvlačenja i vlačne čvrstoće u odnosu na ostale tri serije nodularnog lijeva. Osim toga, vidljivo je da sve četiri serije materijala imaju istezljivost približno 20 %.

Tablica 5. Mehaničke karakteristike nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT

Serija materijala	$R_{p0,2}$ (MPa)	R_m (MPa)	E (GPa)	K (MPa)	n	J_Q (kJ/m ²)
Nestandardna	286,4	435,1	163,4	700,4	0,1726	81,9
Flotret	244,0	385,8	180,0	630,4	0,1809	74,0
Tundish	250,0	402,0	215,9	666,7	0,1869	86,0
Inmould	255,8	417,2	199,9	691,3	0,1868	84,5

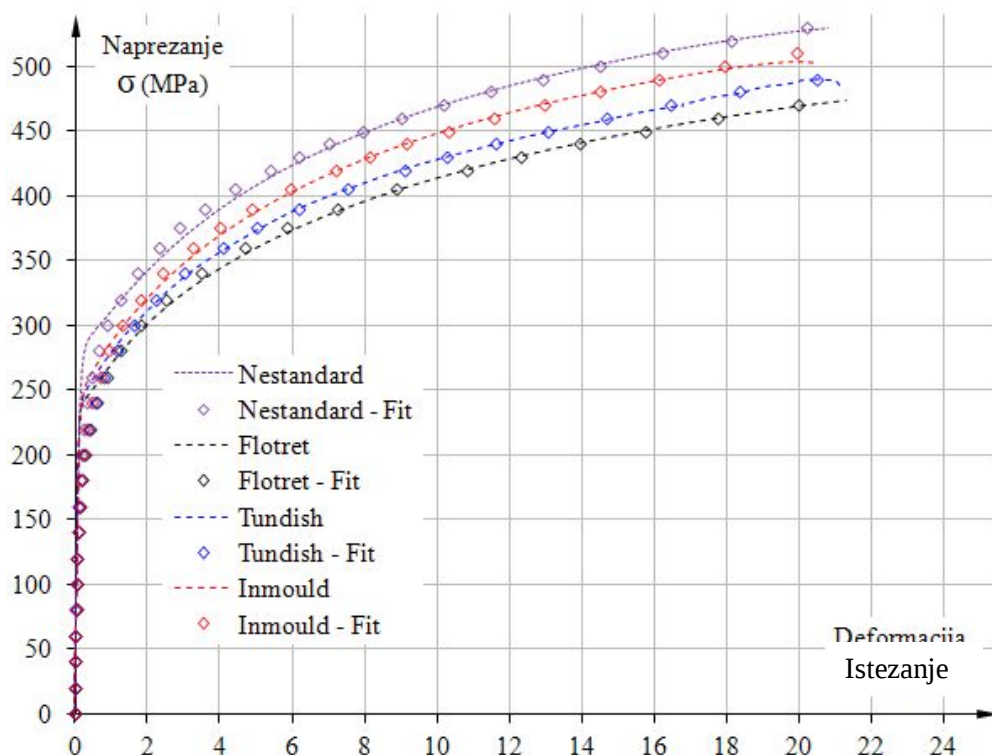


Slika 18. Statičko vlačno ispitivanje –krivulje inženjersko naprezanje - istezanje



Slika 19. Statičko vlačno ispitivanje – krivulje stvarno naprezanje - istezanje

Statičko vlačno ponašanje materijala opisano pomoću Ramberg-Ogoodovih parametara materijala iz tablice 5 za sve četiri serije materijala nodularnog lijeva dato je na slici 20. Kao što se vidi sa slike, dani parametri materijala omogućuju vrlo dobro podudaranje Ramberg-Ogoodovog materijalnog modela sa stvarnim ponašanjem materijala (krivulja stvarno naprezanje- istezanje).

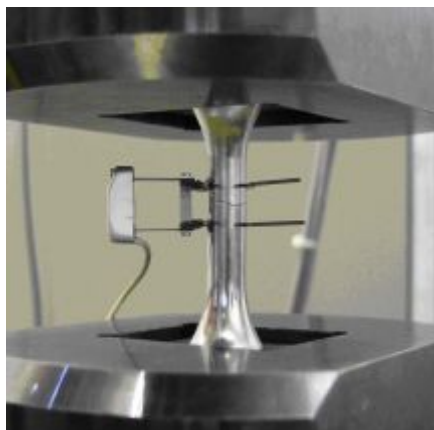


Slika 20. Statičko vlačno ispitivanje – krivulje stvarno naprezanje - istezanje za četiri različite serije nodularnog lijeva, opisane Ramberg-Osgoodovim parametrima materijala n i K

4.2. Cikličko ispitivanje nodularnog lijeva

4.2.1. Ispitivanje epruveta bez zareza

Ciklička ispitivanja različitih kombinacija raspona deformacija provedena su na dinamičkoj kidalici LFV 50-HH; Walter, Bai AG (slika 13b) pri konstantnim amplitudama deformacija korištenjem mehaničkog ekstenzometra duljine 10 mm (EXA-10) uz kontrolu deformacija [34, 50], što je prikazano na slici 21. Ispitivanja su provedena na glatkim, poliranim cilindričnim epruvetama (slika 22).



Slika 21. Cikličko ispitivanje uz kontrolu deformacije



Slika 22. Polirane cilindrične epruvete za statička vlačna i ciklička ispitivanja

Cikličko ispitivanje je izvođeno uz kontrolu amplituda deformacija pri brzini opterećivanja od 10^{-3} s^{-1} . Kod simetričnih ispitivanja primijenjene su amplitude deformacija ($\Delta\epsilon/2$) od 0,4 % do 1,2 % uz inkrement deformacije od 0,4 %. Pritom je srednja deformacija bila jednaka nuli. Kod asimetričnog ispitivanja, amplituda deformacije, kao i srednja deformacija, bile su jednake 0,8 %. Reprezentativne cikličke petlje histereze za simetrične i asimetrične amplitude deformacija prikazane su na slikama od 23 do 38.

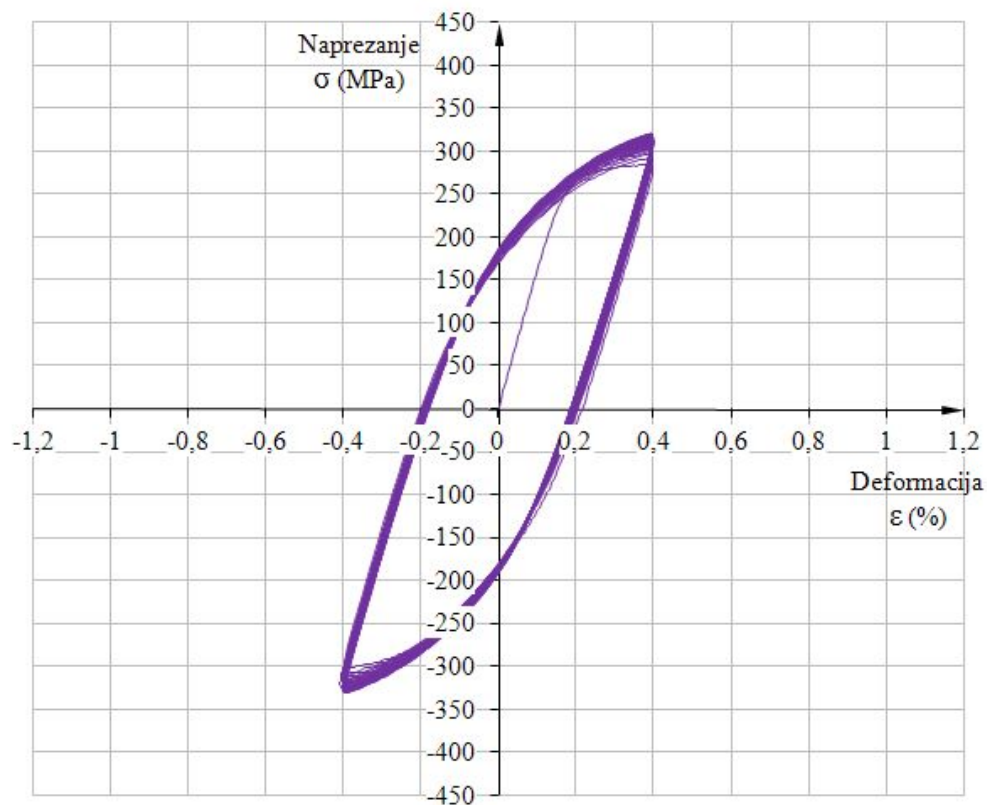
Sa slika je vidljivo da dolazi do značajnog cikličkog očvršćenja materijala što se očituje u povećanju amplitude naprezanja s brojem ciklusa opterećenja. U svakom ispitivanju, postignuto je 40 petlji histereza što je i više nego dovoljno za postizanje stabiliziranog stanja materijala. Stabilizirano stanje materijala postiže se nakon otprilike 15ak ciklusa opterećenja, a manifestira se monotonim smanjenjem promjene veličine plohe tečenja. U svim ispitivanjima prisutno je značajno očvršćenje materijala. U [68] je definiran omjer vlačne čvrstoće i granice razvlačenja kod kojeg dolazi do očvršćenja odnosno omekšavanja materijala uslijed cikličkog opterećivanja. Ukoliko je taj omjer $\frac{R_m}{R_{p0,2}} > 1,4$ dolazi do

očvršćenja materijala, dok ako je taj omjer $\frac{R_m}{R_{p0,2}} < 1,2$ materijal će omekšavati, naravno i tu

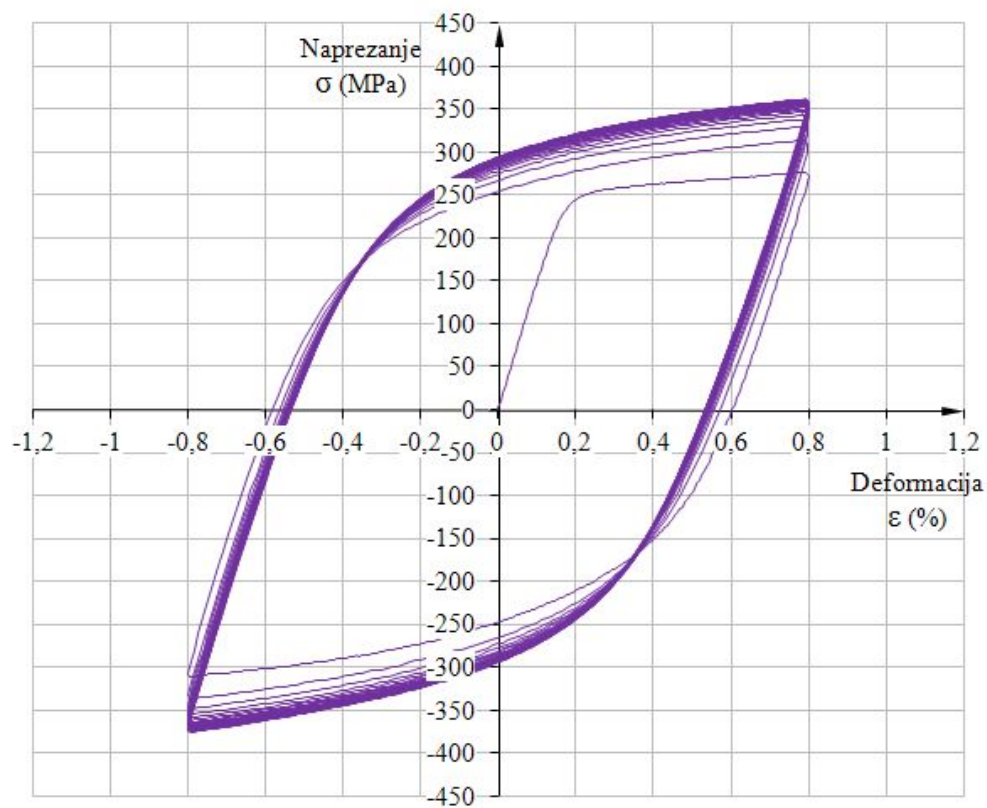
postoje izuzeci. U našem slučaju taj omjer je između 1,5 i 1,6 što potvrđuje činjenicu da kod analiziranog nodularnog lijeva tijekom cikličkog opterećivanja dolazi do očvršćenja materijala.

Na slikama od 23 do 38, vidljiva je razlika koja se ponavlja kod svake serije nodularnog lijeva kao i kod svakog ispitivanja, simetričnog ili asimetričnog, a to je činjenica da se materijal kod prvog poluciklusa ponaša značajno drukčije nego kod svih ostalih ciklusa opterećivanja. Ova pojava se manifestira u stvaranju „plafona“, odnosno drugog elastičnog područja, značajno nižeg nagiba nego kod početnog elastičnog ponašanja materijala. Nakon prvog poluciklusa materijal se ponaša elastoplastično s kontinuiranim prijelazom u plastično područje. Za opis cikličkog elastoplastičnog ponašanja materijala iskorišten je zadnji stabilizirani poluciklus, što će donekle imati utjecaja kod opisivanja prvog poluciklusa. Za definiranje i raščlanjivanje svakog pojedinog ciklusa odnosno poluciklusa, zajedno s njihovim karakteristikama u pogledu granice razvlačenja, određivanja maksimalnih naprezanja, plastične deformacije i karakteristika ploha tečenja, napisan je kod u MATLAB-u [69] koji je dan u prilogu ovog rada.

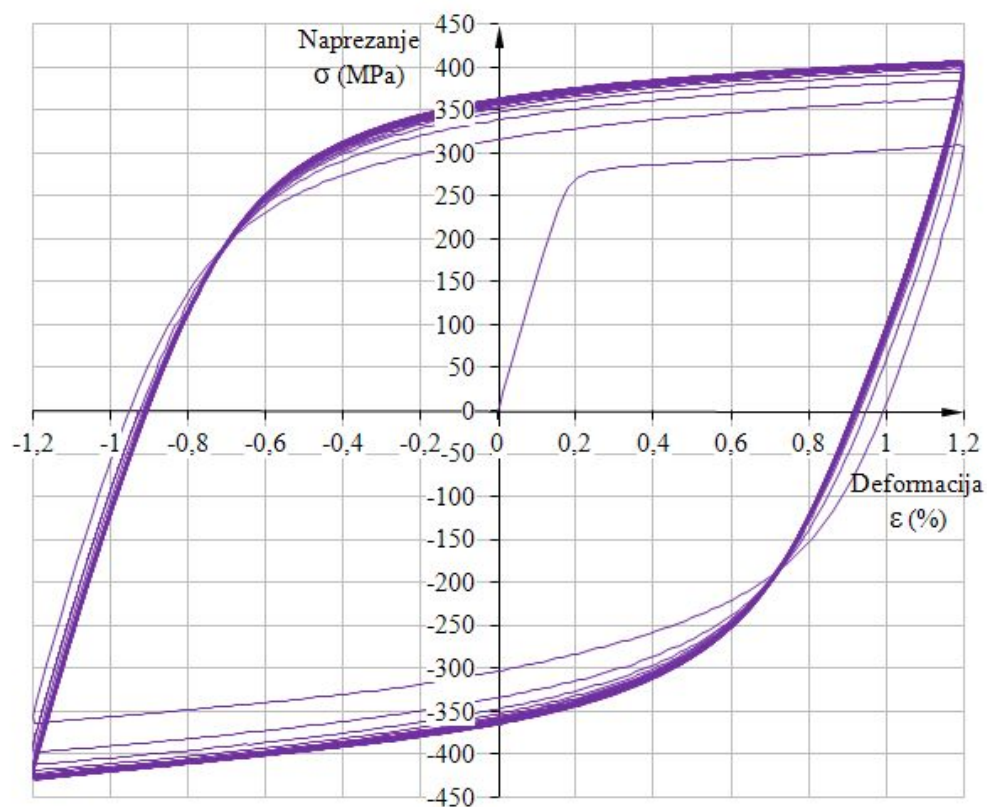
Uspoređujući odgovarajuće petlje histereze za simetrične i asimetrične amplitude deformacija može se zaključiti da srednja deformacija nema značajan utjecaj na efekt očvršćenja proučavanog materijala. Histereze sa slika 23 do 38 predstavljaju osnovu za određivanje parametara materijala konstitutivnog modela cikličke plastičnosti kao što je opisano u [2, 3, 25]. Osim toga, prikazane histereze osnova su za određivanje parametara oštećenja materijala za slučaj niskocikličkog zamora. Određivanje ovih parametara temelji se na stabiliziranoj, akumuliranoj plastičnoj energiji histereze, što će biti pokazano u poglavlju 5.4.



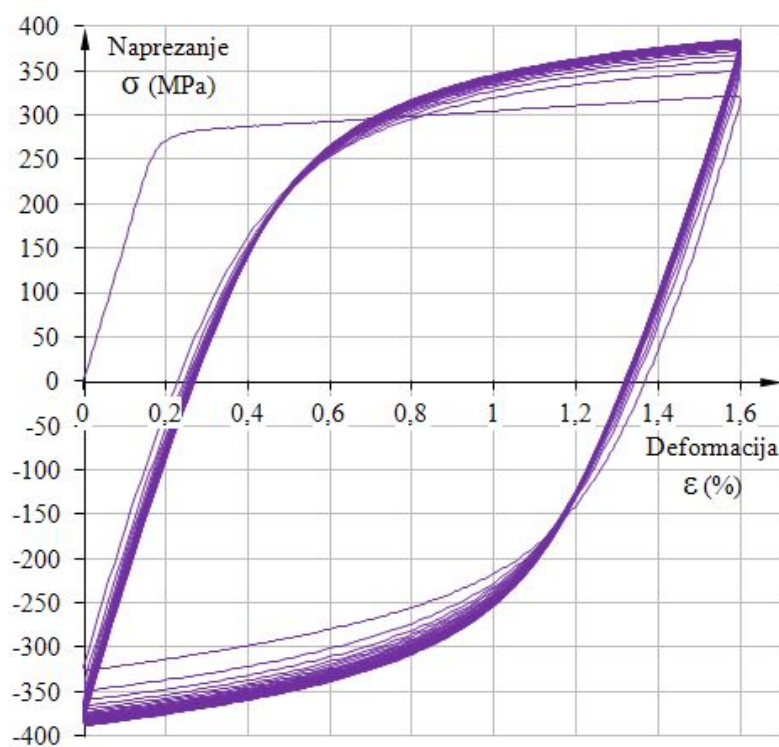
Slika 23. Nestandardna serija – simetrično ispitivanje: $\epsilon_{amp} = \pm 0,4 \%$



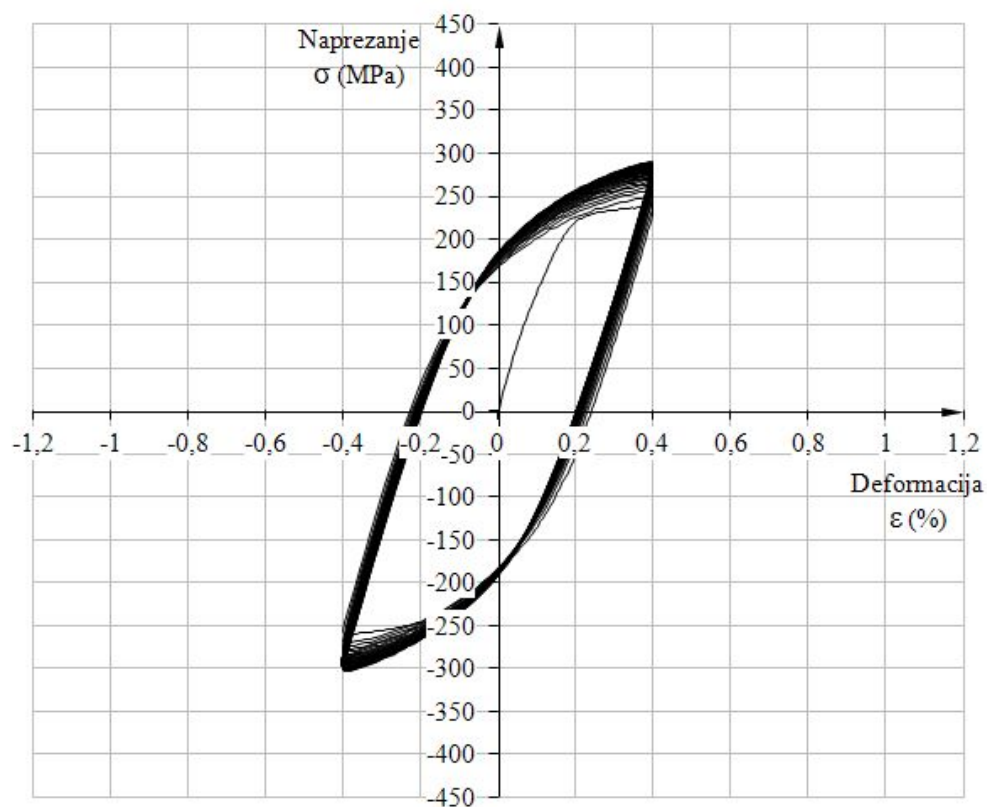
Slika 24. Nestandardna serija – simetrično ispitivanje: $\epsilon_{amp} = \pm 0,8 \%$



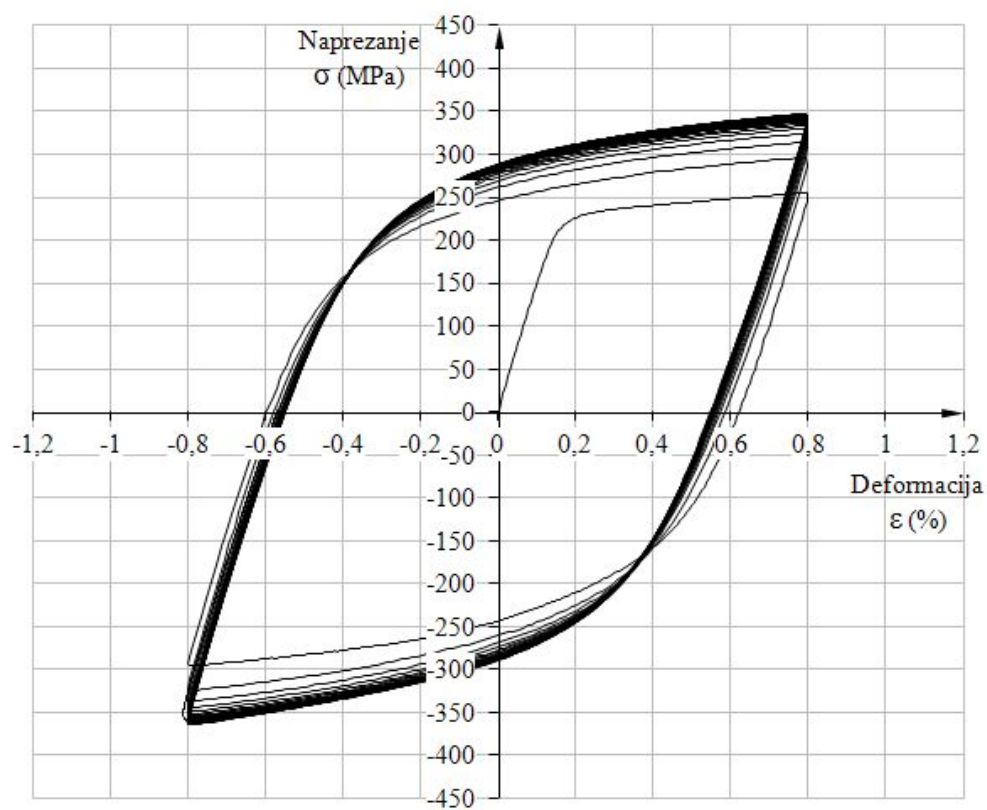
Slika 25. Nestandardna serija – simetrično ispitivanje: $\epsilon_{\text{amp}} = \pm 1,2$ %



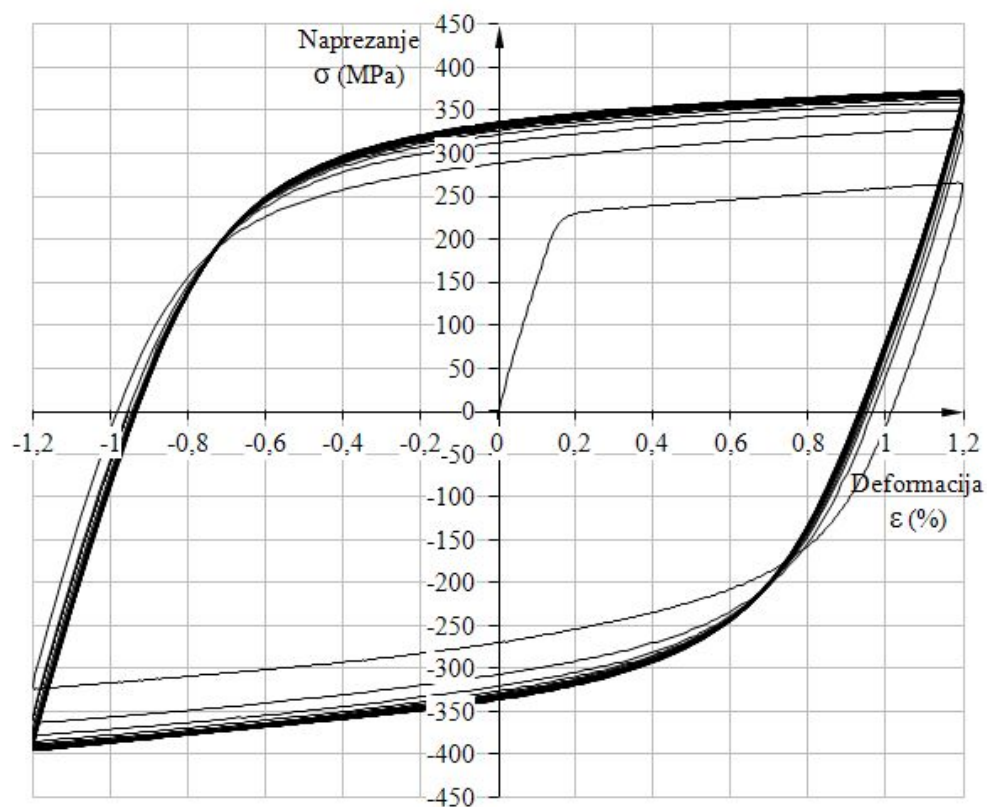
Slika 26. Nestandardna serija – asimetrično ispitivanje: $\epsilon_{\text{min/max}} = 0/+1,6$ %



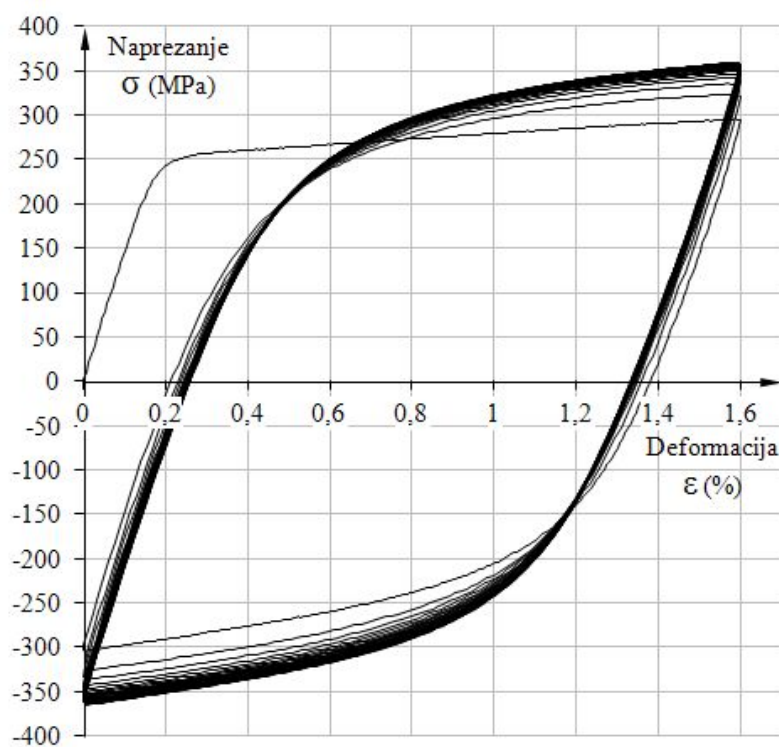
Slika 27. Flotret serija – simetrično ispitivanje: $\epsilon_{amp} = \pm 0,4$ %



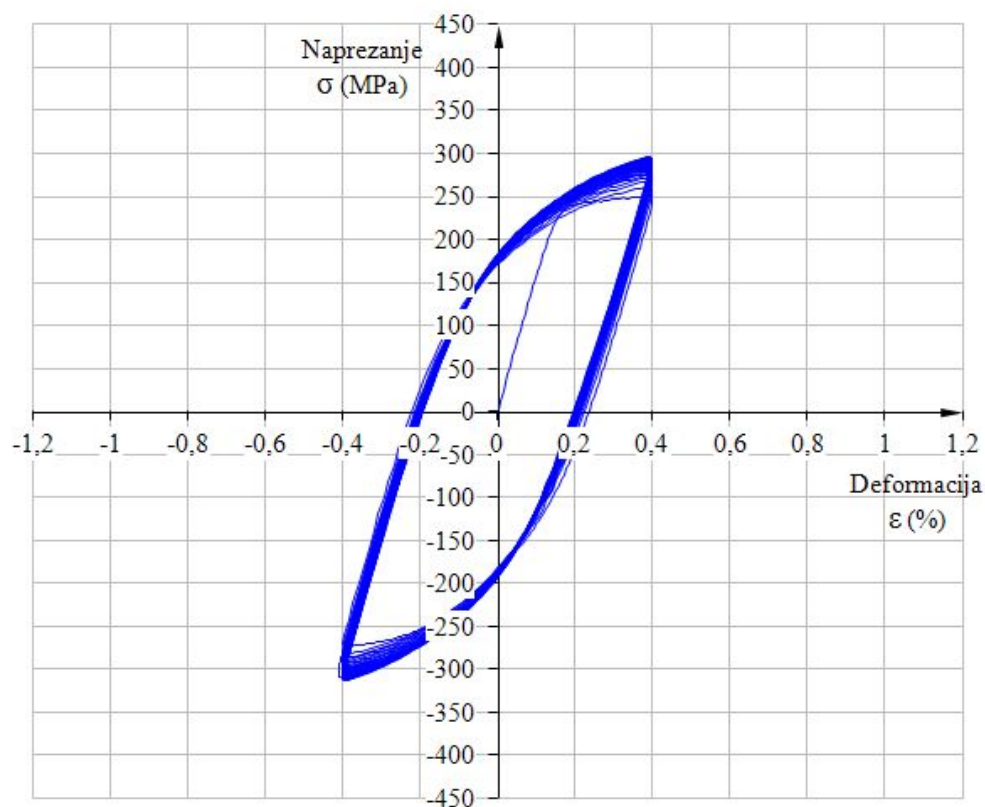
Slika 28. Flotret serija – simetrično ispitivanje: $\epsilon_{amp} = \pm 0,8$ %



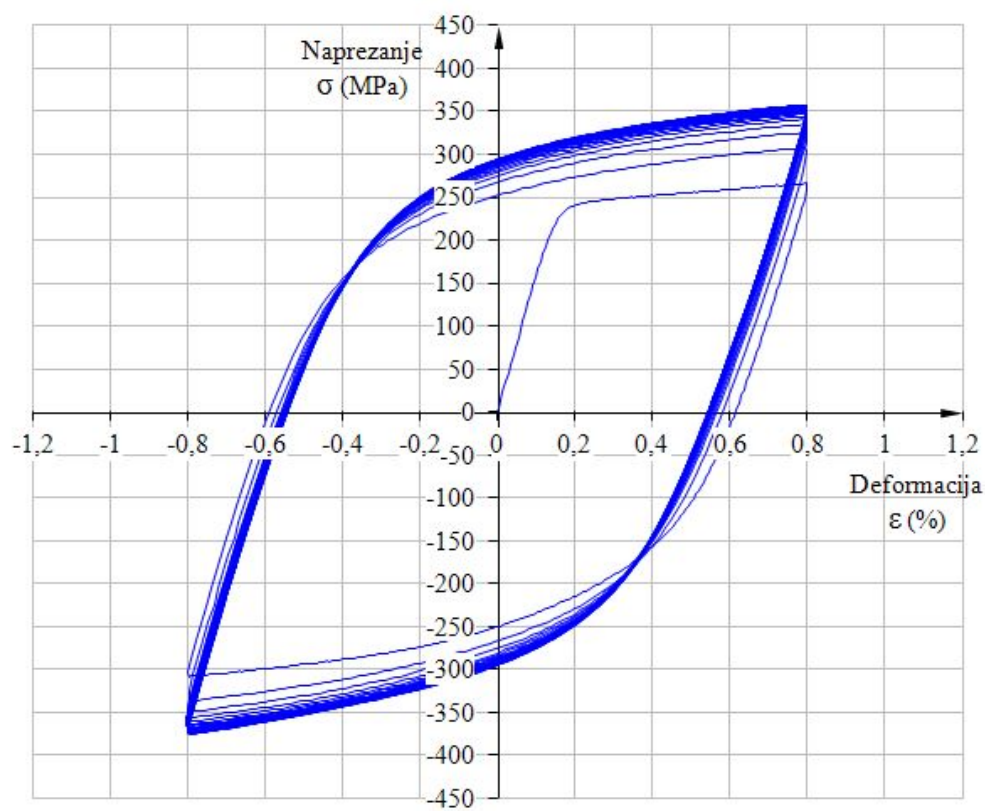
Slika 29. Flotret serija – simetrično ispitivanje: $\varepsilon_{amp} = \pm 1,2 \%$



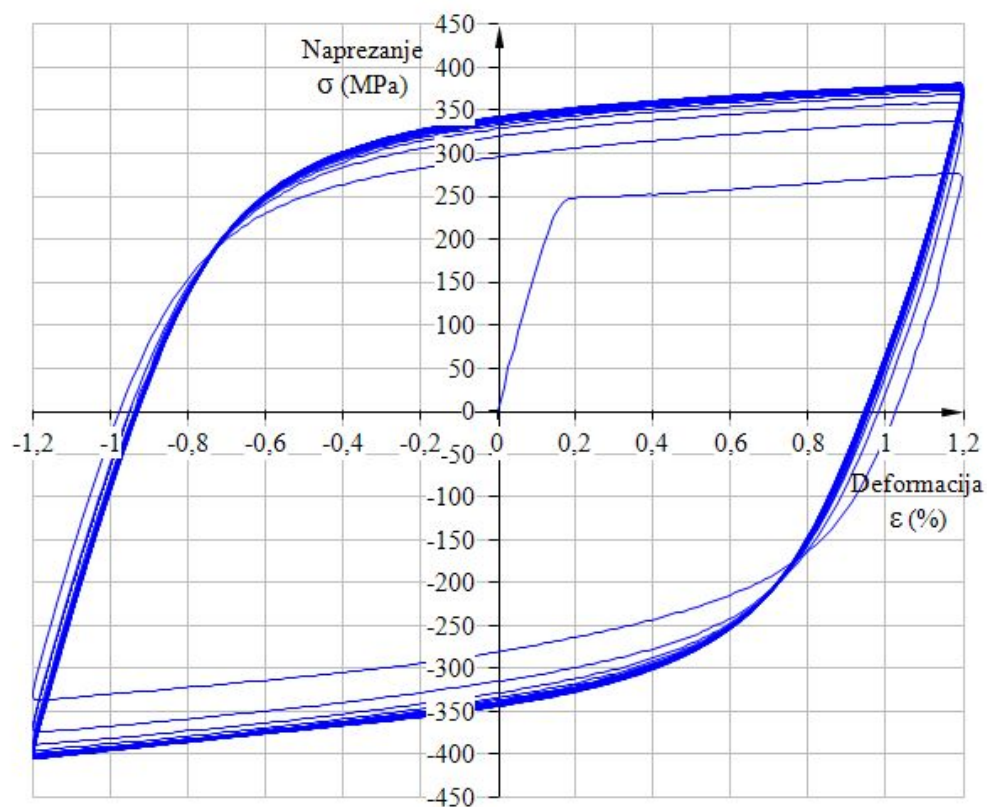
Slika 30. Flotret serija – asimetrično ispitivanje: $\varepsilon_{min/max} = 0/+1,6 \%$



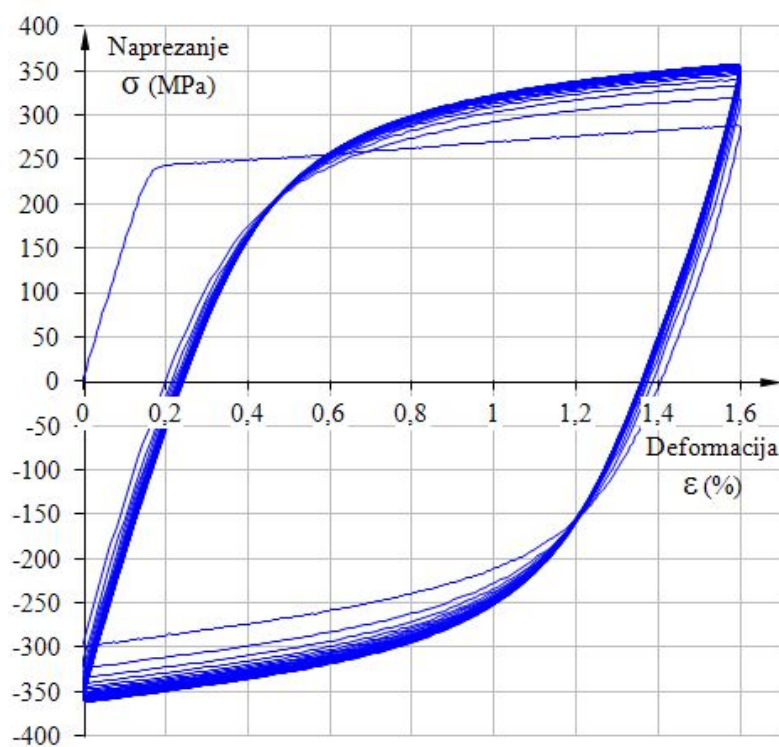
Slika 31. Tundish serija – simetrično ispitivanje: $\varepsilon_{amp} = \pm 0,4 \%$



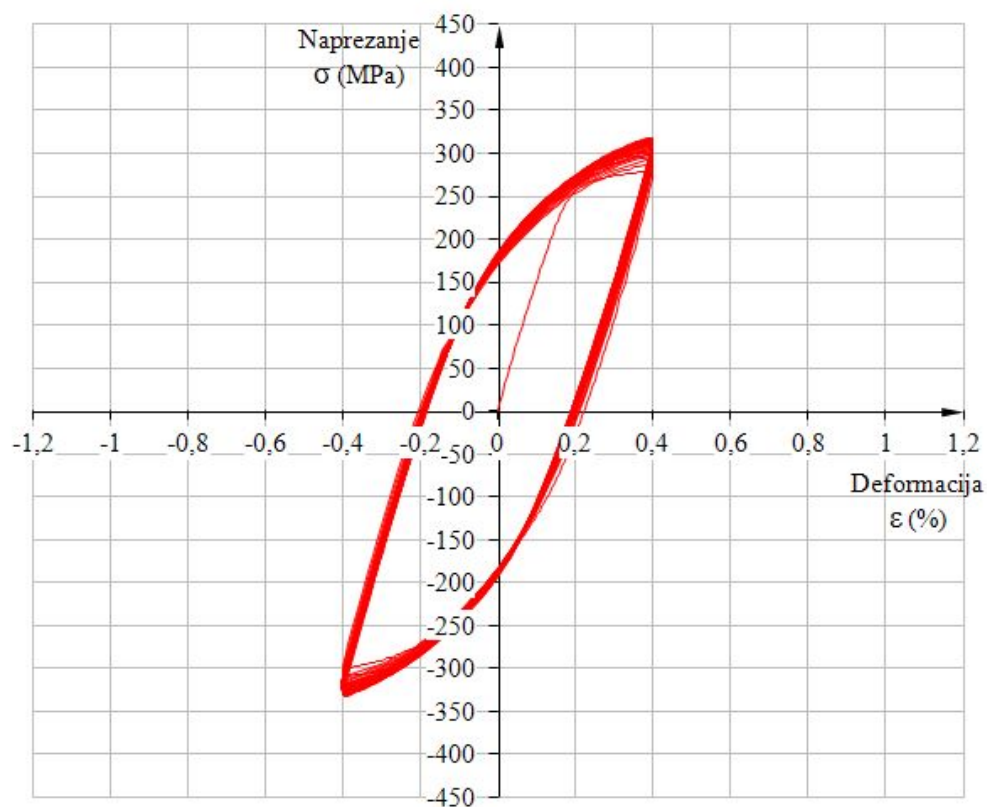
Slika 32. Tundish serija – simetrično ispitivanje: $\varepsilon_{amp} = \pm 0,8 \%$



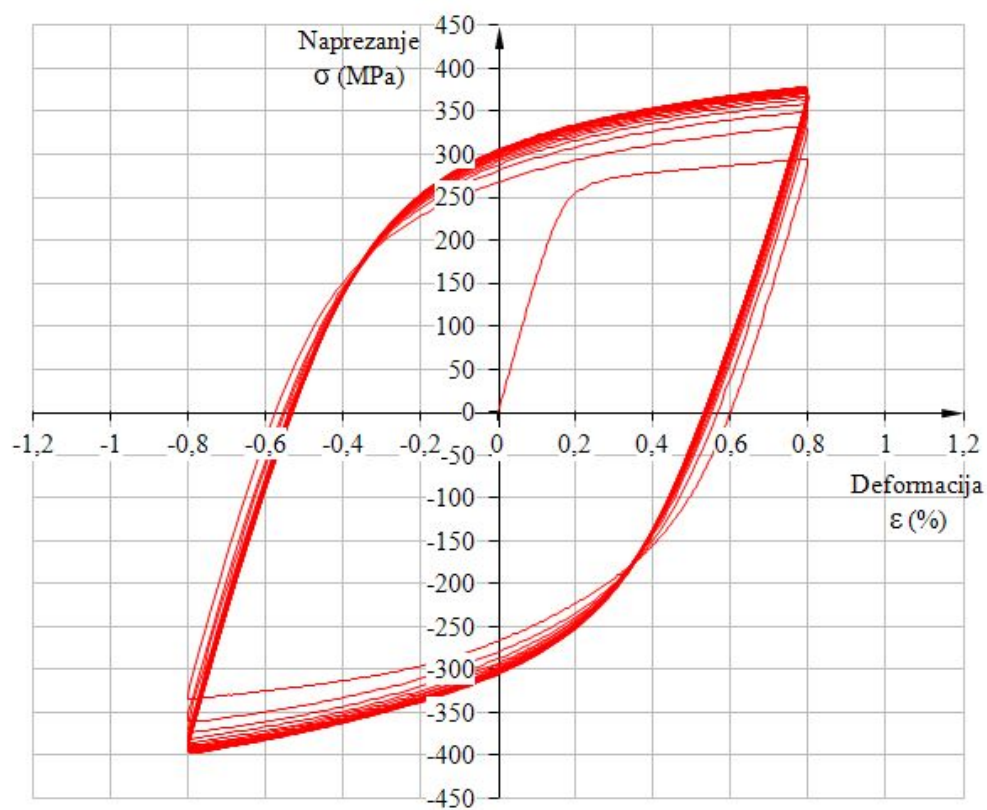
Slika 33. Tundish serija – simetrično ispitivanje: $\varepsilon_{\text{amp}} = \pm 1,2 \%$



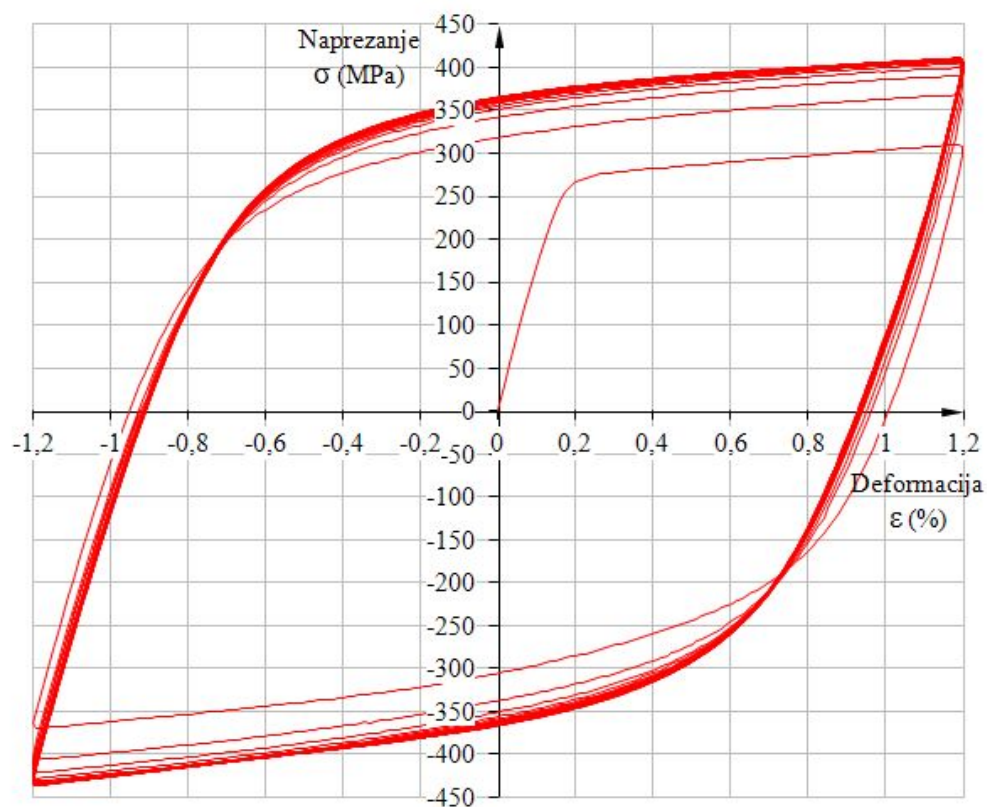
Slika 34. Tundish serija – asimetrično ispitivanje: $\varepsilon_{\text{min/max}} = 0/+1,6 \%$



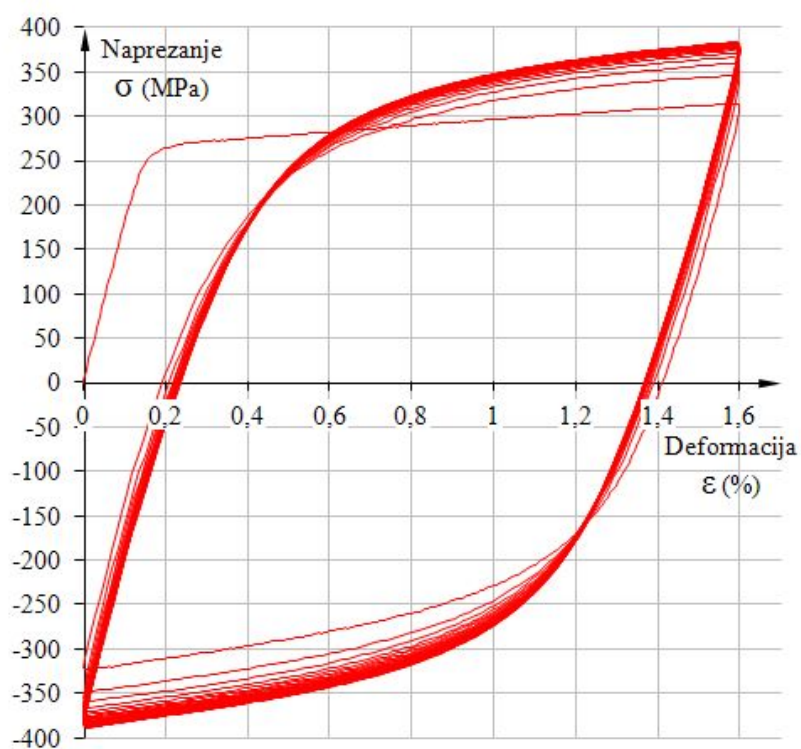
Slika 35. Inmould serija – simetrično ispitivanje: $\epsilon_{amp}=\pm 0,4$ %



Slika 36. Inmould serija – simetrično ispitivanje: $\epsilon_{amp}=\pm 0,8$ %



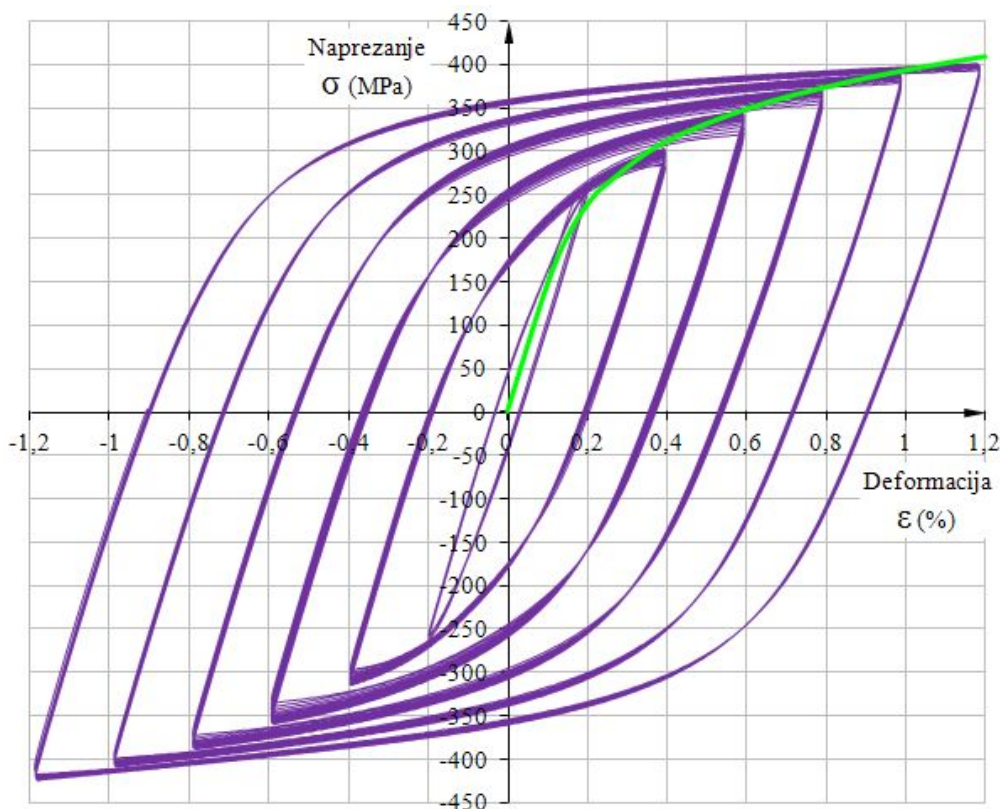
Slika 37. Inmould serija – simetrično ispitivanje: $\epsilon_{amp} = \pm 1,2\%$



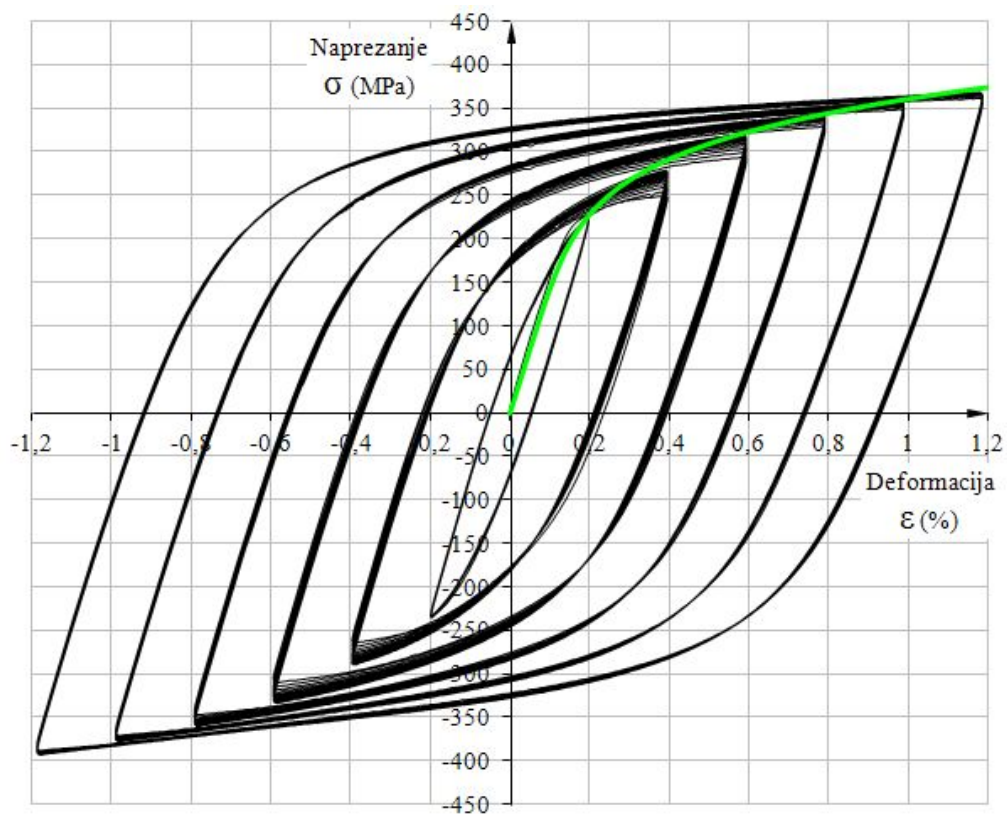
Slika 38. Inmould serija – asimetrično ispitivanje: $\epsilon_{min/max} = 0/+1,6\%$

Na slikama od 39 do 42, prikazane su petlje histereza za slučaj cikličkog opterećivanja s povećavanjem amplitude deformacije. Amplituda deformacije je povećavana u koracima od 0,2 %, dok je srednja deformacija bila jednaka nuli. Broj ciklusa za svaki korak je 15, a maksimalna amplituda deformacije je $\pm 1,2$ %. Krivulja cikličko naprezanje-deformacija, koja je od velike važnosti za niskociklički zamor i analizu rasta pukotina, konstruirana je i prikazana na slikama od 39 do 42 zelenom bojom, na način da povezuje vrhove, odnosno maksimalna naprezanja stabiliziranih petlji histereza za svaki raspon stabiliziranih ciklusa opterećenja. Kako bi se kvalitetno snimio vrh svake petlje histereze, povećana je gustoća zapisa eksperimentalnih točaka oko vrha opterećenja svakog ciklusa.

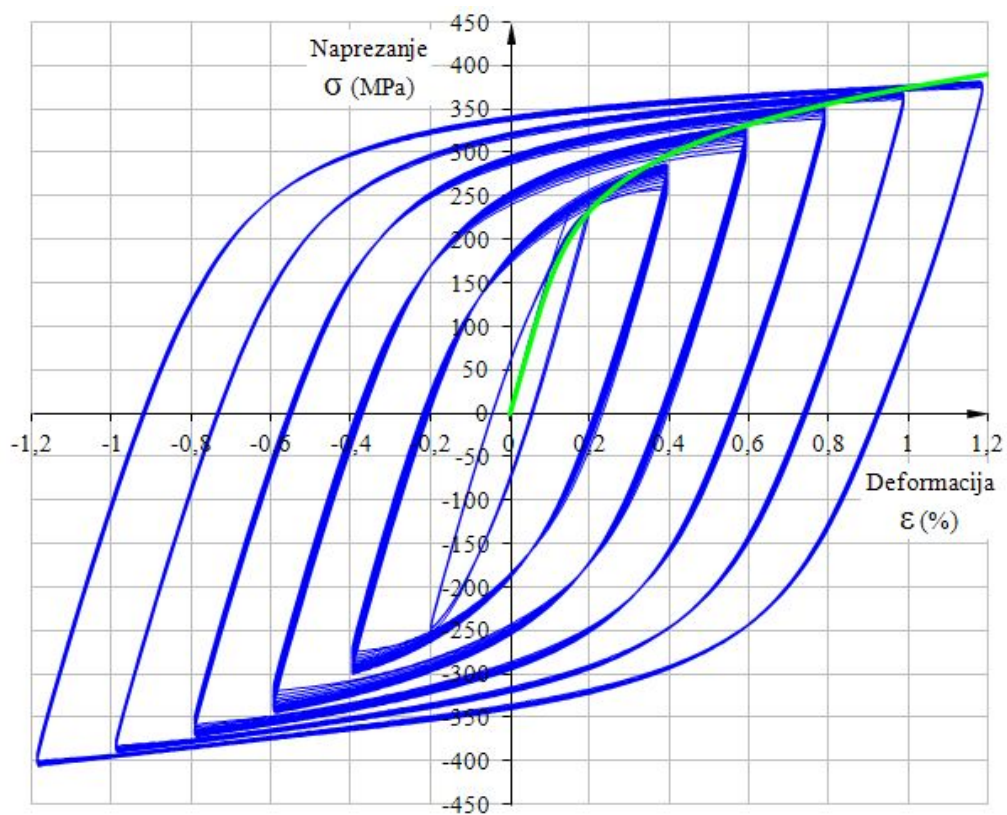
Eksperimentalno dobiveni rezultati iz kidalice obrađeni su primjenom softvera MATLAB R2010a [69], uz pomoć ugrađenog paketa *Curvefit*. Kao što se vidi sa slika od 39 do 42, krivulja zelene boje na zadovoljavajući način prolazi kroz sve vrhove stabiliziranih petlji histereza, pokrivajući pritom i početni linearno elastični dio ponašanja materijala.



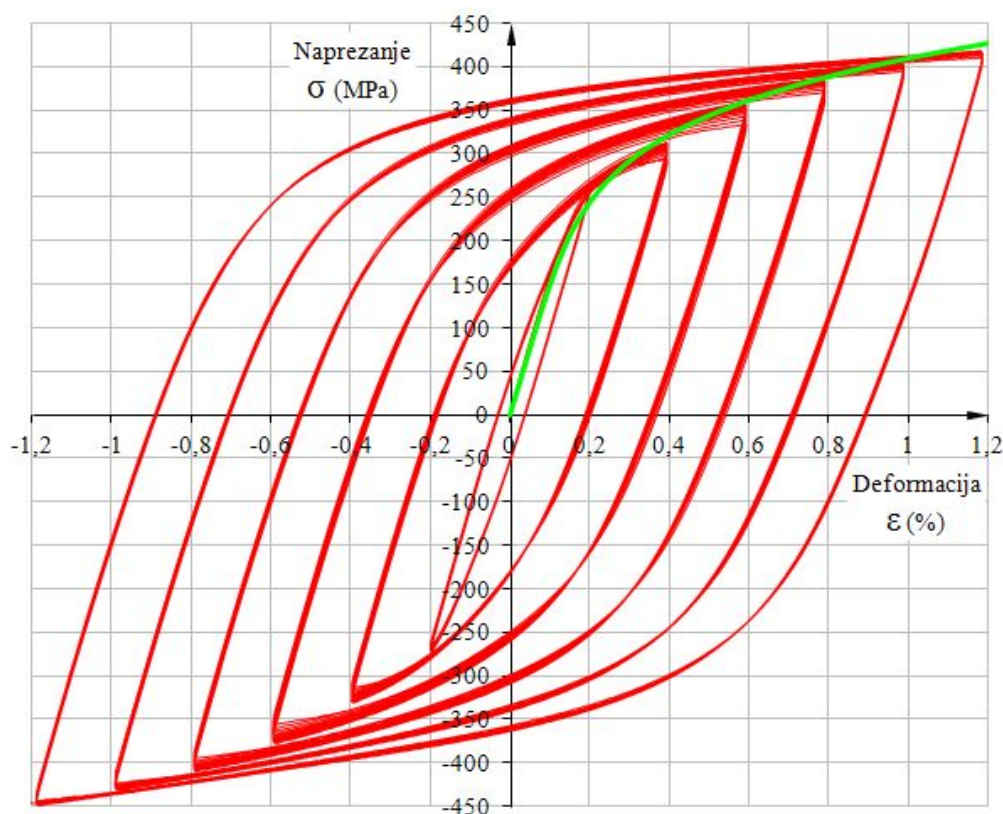
Slika 39. Stabilizirana ciklička krivulja petlje histereze za nestandardnu seriju



Slika 40. Stabilizirana ciklička krivulja petlje histereze za Flotret seriju



Slika 41. Stabilizirana ciklička krivulja petlje histereze za Tundish seriju



Slika 42. Stabilizirana ciklička krivulja petlje histereze za Inmould seriju

Za analitičku aproksimaciju stabiliziranih cikličkih krivulji petlji histereza korišten je Ramberg-Osgoodov materijalni model te uz primjenu metode najmanjih kvadrata, dobiveni su ciklički parametri materijala za sve četiri serije nodularnog lijeva, što je i prikazano u tablici 6. Stabilizirane cikličke krivulje petlji histereza opisane su Ramberg-Osgoodovom jednačinom:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K'} \right)^{1/n'} \quad (6)$$

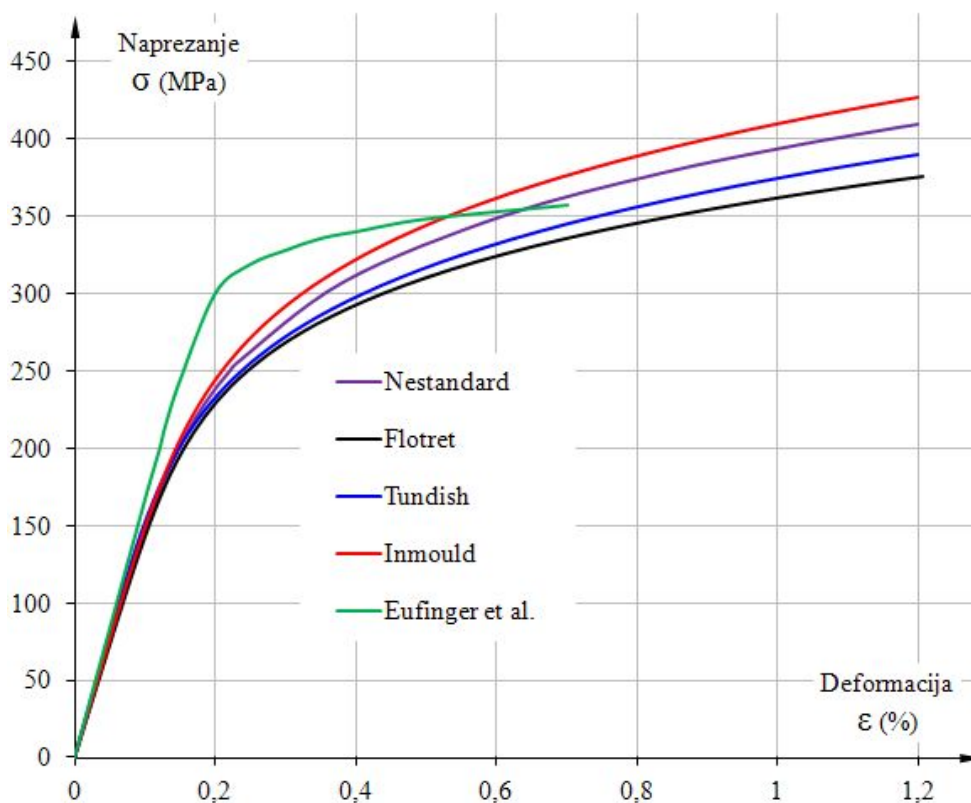
gdje su parametri materijala K' i n' dani u tablici 6.

Tablica 6. Cikličke karakteristike nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT

Serijski materijal	K' (MPa)	n'
Nestandardni	920,1	0,173
Flotret	790,0	0,160
Tundish	900,0	0,180
Inmould	983,0	0,178

Srednja vrijednost parametra K' je 898,3 sa standardnom devijacijom od 80,4, dok parametar n' ima srednju vrijednost 0,17, sa standardnom devijacijom od 0,009. Može se uočiti da

postoji razlika u vrijednostima cikličkih parametara materijala, no ta razlika nije toliko značajna osim za slučaj Flotret serije materijala. Iz navedenog se može zaključiti da veličina, raspodjela i broj nodula nemaju značajan utjecaj na cikličko očvršćenje materijala. Literatura i eksperimentalni rezultati vezani uz cikličke petlje histereze i općenito podatke vezane uz konkretnu vrstu nodularnog lijeva izrazito je oskudna. U [70] su prikazani rezultati autora Eufingera i ostalih, koji su istraživali istu vrstu nodularnog lijeva koji je tema ovog rada. Usporedba cikličkih krivulja petlji histereze svih, proučavanih serija nodularnog lijeva s onom iz literature [70] prikazana je na slici 43. Ovdje su proučavane serije nodularnog lijeva prikazane istom shemom boja kao dosada, dok su rezultati Eufingera i ostalih prikazani zelenom bojom. Kao što se vidi sa slike, postoji znakovita razlika u rezultatima i to pogotovu u području prijelaza iz elastičnog u plastično područje ponašanja materijala. Kako su u ovom istraživanju pokrivene četiri serije nodularnog lijeva, i kako je njihovo ponašanje slijedno po formi, nema razloga postavljati sumnju u iznesene rezultate, što s druge strane dovodi u pitanje vjerodostojnost dostupnih podataka iz literature. Svako daljnje komentiranje razlika izloženih rezultata je nemoguće jer u [70], nisu dani podaci vezani uz jednoosno cikličko ispitivanje, kao niti metalografska analiza (nodulacija, cirkularnost nodula, veličina nodula, udjel perlita...).

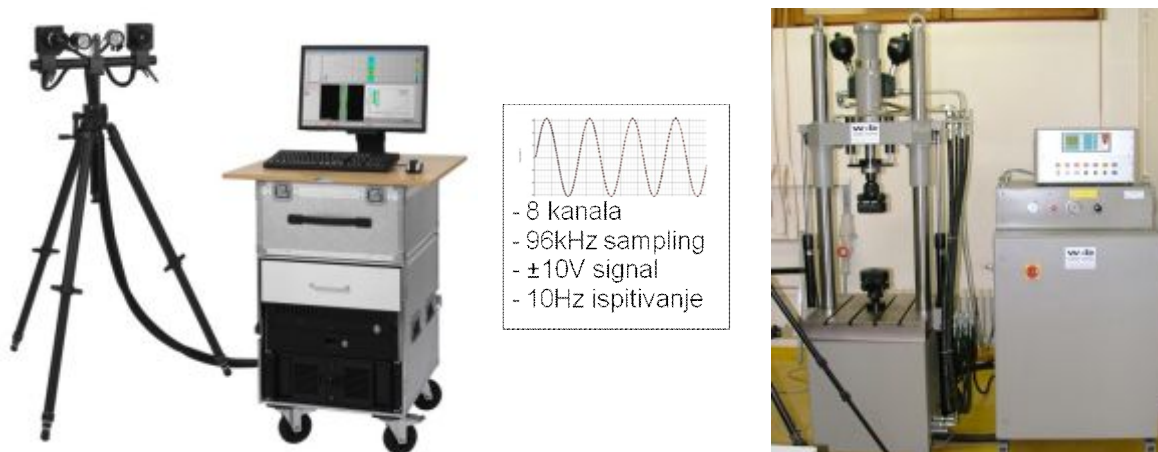


Slika 43. Usporedba cikličkih krivulja histereze s rezultatima iz literature [70]

Također, u rezultatima Eufinger-a i ostalih [70] može se primijetiti kako je maksimalna postignuta deformacija u eksperimentu bila $\pm 0,7$ % (na slikama su prikazani rezultati samo u vlačnom području, no eksperiment je simetričan i u tlačnom području), dok su u ovom radu prezentirani rezultati eksperimenata kod kojih deformacija seže čak do $\pm 1,2$ %. Općenito se može pronaći malo eksperimentalnih rezultata koji sa simetričnim ispitivanjima odlaze dublje u tlačno plastično područje materijala jer značajno raste rizik od oštećenja kidalice. Izvijanjem epruvete u tlačnom području, gubi se stabilnost čeljusti stroja, te dolazi do trajnih posljedica u obliku gubitka osnosti vodilica kidalice.

4.2.2. Ispitivanje epruveta sa zarezom

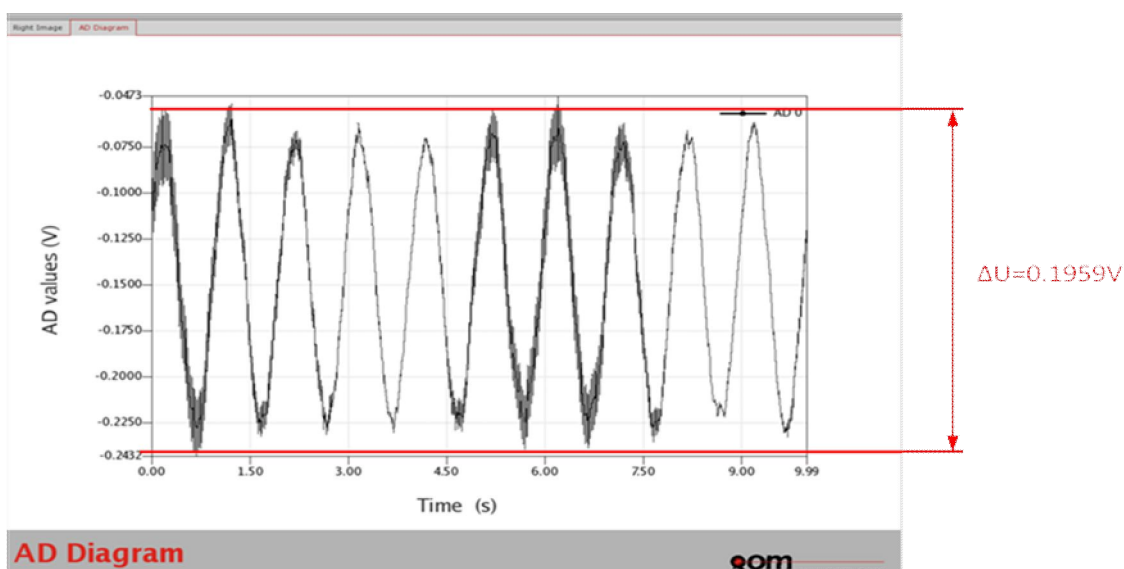
Za istraživanje nastanka i rasta zamornih pukotina (*Fatigue crack growth tests*) u materijalu uslijed cikličkog opterećivanja, korištene su CT epruvete debljine 15 mm sa zarezom, prema ASTM E647 [71] (slika 14c), dok su za ispitivanje lomne žilavosti (*fracture toughness*) korištene SENB epruvete debljine 10 mm sa zarezom, prema ASTM E1820 [72] (slika 14b). Ispitivanje navedenih epruveta obavljeno je na dinamičkoj kidalici LFV 50-HH; Walter Bai AG koja je za potrebe ovog ispitivanja sinkronizirana analognom vezom s optičkim sustavom ARAMIS 4M [73] (slika 44).



Slika 44. Veza optičkog sustava ARAMIS 4M i servohidrauličke dinamičke kidalice Walter Bai LFV 50-HH

Veza između optičkog sustava ARAMIS 4M i dinamičke kidalice omogućena je preko osam kanala, no iskorišten je samo jedan koji očitava silu, brzinom uzorkovanja od 96 kHz. Ukupan raspon signala je ± 10 V, što odgovara sili na kidalici od ± 50 kN. Ukoliko bi se koristile relativno male sile, tada bi utjecaj šuma u elektroenergetskoj mreži bio izraženiji, te bi korištenje spregnutog optičkog sustava bilo otežano, pogotovo jer se radi o cikličkim

ispitivanjima, frekvencije opterećivanja 10 Hz. Pritom vrijedi naglasiti kako ovdje nije problem u frekvenciji ispitivanja (koja može biti i veća, npr. do 30 Hz) već u praćenju i analizi pukotine pri toj frekvenciji. Primjer opterećivanja epruvete amplitudom sile od otprilike 1 kN, te snimanja signala optičkim sustavom ARAMIS 4M prikazano je na slici 45. Kao što se vidi, šum postoji, no nije niti približno onakav kakav je bio na početku snimanja kada nisu primijenjene metode za suzbijanje i filtriranje šuma iz elektroenergetske mreže.



Slika 45. Snimanje analognog izlaza iz dinamičke kitalice

Područje istraživanja ovog dijela rada odnosi se na niskociklički zamor (LCF, *Low cycle fatigue*), kao i na prijelazno područje prema visokocikličkom zamoru (HCF, *High cycle fatigue*), (10^4 - 10^5 ciklusa).

4.2.2.1. Klasične metode mjerenja nastanka i rasta pukotina

Kao što je opisano, prilikom ispitivanja kod kojih se ispituje otpornost materijala na nastanak i rast pukotine (*crack initiation and propagation*) obično se koriste tri vrste epruveta:

1. za savijanje u tri točke (*single edge notched bending – SENB specimen*),
2. kompaktna vlačna epruveta (*compact tension – CT specimen*), te
3. kompaktna vlačna epruveta u obliku diska (*disk compact tension – DCT specimen*).

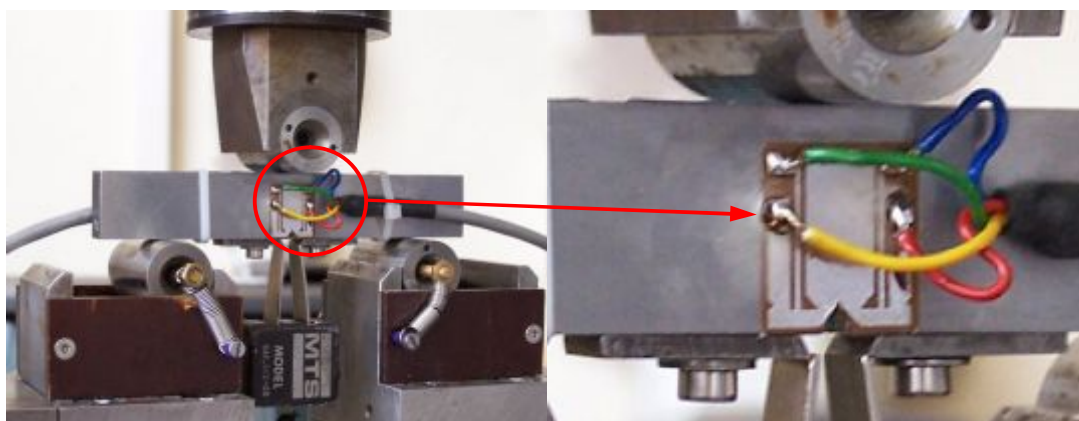
Za ispitivanja koja se provode na ovim epruvetama, kao što su:

- nastanak zamorne makro (inženjerske) pukotine (npr. do 1,5 mm duljine),
- mjerenje rasta pukotine s brojem ciklusa opterećenja, te
- određivanje lomne žilavosti materijala (*fracture toughness tests*),

potrebno je mjeriti duljinu pukotine, kao i broj ciklusa opterećivanja.

Klasična metoda mjerenja rasta pukotine na površini epruvete provodi se pomoću *Krak-Gage* traka od konstantana (uređaj je poznat i kao *Fractomat*,) [53] koje se lijepe na površinu epruvete. Ove trake moraju biti tako napravljene i naliježljene da se deformiraju i pucaju zajedno s materijalom epruvete na koju su naliježljene. Rast pukotine kroz traku dovodi do velikih promjena u otporu koji se zatim dovodi u vezu s duljinom pukotine. Zbog mogućnosti asimetričnog rasta pukotine trake se postavljaju s obje strane epruvete. Kako je cijena traka relativno visoka [74], kao i zbog nemogućnosti višestruke primjene, klasična metoda mjerenja rasta pukotine je vrlo skupa.

Uobičajena procedura za ispitivanje nastanka i rasta pukotina koja podrazumijeva primjenu kontaktnih mjernih traka tzv. krak-gages kao i uređaja Fractomat, prikazana je na slici 46, zajedno s MTSovim – CMOD ekstenzometrima. Takav način proučavanja nastanka i rasta pukotina primijenjen je u radovima [21, 22, 24] u kojima je analiziran rast pukotine u nodularnom lijevu koji se istražuje ovim radom.



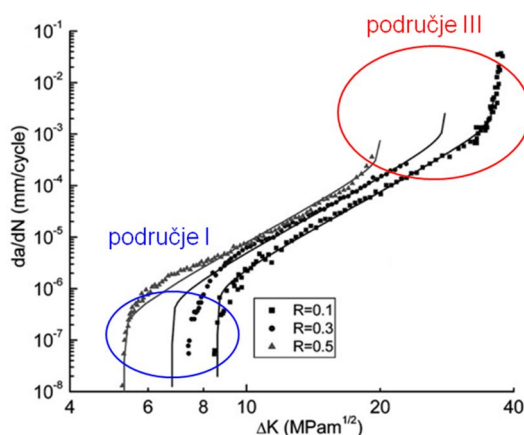
Slika 46. Ispitna oprema za mjerenje pukotina primijenjena u [21, 22, 24]

Mjerenje nastanka i rasta pukotina uporabom mjernih traka, tzv. krak gages zajedno s uređajem FRACTOMAT, predstavlja patentiranu tehniku za ispitivanje i mjerenje rasta zamornih pukotina (KRAK-GAGE® Indirect Potential Drop Technique) [75].

Kao nedostaci navedene patentirane tehnologije za proučavanje pukotina mogu se navesti sljedeće činjenice:

- cijena samog uređaja je visoka,
- cijena traka koje se lijepe na površinu epruveta je također visoka s obzirom na cijenu izrade epruvete,
- nemogućnost ponovne uporabe mjernih traka,

- nemogućnost direktnog uvida u stanje ispitnog uzorka – epruvete,
- nefleksibilnost metode (ograničena primjena na određene uzorke u laboratorijskim uvjetima),
- manja količina podataka u područjima nastanka pukotine – područje I, kao i u području nestabilnog rasta pukotine – područje III, vidljivo na slici 47.



Slika 47. Rast pukotine snimljen uređajem FRACTOMAT – prema Hübner i ostali [21]

Osim navedene procedure za proučavanje nastanka i rasta zamornih pukotina, koriste se i optičke metode, npr. optički mikroskopi koji se montiraju u ravninu početnog zarez epruvete te se očitava stanje pukotine. Takva metoda, pogotovo bez prekidanja procesa opterećivanja, može dati upitne rezultate, jer sve dok se epruveta (ispitni materijal) ne dovede u stanje maksimalnog ili bar približno maksimalnog opterećenja, jako je teško očitati (snimiti) vrh pukotine. Slika 65 koja prikazuje pukotinu u mikrostrukturi nodularnog lijeva je također snimljena dok je epruveta bila opterećena maksimalnom silom tijekom eksperimenta, odnosno u fazi nastanka zamorne pukotine. Kako je epruveta sa slike 65 naknadno fino brušena, polirana, te nagrižena, s ciljem detekcije vrha pukotine u sekundarnoj mikrostrukturi nodularnog lijeva, može se primijetiti kako je vrh zamorne pukotine značajno duži nego što se to u početku identificiralo dok epruveta nije bila opterećena približno maksimalnom silom kao u eksperimentu. Zamorna pukotina se u suprotnom slučaju može vrlo lako zamijeniti s granicom zrna u mikrostrukturi nodularnog lijeva. Iz tog razloga, u okviru ovog rada konstruirana je posebna naprava (slika 48) koja vjerno preslikava rubne uvjete opterećene epruvete, daje mogućnost narinuća opterećenja ekvivalentno onom u eksperimentu, te omogućuje montažu na svjetlosni mikroskop radi snimanja zamorne pukotine.



Slika 48. Naprava za opterećenje SENB epruveta

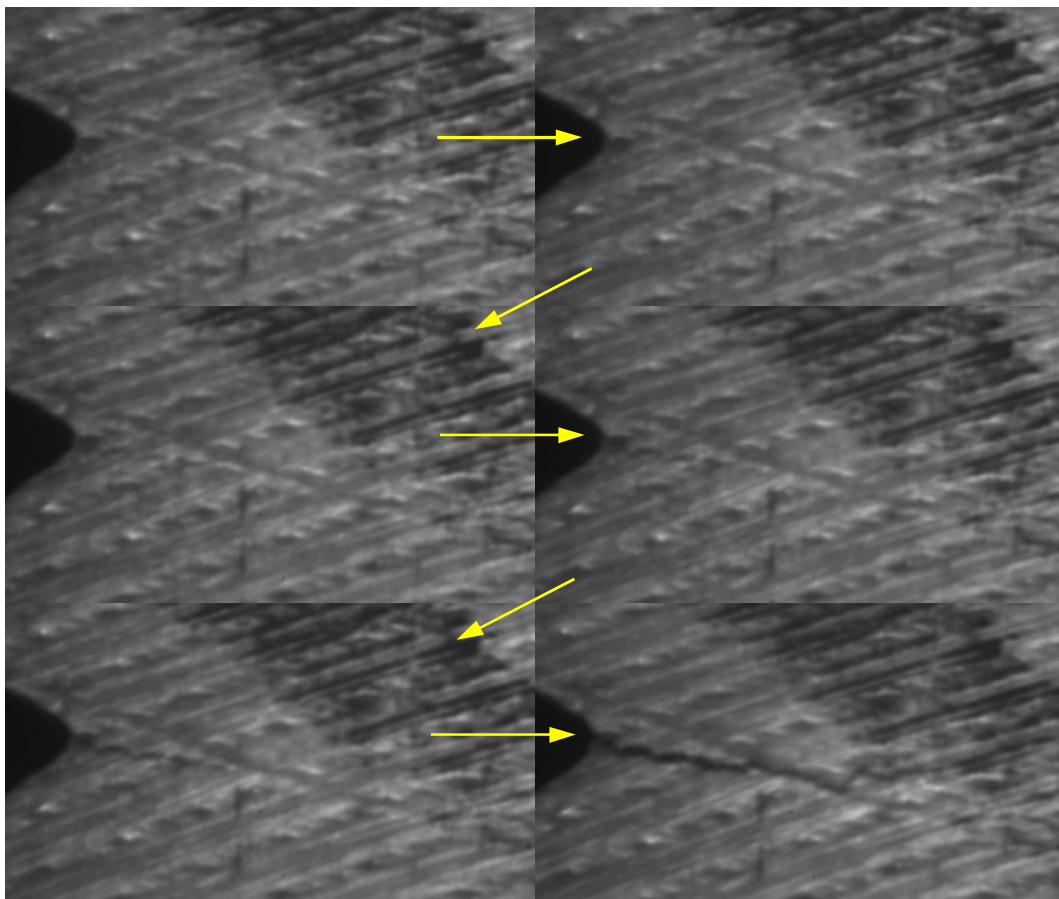
U početnoj fazi ovog istraživanja za potrebe dinamičkog snimanja vrha zareza, odnosno pukotine, praćenje pukotine je provedeno snimanjem površine epruvete kamerom velikog povećanja (*high magnification camera*) tvrtke Messphysik (slika 49).



Slika 49. Kamera velikog povećanja (*high magnification camera*) tvrtke Messphysik

Snimanje ovom metodom imalo je značajne nedostatke u pogledu brzine ekspozicije, dubinske oštine, kao i naknadne obrade velikog broja slika. Rast pukotine snimljen ovom metodom može se vidjeti na slici 50.

Prikazan rast pukotine kronološki je povezan žutim strelicama. Kao što se može primijetiti, vrh pukotine se jako teško zamjećuje. U određenim fazama ispitivanja, razlog nemogućnosti primjećivanja vrha pukotine je u tome što se slika snima u fazi dok je epruveta rasterećena ili opterećena malom silom. Drugi razlog je mala dubinska oština snimanja koja je usko povezana s ekspozicijom, povećanjem objekta snimanja, kao i količinom osvjetljenja koje pada na objekt. Sve to utječe na kvalitetu slike koja je u većini slučajeva mutna i stoga je vrlo teško identificirati vrh pukotine.



Slika 50. Praćenje pukotine kamerom velikog povećanja

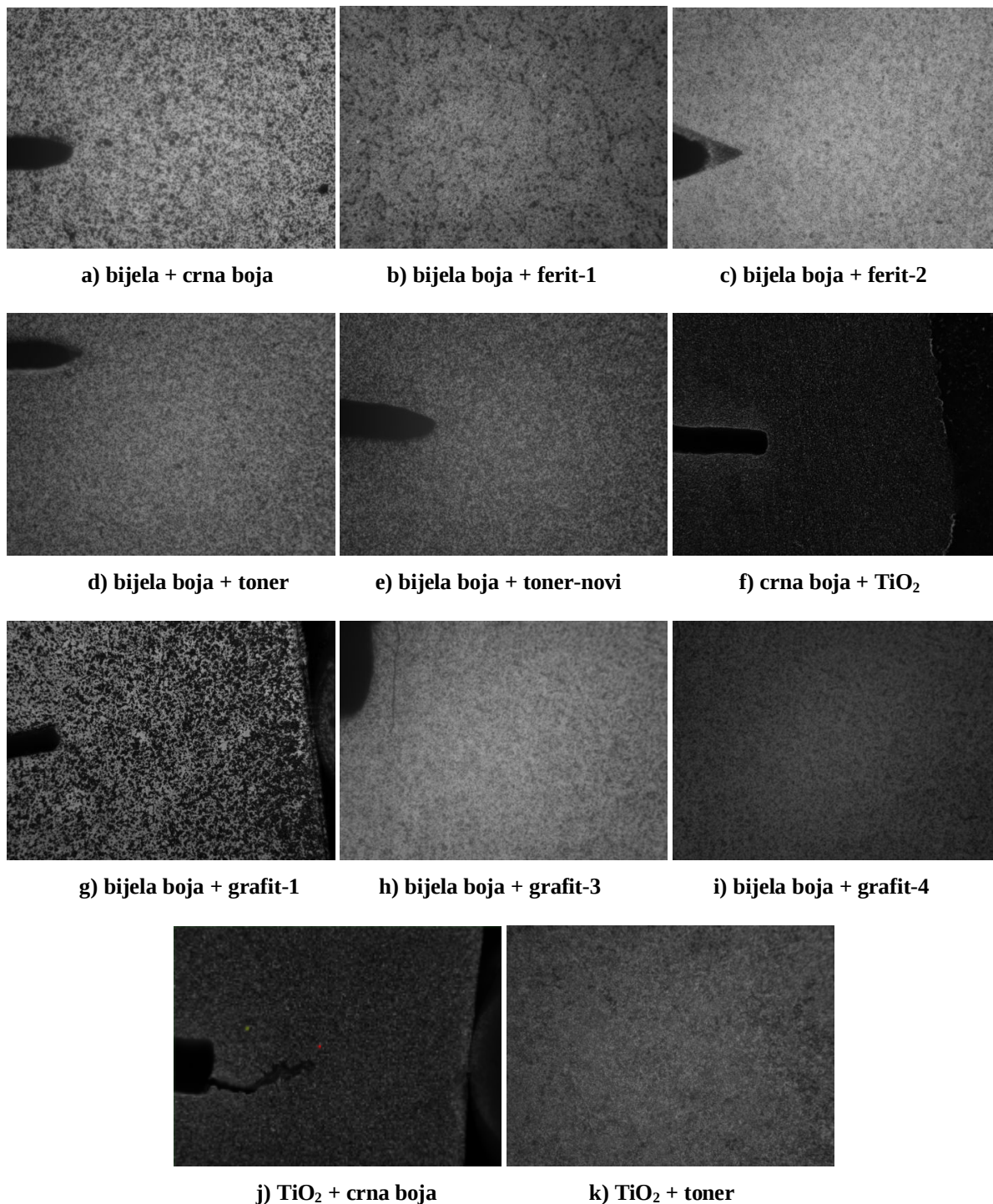
Zbog svega navedenog razvijena je nova metoda za mjerenje rasta pukotine na površini epruvete tijekom lomno-mehaničkog ispitivanja materijala.

4.2.2.2. Nova metoda za mjerenje nastanka i rasta pukotine

Za razliku od klasične metode kod koje se Krak-Gage trake od konstantana lijepe na površinu epruvete, ovdje se mjerenje duljine pukotine provodi optičkim putem pomoću mjernog sustava Aramis. Osim toga, metoda omogućuje detaljniju analizu procesa nastanka makro pukotine, kao i završnu fazu loma epruvete, na način da se dobiva veći broj podataka o duljini pukotine u cijelom području mjerenja. Optička oprema Aramis i kidalica su povezani analognom vezom koja prenosi signal sile, koji Aramisov Sensor Controller digitalizira frekvencijom 96 kHz.

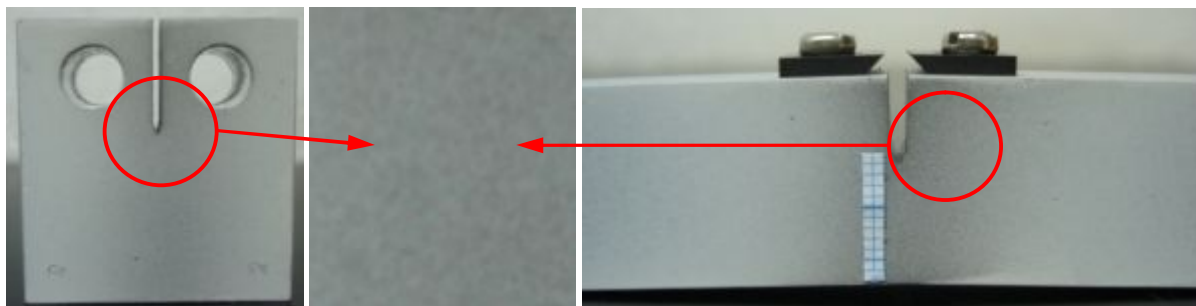
Za mjerenje rasta pukotine na jednoj strani površine epruvete može se koristiti jedna kamera, odnosno za mjerenje s obje strane epruvete, dvije kamere. Površina epruvete tretira se tankim slojem boje. Najprije se nanosi tanki sloj bijelog mat laka kako bi se uklonile refleksije, a nakon toga se u spreju nanosi crni stohastički raster čije se deformiranje mjeri optički.

Prilikom istraživanja optimalnog rastera u ovom radu, isprobane su različite kombinacije i koncentracije feritnih čestica, čestica TiO_2 , grafita, tonera i crne boje na bijeloj mat podlozi. Primjeri različitih kombinacija rastera mogu se vidjeti na slici 51, zajedno s kratkim opisom svake kombinacije. Nanošenje rastera u fino raspršenom spreju čestica bilo je moguće uporabom *airbrush* uređaja Iwata HP.



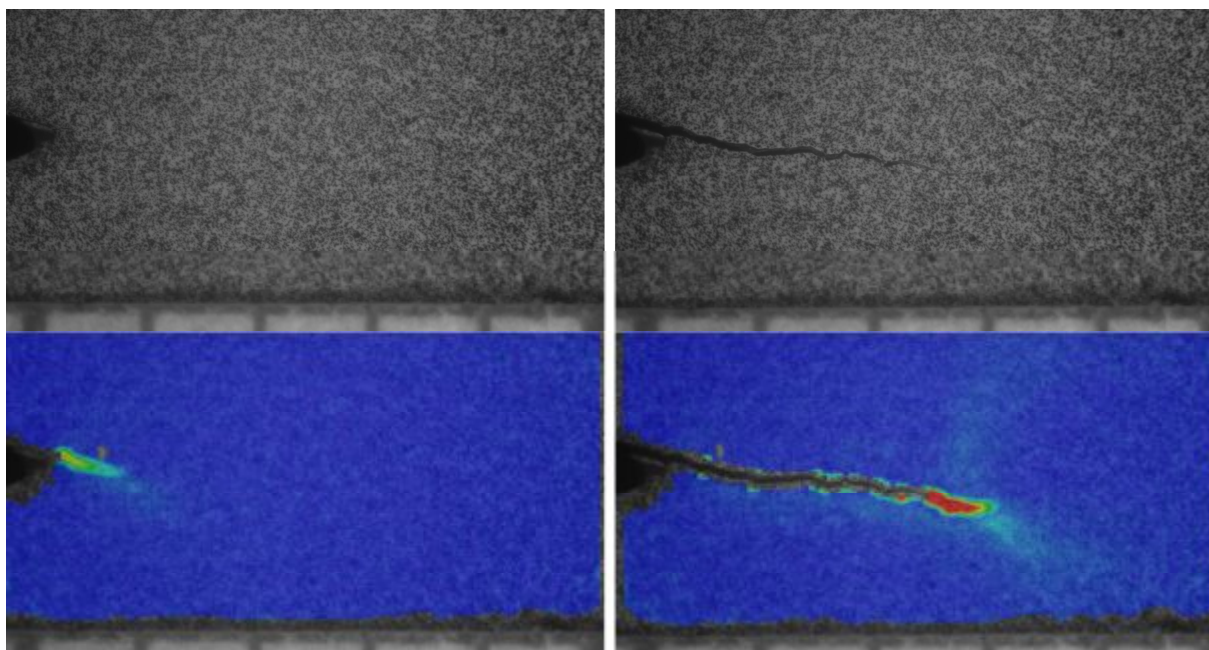
Slika 51. Traženje optimalne kombinacije rastera

Kod predložene metode nema potrebe za lijepljenjem traka, a naneseni sloj je daleko tanji u odnosu na prethodno spomenute metode. Osim toga, boja za razliku od traka koje se lijepe na površinu ne očvršćuje epruvetu, dok je pritom pukotina jasno vidljiva. Umjesto bijelog laka može se koristiti i tanki sloj bijelog TiO_2 koji je zrnate strukture, a standardno se koristi u metodama kontrole bez razaranja za lociranje površinskih pukotina (veličina zrna je na nano razini). Krajnji rezultat primjene optimalnog rastera može se vidjeti na slici 52. Kao što se vidi bez povećanja, raster je izrazito homogen.



Slika 52. Optimalni raster na CT i SENB epruveti

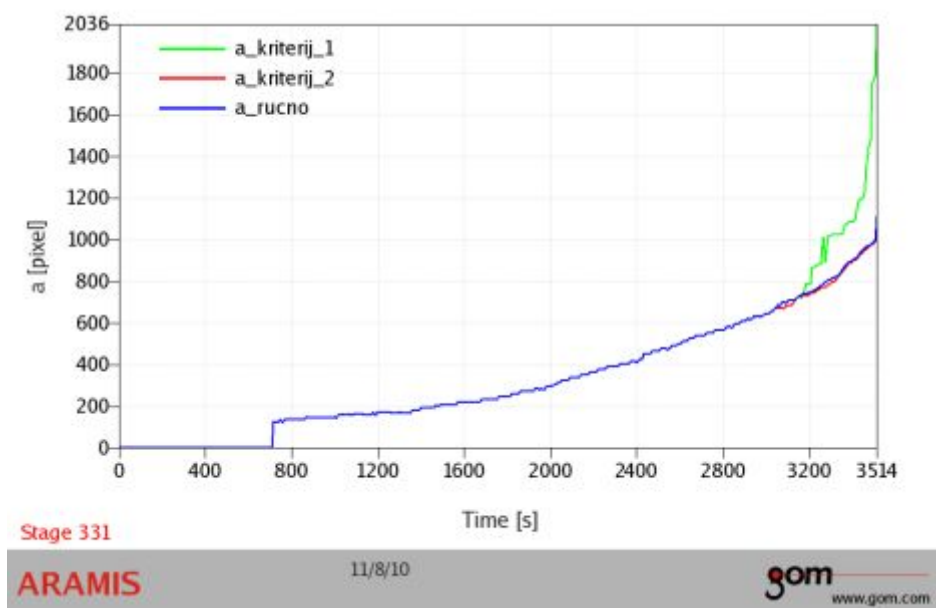
Kod ove, predložene metode, mjerenje rasta pukotine na površini epruvete provodi se optičkim putem primjenom mjernog sustava Aramis. Pritom nema dodatnog troška u obliku kupovanja traka, lijepljenja, žica itd. Za razliku od postojećih metoda, moguće je detaljnije analizirati proces nastanka makro pukotine, kao i završnu fazu loma epruvete tj. omogućen je direktan pristup analizi stanja površine ispitnog uzorka. Rezultat takve metode je što se može dobiti puno veći broj podataka o duljini pukotine u cijelom području mjerenja, njezinoj putanji, od faze nastanka pukotine (područje I) do krajnjeg loma epruvete (područje III). Na slici 53 može se vidjeti snimak početnog i završnog dijela istraživanja nastanka i rasta zamorne pukotine, snimljenog pomoću optičkog sustava Aramis. Na gornjem dijelu slike prikazano je isto što i u donjem dijelu s obzirom na broj ciklusa, ali s tom razlikom što se na donjim slikama vide kvadratne zone (*facete*) koje se analiziraju, te je preko njih moguće detektirati vrh kao i cijelu pukotinu. Na gornjim slikama je vrh pukotine relativno teško identificirati. Detaljnija analiza u pogledu određivanja mjerne nesigurnosti predložene metode za mjerenje duljine zamorne pukotine u ovom radu nije napravljena, jer ona predstavlja područje budućeg istraživanja.



Slika 53. Identifikacija vrha zamorne pukotine korištenjem optičkog sustava Aramis

Prilikom izvođenja eksperimenta cikličkog opterećivanja epruveta, optičkim sustavom se snimaju (pohranjuju) i istovremeno analiziraju snimljene slike. Slike se snimaju u trenucima ekstremnog opterećenja epruvete, dok se učestalost snimanja slika namješta po potrebi korisnika. Kao što je maloprije spomenuto površina slike dijeli se na kvadratne zone (facete) čiji se pomaci i deformacije prate korelacijskim operatorom. Na temelju izmjerenih pomaka na površini epruvete, računaju se pripadne deformacije koje se nadalje koriste za lociranje vrha pukotine. Također je razvijen kod koji na temelju raspodjele maksimalnih deformacija na površini epruvete omogućuje direktno praćenje vrha pukotine u Aramisovom softveru.

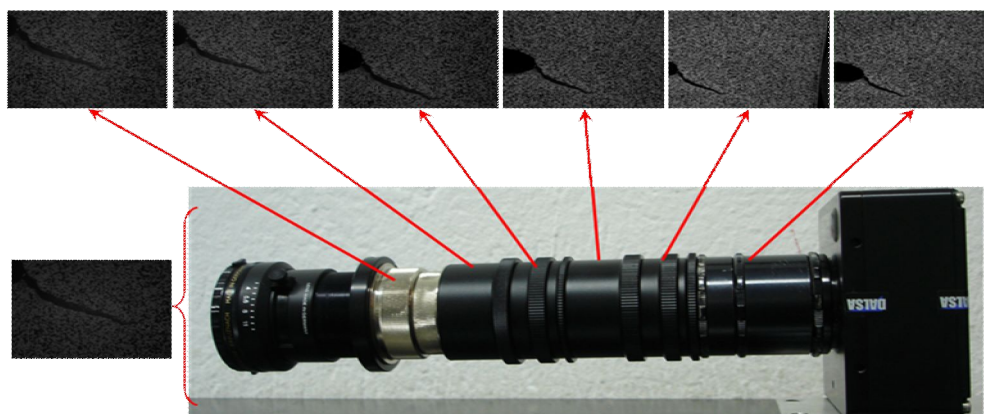
Za slučaj da se mjerenje provodi optički, ali bez nanošenja rastera i korelacijske analize, rezultati ne bi bili objektivni. Napravljena su ispitivanja u kojima se "ručno" određivao položaj vrha pukotine i rezultati su se u većini slučajeva znatno razlikovali. Usporedba različitih kriterija za traženje vrha pukotine prikazan je na slici 54. Kao što se vidi, kriterij 2 se na zadovoljavajući način podudara s ručnim traženjem nakon analize deformacija u Aramisovom softveru.



Slika 54. Usporedba kriterija za traženje vrha pukotine

Bez vidljivog trenda i bez raspodjele deformacija teško je na slici pronaći vrh pukotine. Razlog tome je što je odnos duljina/širina pukotine blizu samog vrha jako velik, a širina pukotine je obično manja od rezolucije same slike te na taj način nije moguće mjeriti duljinu pukotine direktno sa slike. Osim toga, za slučaj velikog broja snimaka (obično između 500 i 2000 slika) "ručno" očitavanje nije praktično.

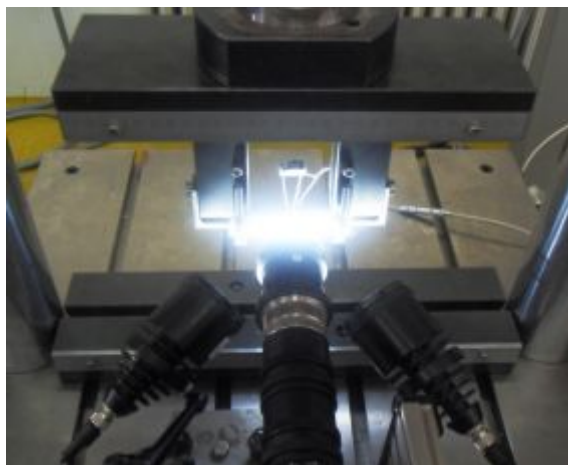
Odabir optimalnog rastera također ovisi i o odabranom uvećanju objekta mjerenja. Kamera optičkog sustava Aramis 4M je Dalsa Falcon 4M s objektivom žarišne duljine od 50 mm (GOM Titanar). Kako objektiv kamere nije omogućavao zadovoljavajuće uvećanje, ono je postignuto s 150 mm distantnim prstenima, kao što se vidi na slici 55. Međutim, kako se povećavalo uvećanje objekta mjerenja tako je padao i intenzitet osvjetljenja nužno potreban za velike brzine snimanja. Varijacija uvećanja i posljedica na osvjetljenje objekta s obzirom na fiksnu duljinu ekspozicije i intenzitet osvjetljenja vidljiva je na slici 55.



Slika 55. Uvećanje objekta u ovisnosti o distantnim prstenovima

Nanošenje rastera i primjena korelacijske analize (DIC - *Digital image correlation*) omogućuje mjerenje duljine pukotine s rezolucijom manjom od jednog piksela što je osnovna razlika i prednost ove metode u odnosu na dosadašnje optičke metode. U horizontalnom smjeru kamera ima 2352 px raspoređenih na 5,5 mm na tijelu epruvete. To daje 428 piksela/mm što znači da jedan piksel pokriva 0,002338 mm (2,34 μm !!!) na površini objekta. Facete korištene u analizi imaju dimenzije stranica 15x15 piksela što je ekvivalentno površini kvadrata čija je jedna stranica 0,0351 mm. Analiza je provedena s preklapom od 13 piksela, a pritom je korišten standardni mod za pronalaženje faceta.

Kao što je već rečeno, sva ciklička ispitivanja provedena su s frekvencijom od 10 Hz. Tijekom ispitivanja, rast pukotine je mjeren korištenjem optičkog sustava Aramis na bočnoj strani epruvete. Kako je fronta zamorne pukotine tijekom svih eksperimenata bila ravna ili jako malo zakrivljena ali i dalje simetrična (slika 76), nije bilo potrebe za snimanjem obje, bočne strane epruvete. Ukoliko fronta pukotine ne bi bila ravna ili simetrična tada je potrebno provjeriti orijentaciju epruvete u čeljustima kidalice ili samu geometriju izrade epruvete. Kako je takva vrsta ispitivanja dugotrajna, nije bilo potrebe snimati svaki ciklus, već se snimao svaki 100ti i to u trenutku najvećeg opterećenja epruvete. Udaljenost objekta mjerenja je otprilike 40 mm, dok je dubinska oštrina jako mala (manja od 0,1 mm). Zbog velike brzine mjerenja, brzina okidanja je također bila izrazito visoka (jako kratka ekspozicija), između 7,5 i 8,5 ms. S obzirom na vrlo kratku ekspoziciju, i pritvorenosti blende kamere radi povećanja dubinske oštrine, količina osvjetljenja koja pada na objekt mjerenja (vrh zareza-pukotine) mora biti izrazito velika (slika 56). Osvjetljenje je postignuto uporabom led lampi zbog njihove visoke razine osvjetljenja uz minimalno emitiranje topline na obližnju epruvetu i objektiv kamere.



Slika 56. LED osvjetljenje ispitne epruvete

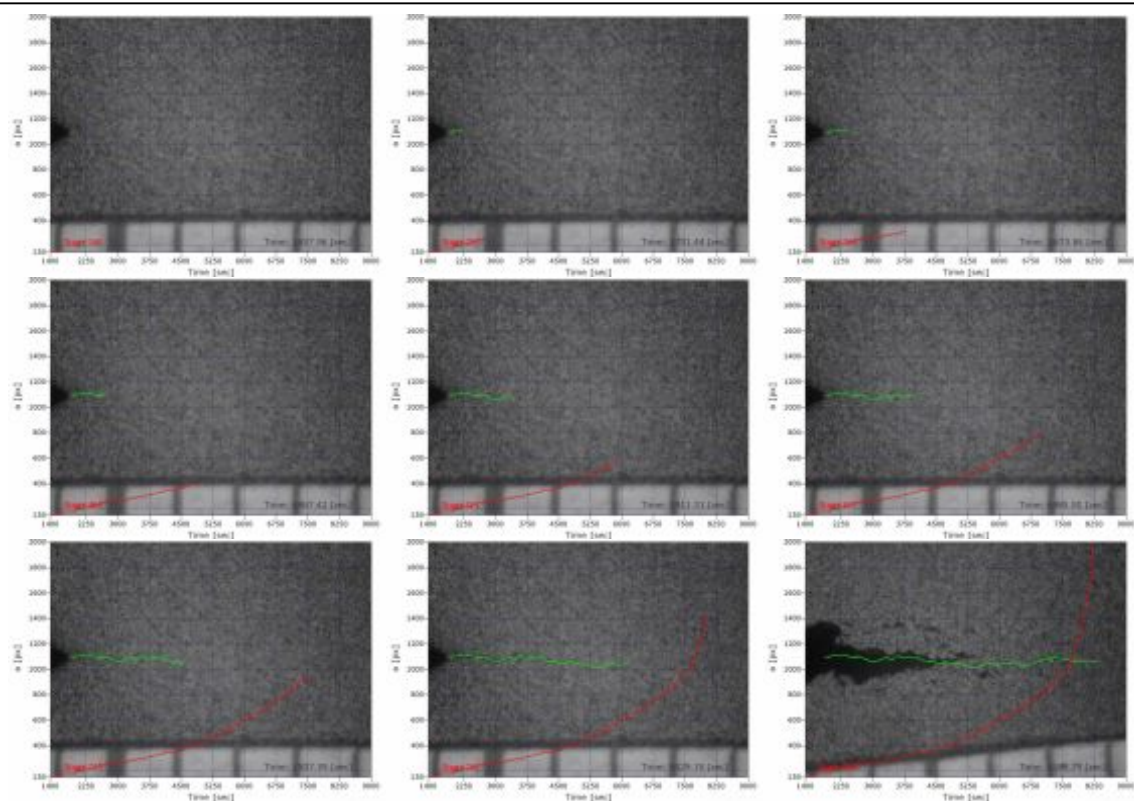
Kako je ovdje riječ o konstantnom mjerenju rasta pukotine pri 10 Hz opterećivanju (nema prekida u ispitivanju i naknadnog mjerenja duljine pukotine), velikom povećanju i kratkoj ekspoziciji, dubinska oština ne dopušta pomake epruveta. Iz tih razloga potrebno je spriječiti pomake epruvete po pravcu osi snimanja kako vrh pukotine ne bi izašao izvan fokusa snimanja. Epruveta je stoga montirana na čeljusti kidalice uz pomoć metalnih lisnatih opruga koje pozicioniraju epruvetu uvijek prema jednoj strani čeljusti kidalice, sprječavajući izlazak iz fokusa i eventualni „gubitak“ rastera. Metalne opruge za SENB epruvetu pokazane su na slici 57.



Slika 57. Pozicioniranje epruveta lisnatim oprugama: a) SENB epruvete, b) CT epruvete

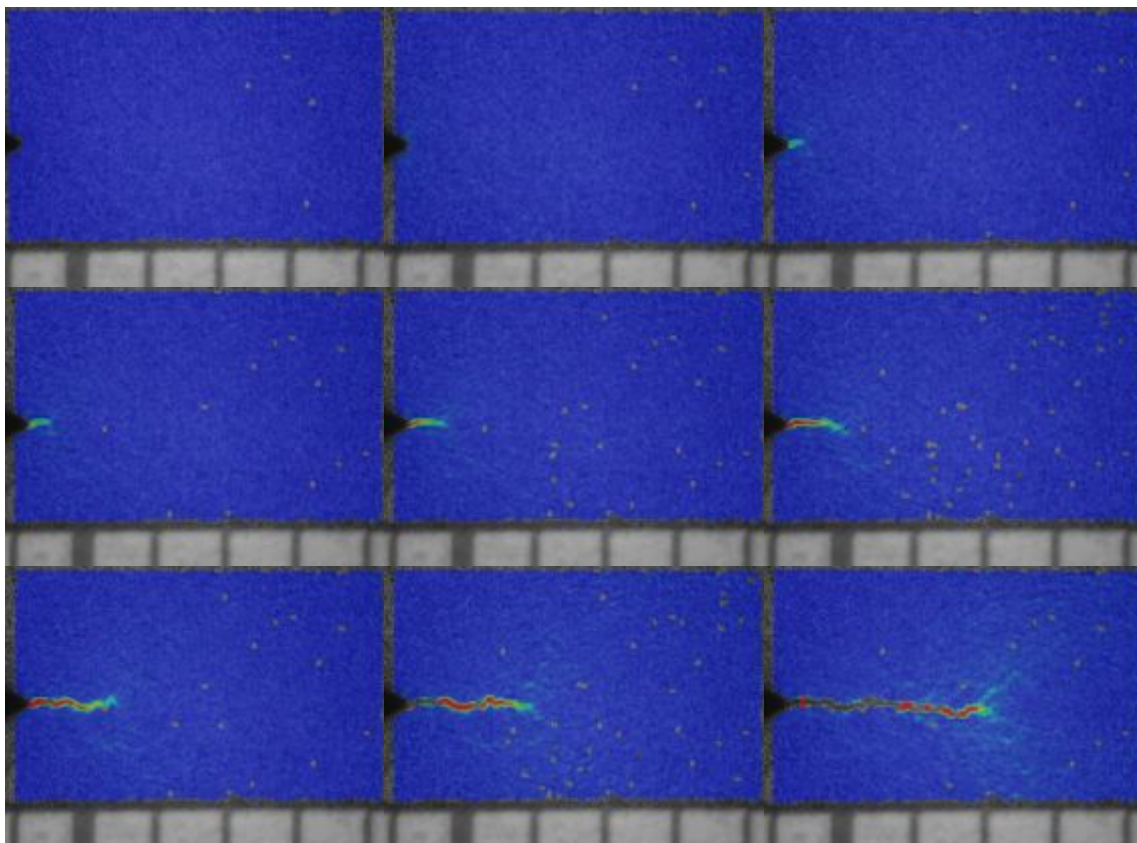
Validacija predložene metode za praćenje i mjerenje pukotina za vrijeme izvođenja eksperimenta prikazana je pri iniciranju pukotine duljine 1,5 mm. Nakon faze iniciranja pukotine, epruvete su prelomljene kako bi se dobio uvid u oblik fronte pukotine, te omogućilo mjerenje iste. Eksperimentom je utvrđeno dobro podudaranje s željenom duljinom pukotine, što je i prikazano podacima u tablici 12 i na slici 76 u poglavlju 4.2.2.2 gdje je opisan postupak određivanja lomne žilavosti materijala.

Krajnji rezultat primjene nove metode za identificiranje nastanka i praćenja rasta pukotina vidljiv je na slikama 58 i 59. Na slici 58 vidljiva je analiza nastanka i rasta pukotine što se tiče njenog karaktera rasta (zig-zag putanja [76]), što je prikazano zelenom linijom, kao i brzine rasta pukotine, što je prikazano crvenom linijom. Na temelju ovih dijagrama može se zaključiti u kojoj se trenutno fazi rasta pukotine nalazi ispitni uzorak.



Slika 58. Fronta i brzina rasta pukotine

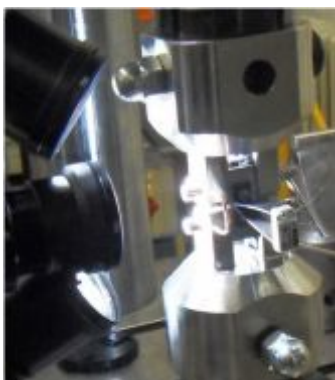
Za vrijeme izvođenja eksperimenta (kao i nakon njega) može se pratiti rast pukotine na jedan od načina definiranih u softveru Aramis. Ukoliko se pukotina prikaže u formi ekvivalentnih deformacija, s automatski definiranim granicama, tada se pukotina prati u formi kao što je prikazano na slici 59. Iako je pukotina jasno vidljiva, ona se može još jasnije prikazati ukoliko se granice prikazivanja ekvivalentnih deformacija suze na korisnički odabran raspon (npr. od 3,9 do 4 %). Na slikama je također vidljiv karakter rasta pukotine kao što je opisan u [76]. Područja sivih kvadrata na slici 59, predstavljaju mjesta gdje nije bila moguća analiza zbog gubitka rastera ili nedovoljne oštrote objekta snimanja.



Slika 59. Praćenje pukotine u softveru Aramis

4.2.2.3. Ispitivanje rasta zamornih pukotina

Ispitivanje CT epruveta u smislu istraživanja ponašanja ciklički opterećenog materijala provodi se u skladu s normom ASTM E647 [71] (slika 60). Ispitivanje je provedeno ne prekidajući cikličko opterećivanje, nakon inicijacije zamorne pukotine (duljina inicirane zamorne pukotine $a_{ini} \approx 1-1,5$ mm). Epruvete nisu preopterećivane, odnosno nije prekoračena maksimalna dopuštena sila opterećivanja F_{max} (7) propisana normom ASTM E1820 [72], stoga nije došlo do značajne plastifikacije materijala epruvete.



Slika 60. Ispitna konfiguracija CT epruveta

Pritom je maksimalna dopuštena sila opterećivanja definirana prema [72] kao:

$$F_{\max} = \frac{0,4Bb_0^2\sigma_f}{(2W + a_0)}, \quad (7)$$

gdje je W širina CT epruvete, B debljina epruvete, a_0 duljina početnog zarez, b_0 duljina početnog ligamenta epruvete, a σ_f naprezanje tečenja (*flow stress*) koje je definirano kao:

$$\sigma_f = \frac{(\sigma_Y + \sigma_U)}{2}, \quad (8)$$

gdje je:

σ_Y = granica razvlačenja (*Yield strength*),

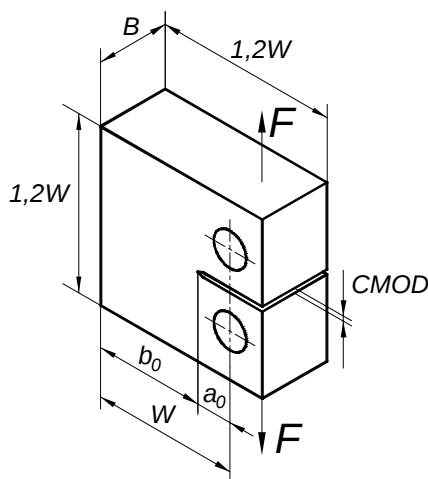
σ_U = vlačna čvrstoća (*Ultimate strength*).

Više o definiciji naprezanja tečenja može se pronaći u [77]. Ovdje vrijedi napomenuti kako su granica razvlačenja σ_Y i vlačna čvrstoća σ_U drukčije označene od uobičajenog načina [$R_{p0,2}$, R_m], međutim radi konzistentnosti označavanja fizikalnih veličina u daljnjem radu se mogu naići internacionalne oznake koje će svakako biti elaborirane.

Dimenzije CT epruveta zajedno s njezinim geometrijskim karakteristikama upotrebljenim u jednadžbama, dane su u tablici 7 i shematski na slici 61.

Tablica 7. Geometrijske značajke CT epruveta

W (mm)	30
B (mm)	15
a_0 (mm)	7,5
b_0 (mm)	22,5



Slika 61. Shematski prikaz dimenzija CT epruvete

CT epruvete sa zarezom ispitivane su sinusoidalnim oblikom opterećenja, frekvencijom 10 Hz zadržavajući ili maksimalnu silu 12 kN, minimalnu silu 0 kN ili srednju silu od 8 kN. Primijenjeno je četiri različita odnosa opterećenja R ($R=0$, $R=0,1$, $R=0,3$, te $R=0,5$) uz šest različitih mogućnosti sila opterećivanja (kombinacije opterećivanja „A“ i „B“) epruveta za svaki tip materijala, te po još dodatne tri mogućnosti opterećivanja za Tundish seriju materijala (kombinacija opterećivanja „C“).

Ako se uzme u obzir da je svako pojedinačno ispitivanje napravljeno na tri epruvete, dolazi se do broja ispitanih epruveta za kombinacije opterećivanja „A“ i „B“:

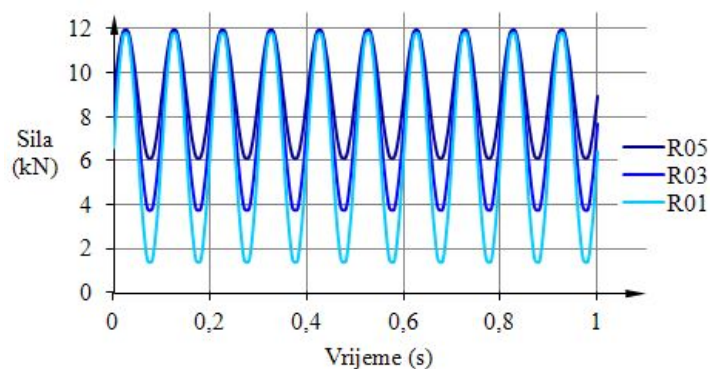
4 (serije materijala) x 6 (kombinacija opterećivanja) x 3 (ispitne epruvete) = 72 epruvete.

Za kombinaciju opterećivanja „C“ ispitano je:

1 (serija materijala) x 3 (kombinacija opterećivanja) x 3 (ispitne epruvete) = 9 epruveta.

Dakle, ukupan broj ispitanih epruveta za analizu nastanka i rasta pukotina je 81 epruveta.

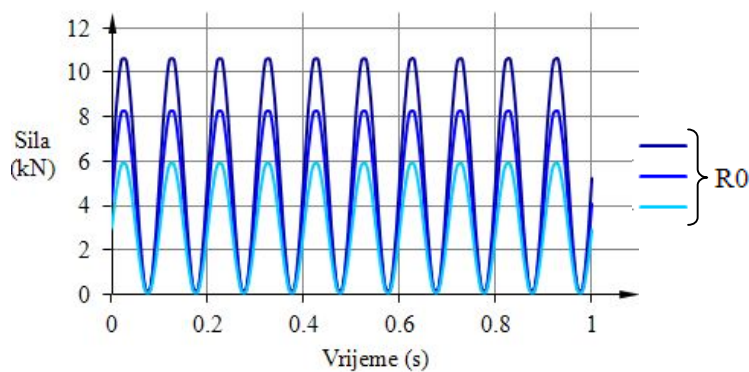
Kombinacije opterećivanja od „A“ do „C“ slikovito su prikazane na slikama od 62 do 64 zajedno s vrijednostima sila prema tablicama 8, 9 i 10.



Slika 62. Kombinacija „A“ opterećivanja CT epruveta

Tablica 8. Sile opterećivanja za kombinaciju „A“

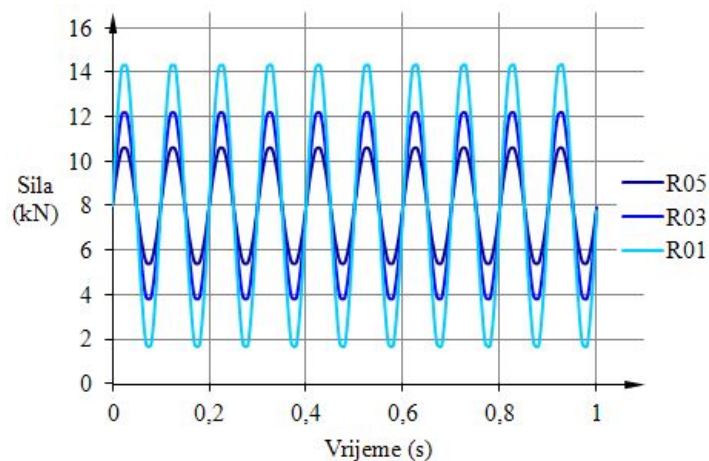
R	0,1	0,3	0,5
ΔF (N)	10800	8400	6000
F_{sred} (N)	6600	7800	9000
F_{amp} (N)	5400	4200	3000
F_{min} (N)	1200	3600	6000
F_{maks} (N)	12000	12000	12000



Slika 63. Kombinacija „B“ opterećivanja CT epruveta

Tablica 9. Sile opterećivanja za kombinaciju „B“

R	0	0	0
ΔF (N)	6000	8400	10800
F_{sred} (N)	3000	4200	5400
F_{amp} (N)	3000	4200	5400
F_{min} (N)	0	0	0
F_{maks} (N)	6000	8400	10800



Slika 64. Kombinacija „C“ opterećivanja CT epruveta

Tablica 10. Sile opterećivanja za kombinaciju „C“

R	0,1	0,3	0,5
ΔF (N)	13091	8615	5333
F_{sred} (N)	8000	8000	8000
F_{amp} (N)	6545	4308	2667
F_{min} (N)	1455	3692	5333
F_{maks} (N)	14545	12308	10667

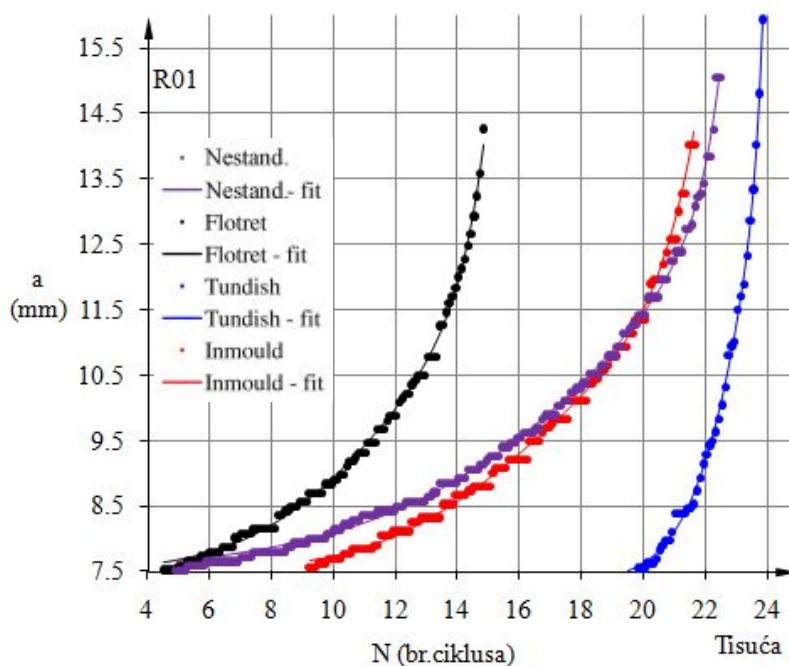
Nakon procesa inicijacije zamorne pukotine, pojedine epruvete su fino izbrušene i polirane u zoni oko vrška pukotine, te nagrižene u 3 % otopini dušične kiseline u alkoholu kako bi se analiziralo ponašanje zamorne pukotine u mikrostrukturi nodularnog lijeva. Propagirana zamorna pukotina u sekundarnoj mikrostrukturi nodularnog lijeva prikazana je na slici 65.



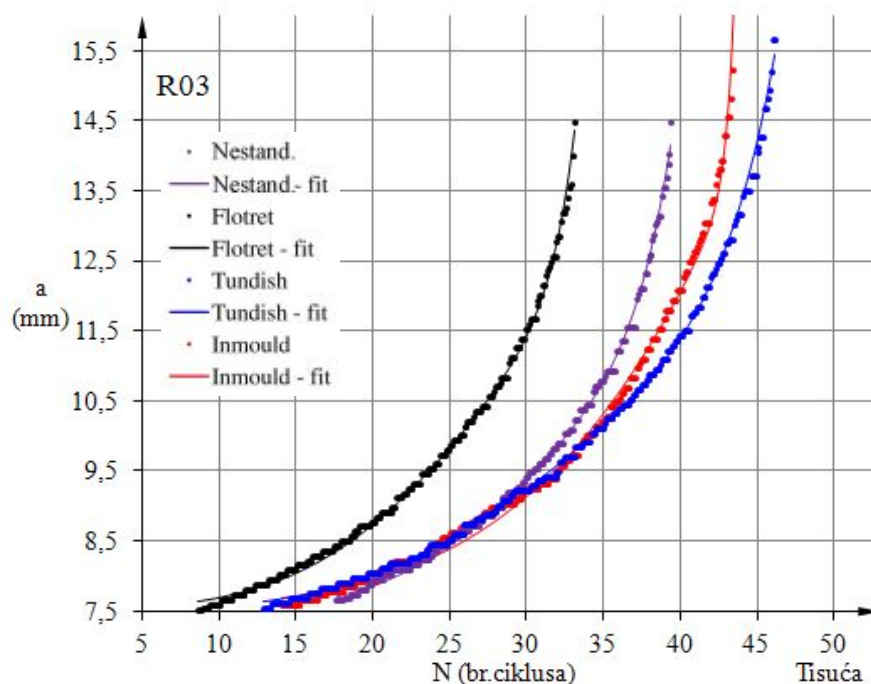
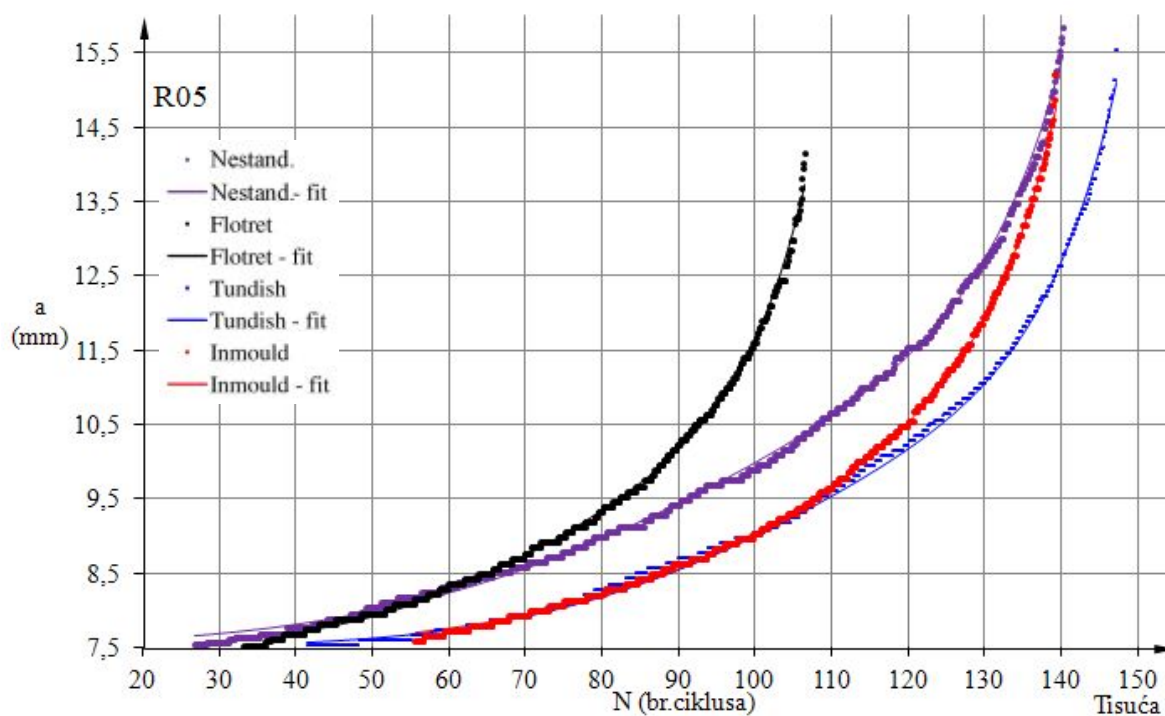
Slika 65. Pukotina u sekundarnoj mikrostrukturi ispitivanog nodularnog lijeva

Prema slici 65, očigledna je interkristalna propagacija pukotine, odnosno pukotina propagira po granicama zrna [76, 79]. Smjer rasta pukotine je usmjeren prema grafitnim nodulama. Specifični oblik izlučenog grafita u osnovnoj feritnoj fazi djeluje kao zaustavljač pukotine te smanjuje koncentraciju naprezanja ispred pukotine. To je jedan od razloga zašto se pukotina širi na karakterističan zig-zag način. Detaljnije objašnjenje zašto se pukotina širi na takav karakterističan način može se pronaći u [76]. Kao što je objašnjeno u [80], zamorna pukotina uvijek započinje s rastom na granici između grafitne nodule i okružujuće feritne matrice, a da pritom grafitna nodula ostaje „netaknuta“.

Tijekom ispitivanja rasta pukotine i lomne žilavosti korištena je novorazvijena optička metoda za mjerenje duljine pukotine. Osim mjerenja duljine pukotine optičkim sustavom Aramis 4M, pomoću posebnog ekstenzometra, mjereno je otvaranje usta pukotine ($CMOD = Crack\ mouth\ opening\ displacement$). Eksperimentalno dobiven rast pukotina u ovisnosti o broju ciklusa opterećivanja dan je pregledno za svaku seriju nodularnog lijeva i za sve odnose kombinacije opterećivanja „A“, na slikama 66, 67 i 68.



Slika 66. Duljina pukotine u ovisnosti o broju ciklusa za $R=0,1$ (kombinacija „A“)

Slika 67. Duljina pukotine u ovisnosti o broju ciklusa za $R=0,3$ (kombinacija „A”)Slika 68. Duljina pukotine u ovisnosti o broju ciklusa za $R=0,5$ (kombinacija „A”)

Kao što se vidi sa slika 66, 67 i 68, rastom omjera opterećivanja R povećava se broj ciklusa za rast zamornih pukotina. Za najrigoroznije ispitivanje pri $R=0,1$, najaglašenija je razlika između različitih serija nodularnog lijeva. U svim eksperimentima Flotret serija nodularnog lijeva pokazuje najslabija svojstva što se tiče nastanka i rasta zamornih pukotina, dok nasuprot toj seriji, Tundish serija nodularnog lijeva pokazuje najbolja svojstva, tj. ima otprilike 2,5

puta veći životni vijek u odnosu na Flotret seriju. Nešto slabija svojstva, no svejedno bolja od Flotret serije, pokazuju druge dvije serije nodularnog lijeva (Inmould i nestandardna serija). Smanjujući amplitudu opterećenja u eksperimentima, odnosno povećavajući omjer opterećivanja R , razlike u životnom vijeku (broj ciklusa opterećivanja) između različitih serija nodularnog lijeva se smanjuju, osim u slučaju Flotret serije, kada se ta razlika naglašava.

Zbog naknadne obrade eksperimentalnih rezultata rasta pukotina u ovisnosti o broju ciklusa opterećivanja, podaci su interpolirani Gausovim interpolacijskim funkcijama 2. reda pomoću softverskog paketa Matlab i ugrađenog alata *Curvefit*.

2. stupanj Gaussove interpolacije ima sljedeći oblik:

$$f(x) = a_1 \cdot e^{\left(-\left(\frac{x-b_1}{c_1}\right)^2\right)} + a_2 \cdot e^{\left(-\left(\frac{x-b_2}{c_2}\right)^2\right)}, \quad (9)$$

gdje su koeficijenti:

- a_i vršne amplitude (*peak amplitudes*),
- b_i centralne točke ekstrema (*peak centroids*) i
- c_i širine ekstrema (*peak width*).

Raspon koeficijenta intenzivnosti naprezanja (10) i (11) izračunat je prema [71], gdje je jedina varijabla, funkcija duljine pukotine $f(a_i/W)$, jer su B i W određene dimenzijama epruvete, dok je raspon sila ΔF konstantan.

$$\Delta K = K_{\max} - K_{\min}, \quad (10)$$

odnosno

$$\Delta K = \left[\frac{\Delta F}{B\sqrt{W}} \right] f\left(\frac{a_i}{W}\right). \quad (11)$$

Funkcija duljine pukotine određena je prema [71]:

$$f\left(\frac{a_i}{W}\right) = \frac{\left[\left(2 + \frac{a_i}{W}\right) \cdot \left(0,886 + 4,64 \cdot \left(\frac{a_i}{W}\right) - 13,32 \cdot \left(\frac{a_i}{W}\right)^2 + 14,72 \cdot \left(\frac{a_i}{W}\right)^3 - 5,6 \cdot \left(\frac{a_i}{W}\right)^4\right) \right]}{\sqrt{\left(1 - \frac{a_i}{W}\right)^3}} \quad (12)$$

U ovom izrazu varijabla je duljina pukotine koja se određivala pomoću optičkog sustava Aramis 4M. Raspon koeficijenta intenzivnosti naprezanja, kao i njegove granične vrijednosti ΔK_{th} , kritične vrijednosti (za prvi način otvaranja pukotine) K_{Ic} i maksimalne vrijednosti K_{max} iskorištene su kao ulazni podaci za opisivanje sva tri područja rasta pukotine (I - nastanak pukotine, II - stabilni rast i III – nestabilan rast pukotine). U tu svrhu korištena je NASGRO [81] jednadžba koja opisuje brzinu prirasta pukotine kroz sva tri područja rasta:

$$\frac{da}{dN} = C \left[\left(\frac{1-f}{1-R} \right) \cdot \Delta K \right]^n \cdot \frac{\left(1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K} \right)^p}{\left(1 - \frac{K_{max}}{K_{Ic}} \right)^q}, \quad (13)$$

gdje su konstanta C , i eksponent n materijala, određeni interpolacijom eksperimentalnih podataka. Kritična vrijednost koeficijenta intenzivnosti naprezanja izračunata je prema sljedećem izrazu:

$$K_{Ic} = \Delta K_C / (1 - R), \quad (14)$$

gdje je ΔK_C kritična vrijednost raspona koeficijenta intenzivnosti naprezanja. Konstanta C i eksponent n , opisuju linearno područje stabilnog rasta pukotine, dok eksponenti p i q opisuju zakrivljenost krivulje na prijelazu iz I u II i iz II u III područje rasta pukotine.

Jednadžba (13) obuhvaća Parisov izraz [82]:

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K^n \quad (15)$$

za opisivanje II linearnog područja, stabilnog rasta pukotine, kao i Walkerovu jednadžbu [83] koja uključuje utjecaj srednjeg naprezanja kroz omjer opterećivanja R :

$$\frac{da}{dN} = C \left[\frac{\Delta K}{(1-R)^{1-m}} \right]^n, \quad (16)$$

gdje je m konstanta materijala određena interpolacijom eksperimentalnih podataka. Pritom je omjer R definiran kao:

$$R = \frac{F_{min}}{F_{max}} = \frac{K_{min}}{K_{max}} = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}. \quad (17)$$

Međutim, kako jednačba (13) ne opisuje na zadovoljavajući način III područje nestabilnog rasta pukotine za analizirani materijal, u radu je predložena manja izmjena zakona gdje na mjesto $K_{\max}$ dolazi ΔK :

$$\frac{da}{dN} = C \left[\left(\frac{1-f}{1-R} \right) \cdot \Delta K \right]^n \cdot \frac{\left(1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K} \right)^p}{\left(1 - \frac{\Delta K}{K_{lc}} \right)^q}. \quad (18)$$

Ovisno o omjeru opterećivanja R , funkcija otvaranja pukotine f opisana je pomoću sljedećeg izraza [81]:

$$f = \frac{K_{op}}{K_{\max}} = \begin{cases} A_0 + A_1 R + A_2 R^2 + A_3 R^3 & ; R \geq 0, \\ A_0 + A_1 R & ; -1 \leq R < 0. \end{cases} \quad (19)$$

Faktori A_0 , A_1 , A_2 i A_3 izraženi su pomoću empirijski dobivenih vrijednosti za čelik i ljevove $\alpha=2,5$, dok je za omjer maksimalnog vlačnog naprezanja i naprezanja tečenja dobiveno:

$$\frac{\sigma_{\max}}{\sigma_f} = 0,3. \quad (20)$$

Ovdje je

$$A_0 = (0,825 - 0,34\alpha + 0,05\alpha^2) \left[\cos \left(\frac{\pi \sigma_{\max}}{2\sigma_f} \right) \right]^{\frac{1}{\alpha}} = 0,27453, \quad (21)$$

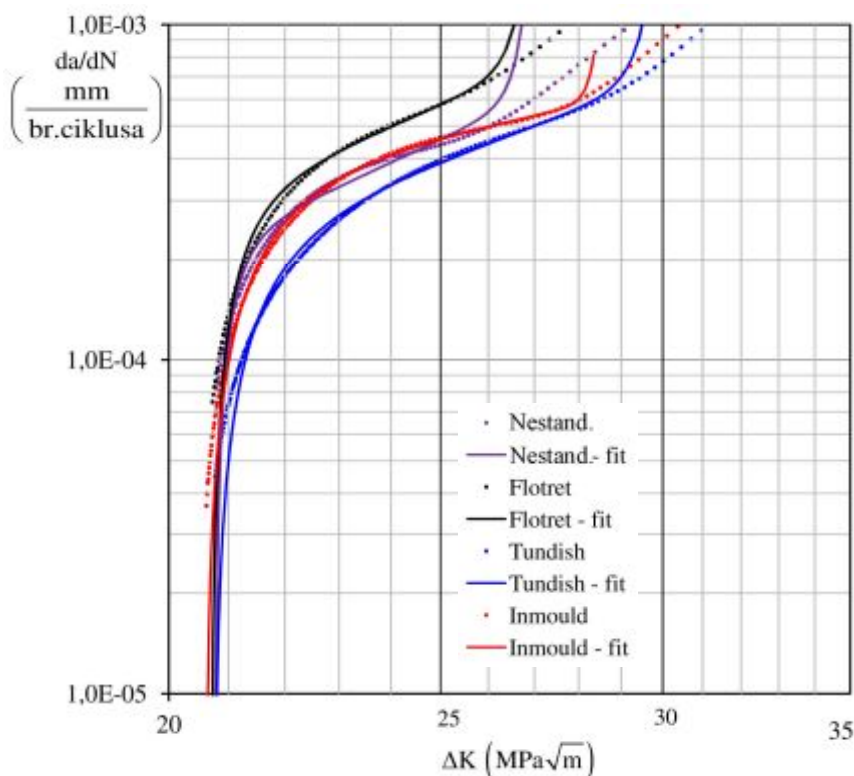
$$A_1 = (0,415 - 0,071\alpha) \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_f} = 0,07125, \quad (22)$$

$$A_2 = 1 - A_0 - A_1 - A_3 = 1,03391, \quad (23)$$

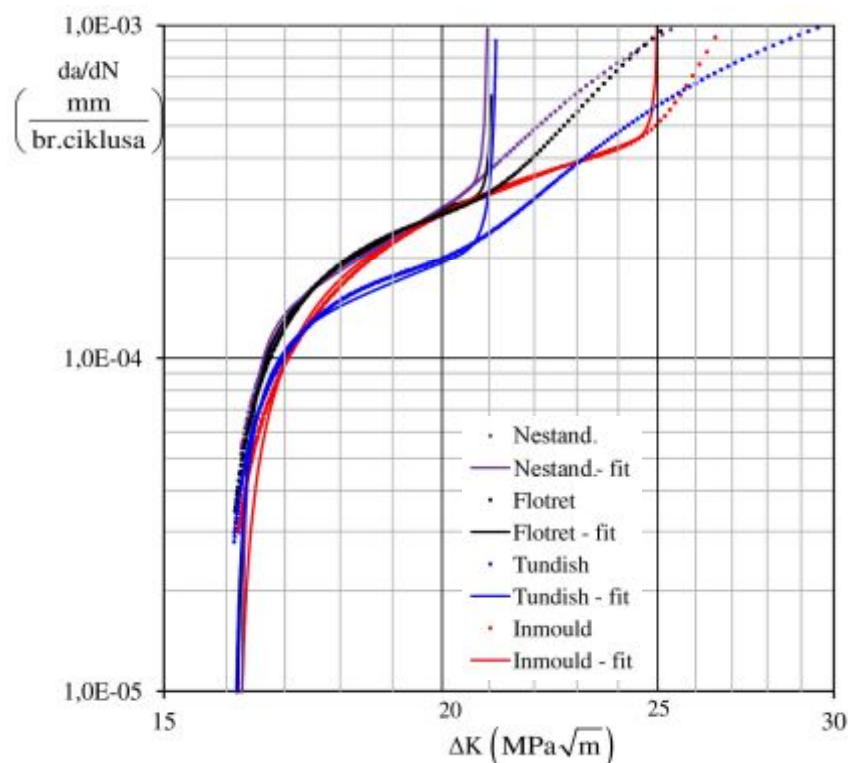
$$A_3 = 2A_0 + A_1 - 1 = -0,37969. \quad (24)$$

Uz pomoć navedenih izraza moguće je interpolirati eksperimentalne podatke za opisivanje brzine prirasta pukotine da/dN u ovisnosti o rasponu koeficijenta intenzivnosti naprezanja ΔK . Vrijednosti koeficijenta C , te eksponenata n , p i q , zajedno s graničnim i kritičnim vrijednostima raspona koeficijenta intenzivnosti naprezanja, te kritičnim koeficijentom

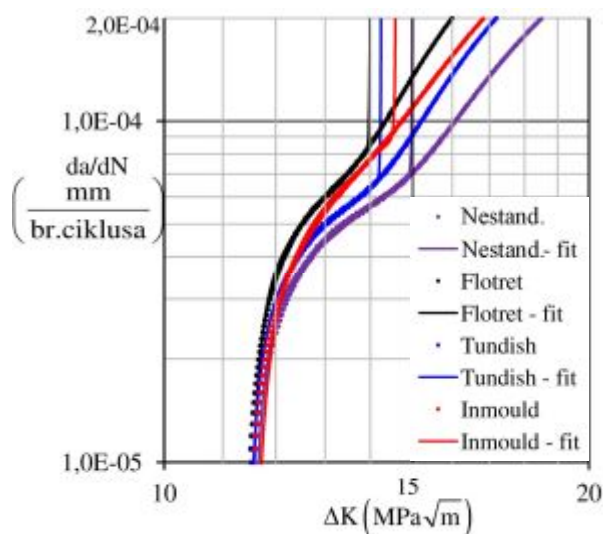
intenzivnosti naprezanja – lomnom žilavosti materijala (*fracture toughness*) dane su u tablici 11. Dobivene vrijednosti lomne žilavosti materijala u dobroj su korelaciji s vrijednostima iz literature [21, 22, 24] čime se također potvrđuje eksperimentalna dosljednost. U navedenoj literaturi vrijednosti kritičnog koeficijenta intenzivnosti naprezanja, K_{IC} , za nodularni lijev EN-GJS-400-18-LT su između 30 i 40 $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$, dok su vrijednosti dane u tablici 11 za K_{IC} između 30,0 i 32,4 $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$. Prema slikama 69, 70 i 71, modificirana NASGRO jednadžba dobro se podudara s eksperimentalnim podacima za niže vrijednosti raspona koeficijenta intenzivnosti naprezanja ΔK . Razlika se povećava s rastom koeficijenta intenzivnosti naprezanja, pogotovo za treće područje, nestabilnog rasta pukotine. Takav karakter rasta pukotine, pogotovo za područje nestabilnog rasta kod niskocikličkog zamornog ponašanja eksperimentalno je potvrđen i kvalitativno se podudara s rezultatima prikazanim u literaturi [84].



Slika 69. Brzina prirasta pukotine u ovisnosti o rasponu koeficijenta intenzivnosti naprezanja za $R=0,1$ (kombinacija opterećivanja „A”)



Slika 70. Brzina prirasta pukotine u ovisnosti o rasponu koeficijenta intenzivnosti naprežanja za $R=0,3$ (kombinacija opterećivanja „A”)



Slika 71. Brzina prirasta pukotine u ovisnosti o rasponu koeficijenta intenzivnosti naprežanja za $R=0,5$ (kombinacija opterećivanja „A”)

Rezultati pokazuju da serije nodularnog lijeva s većim brojem manjih, ali pravilnijih nodula i manjim feritnim zrnima (Tundish i Inmould serija) imaju veću otpornost k nastanku i rastu zamornih pukotina, što rezultira većim brojem ciklusa do potpunog sloma epruvete (konstrukcije). Manje, pravilnije nodule značajno više doprinose zamornoj čvrstoći nego veće, nepravilnije nodule u feritnoj mikrostrukturi nodularnog lijeva. Te veće, nepravilnije nodule djeluju kao unutarnji zarezi ili koncentratori naprežanja, što je u skladu sa zaključcima

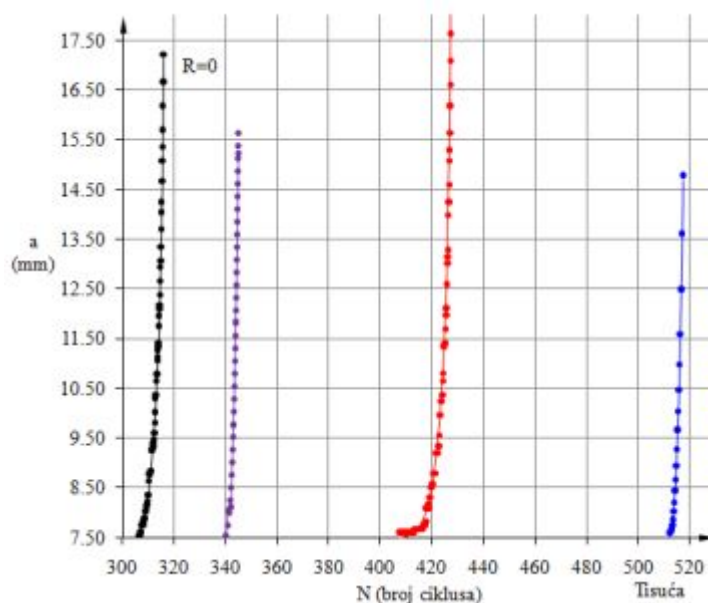
u [85], o utjecaju veličine grafitnih nodula na udarne karakteristike nodularnog lijeva. Rezultati također ukazuju na utjecaj krhke, ali visokočvrste perlitne faze u feritnoj mikrostrukturi nodularnog lijeva. Ukoliko je volumni udjel perlitne faze manji od 10 %, tada je njegov utjecaj na zamorne karakteristike zanemariv. Sve te činjenice potvrđuju da veličina, oblik i raspored grafitnih nodula kao i mikrostrukturne faze (feritna i perlitna) imaju značajan utjecaj na zamorno ponašanje nodularnog lijeva, odnosno na nastanak i rast zamornih pukotina. Prema slikama 69, 70 i 71 može se zaključiti kako granična vrijednost raspona koeficijenta intenzivnosti naprezanja ΔK_{th} opada s povećanjem omjera opterećivanja R .

Tablica 11. Zamorne karakteristike nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT

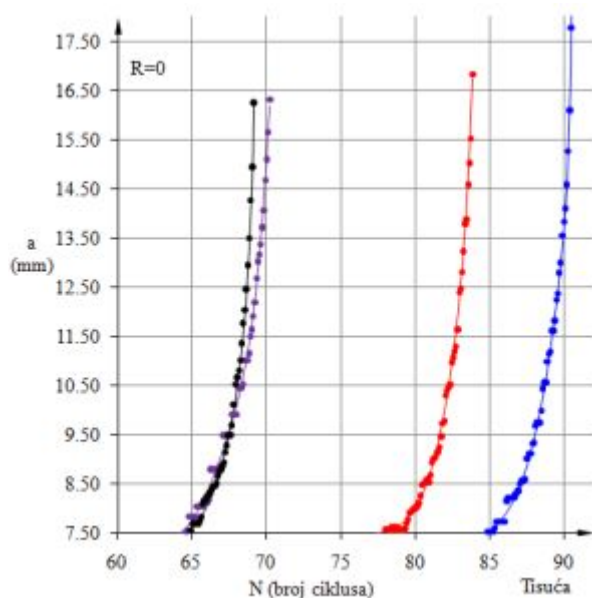
Serijski materijal	R	C	n	p	q	ΔK_{th} (MPa m ^{1/2})	ΔK_C (MPa m ^{1/2})	K_{IC} (MPa m ^{1/2})
Nestandard.	0,1	4,608E-09	3,86	59,81	86,50	20,8	27,6	30,4
	0,3	9,014E-08	2,67	34,60	118,60	16,1	21,3	
	0,5	1,255E-08	3,24	36,17	724,60	11,5	15,0	
Flotret	0,1	1,161E-08	3,63	37,41	77,29	20,7	27,5	30,0
	0,3	6,492E-08	2,91	19,96	240,90	16,0	21,4	
	0,5	1,045E-09	4,34	46,90	724,00	11,5	14,4	
Tundish	0,1	4,719E-08	3,03	20,70	64,71	20,8	30,2	31,2
	0,3	1,658E-09	4,19	60,75	219,60	16,2	21,5	
	0,5	7,881E-09	3,47	33,06	819,20	11,5	14,6	
Inmould	0,1	2,233E-06	1,80	17,97	144,60	20,6	28,7	32,4
	0,3	3,295E-07	2,35	14,23	190,80	16,2	25,1	
	0,5	1,143E-08	3,40	22,39	485,20	11,6	14,7	

Eksperimentalno dobiven rast pukotina u ovisnosti o broju ciklusa opterećivanja za kombinaciju opterećivanja „B“ dan je pregledno za svaku seriju nodularnog lijeva na slici 72.

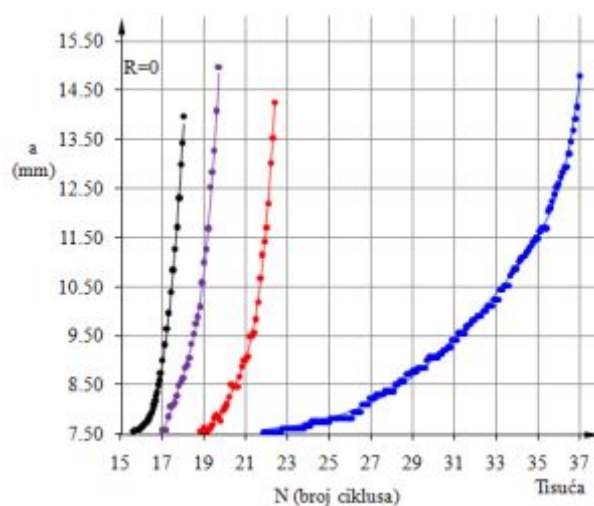
Kao što se vidi sa slika, rastom amplitude opterećivanja opada broj ciklusa za rast zamornih pukotina. Za ispitivanje pri rasponu sila $\Delta F=6000$ N, najizraženija je razlika između različitih serija nodularnog lijeva. Razlika u životnom vijeku kreće se u granicama od otprilike 30 do 60 %. U svim eksperimentima Flotret serija nodularnog lijeva pokazuje najslabija svojstva što se tiče nastanka i rasta zamornih pukotina, dok nasuprot toj seriji, Tundish serija nodularnog lijeva pokazuje najbolja svojstva. Nešto slabija svojstva od Tundish serije nodularnog lijeva pokazuje Inmould serija, dok nestandardna serija pokazuje relativno neujednačene karakteristike.



a)



b)

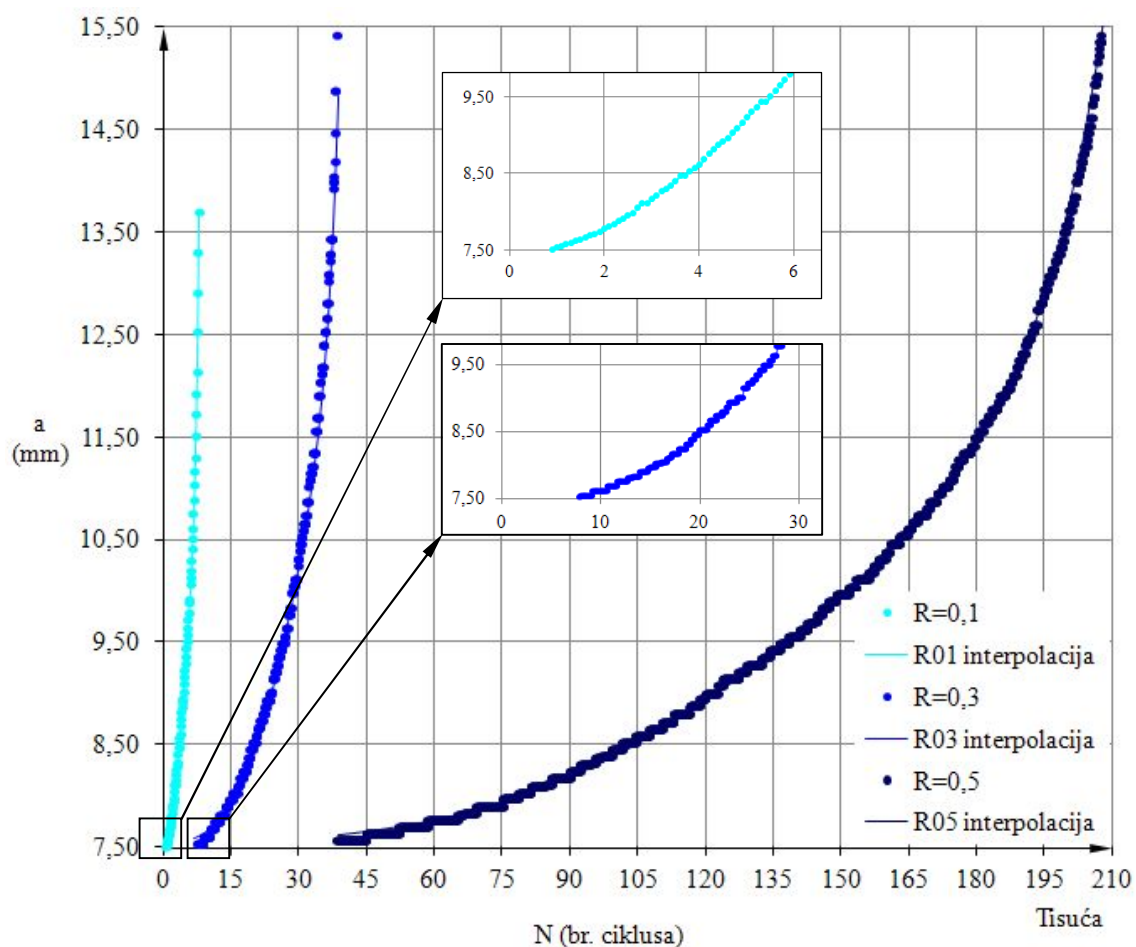


c)

Slika 72. Duljina pukotine u ovisnosti o broju ciklusa za: a) $\Delta F=6000$ N, b) $\Delta F=8400$ N i c) $\Delta F=10800$ N (kombinacija opterećivanja „B”)

Eksperimentalno dobiven rast pukotina u ovisnosti o broju ciklusa opterećivanja za kombinaciju opterećivanja „C” dan je pregledno na slici 73 za Tundish seriju nodularnog lijeva, koja je do sada pokazivala najbolja svojstva u pogledu otpornosti ka širenju zamornih pukotina.

Kao što se vidi sa slike, rastom omjera opterećivanja R raste i broj ciklusa za rast zamornih pukotina. Kako je razlika u broju ciklusa opterećivanja za svaki omjer opterećivanja R , relativno velika, područje nastanka zamorne pukotine za $R=0,1$ i $R=0,3$ prikazano je uvećano.



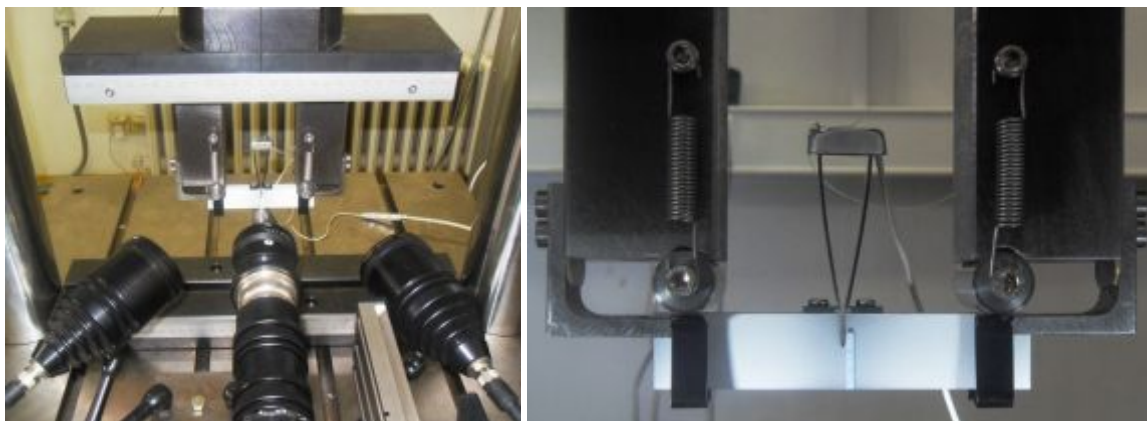
Slika 73. Duljina pukotine u ovisnosti o broju ciklusa za različite odnose R (kombinacija opterećivanja „C”)

4.2.2.4. Lomna žilavost materijala

Za ispitivanje lomne žilavosti materijala primijenjene su epruvete sa zarezom (SENB epruvete) debljine 10 mm, ispitivanjem savijanjem u tri točke u skladu s normom ASTM E1820 (slika 14b).

Ispitna konfiguracija SENB epruveta s nanesenim rasterom, može se vidjeti na slici 74, zajedno s montiranim i pripremljenim kamerama optičkog sustava Aramis 4M.

Mjerenje lomne žilavosti provedeno je za sve četiri serije nodularnog lijeva, te je ponovljeno na tri epruvete za svaku seriju. Za taj dio ispitivanja potrošeno je 12 SENB epruveta. Osim za ispitivanje lomne žilavosti SENB epruvete su korištene u početnoj fazi istraživanja za proučavanje rasta zamornih pukotina s obzirom na različite omjere opterećivanja R i vrijednosti sila. Ti eksperimentalni podaci nisu prikazani u ovom radu, no raspoloživi su na upit.

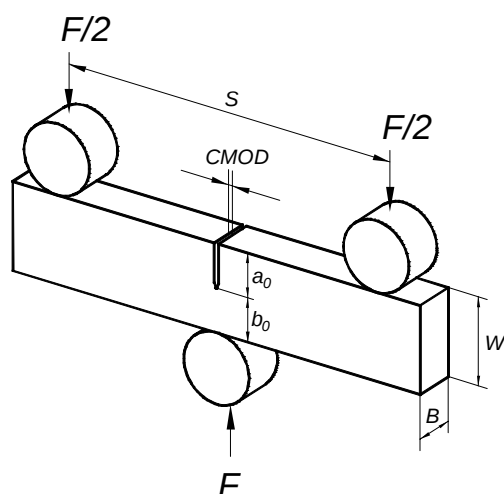


Slika 74. Ispitna konfiguracija SENB epruveta

Dimenzije SENB epruvete zajedno s njenim geometrijskim značajkama upotrebljenim u jednažbama, dane su u tablici 12 i shematski na slici 75. U tablici 12 su također dane izmjerene vrijednosti prirasta zamorne pukotine.

Tablica 12. Usrednjene geometrijske značajke SENB epruveta

Dimezija	Serija nodularnog lijeva			
	Nestand.	Flotret	Tundish	Inmould
W (mm)	19,4	19,4	19,4	19,4
B (mm)	9,6	9,6	10	10
B_N (mm)	9,6	9,6	10	10
B_e (mm)	9,6	9,6	10	10
a_0 (mm)	8,4	8,4	9	9,1
b_0 (mm)	11	11	10,4	10,3
S (mm)	80	80	80	80
a_i (mm)	9,9	9,97	10,58	10,67
Δa_i (mm)	1,5	1,57	1,58	1,59



Slika 75. Shematski prikaz dimenzija SENB epruvete

gdje je W visina SENB epruvete, B debljina epruvete, B_e efektivna debljina epruvete, B_N debljina epruvete s bočnim zarezima, S razmak oslonaca, a duljina pukotine i b duljina ligamenta epruvete.

Duljina ligamenta epruvete definirana je kao:

$$b_k = W - a_k, \quad (25)$$

dok je efektivna debljina epruvete dana izrazom:

$$B_e = B - \frac{(B - B_N)^2}{B}. \quad (26)$$

Lomna žilavost određena je prema [72], dok je krivulja J -otpornost materijala kao i kritična vrijednost J integrala [76] određena ispitivanjem podatljivosti (*compliance test*) ili djelomičnog rasterećivanja.

U početnoj fazi eksperimenta potrebno je sve epruvete zamoriti odnosno stvoriti početnu pukotinu duljine $a_i=1,5$ mm. Prilikom zamaranja epruveta, maksimalna sila ne smije prijeći vrijednost dopuštenu normom kako ne bi došlo do značajnije plastifikacije u području oko vrška pukotine:

$$F_{\max} = \frac{0,5 \cdot B \cdot b_0^2 \cdot \sigma_f}{S}. \quad (27)$$

Vrijednosti maksimalnih sila potrebnih za nastanak početnih zamornih pukotina u SENB epruvetama dane su u tablici 13.

Tablica 13. Mehaničke karakteristike četiri serije nodularnog lijeva

Serijski nodularnog lijeva	Nestand.	Flotret	Tundish	Inmould
$R_{p0,2} = \sigma_Y$ (MPa)	270	244	250	255,8
$R_m = \sigma_U$ (MPa)	415	385,8	402	417,2
A (%)	19	19	19	19
σ_f (MPa)	342,5	314,9	326	336,5
ν	0,3	0,3	0,3	0,3
E (GPa)	190	180	215,9	199,9
E' (GPa)	208,8	197,8	237,3	219,7
$F_{\max}$ (N)	2486,6	2286,2	2203,8	2244,2

Maksimalne sile postignute su cikličkim zamaranjem frekvencijom u iznosu od 10 Hz, koristeći pritom omjer opterećenja:

$$R = \frac{F_{\min}}{F_{\max}} = 0,1, \quad (28)$$

gdje je za slučaj ravninskog stanja deformacije modul elastičnosti:

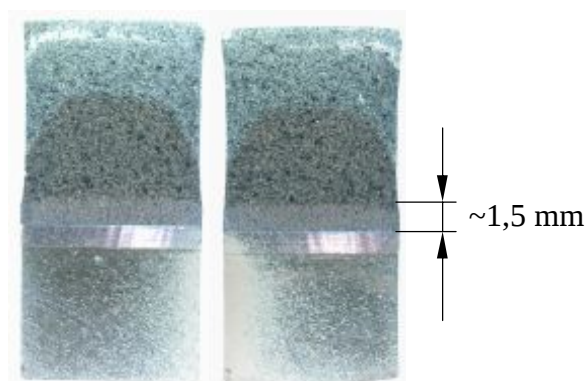
$$E' = \frac{E}{(1-\nu^2)}. \quad (29)$$

Rast pukotine praćen je optičkim sustavom Aramis, sve dok duljina zamorne pukotine nije postigla vrijednost oko 1,5 mm, odnosno sve dok omjer $\frac{a}{W}$ nije dostigao vrijednost između:

$$0,45 \leq \frac{a}{W} \leq 0,55. \quad (30)$$

Nakon iniciranja zamorne pukotine ispitano je lomno-mehaničko ponašanje materijala uz kontrolu pomaka i mjerenje otvora usta pukotine (CMOD). Epruvete su opterećivane uz djelomično rasterećenje, sve dok nije postignuto otvaranje usta pukotine od 2,5 mm što je dovoljno za kreiranje krivulje otpornosti materijala (*J-R curve*).

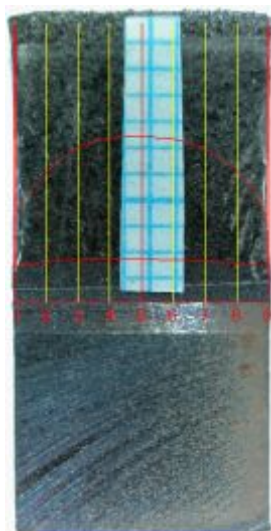
Nakon lomno-mehaničkog ispitivanja, a s ciljem određivanja krajnje (konačne) fronte pukotine epruvete su držane u peći na 400 °C približno 30 min (*heat tinting*), što je bilo dovoljno za stvaranje kontrasta na prijelomnoj površini epruvete i za identifikaciju fronte pukotine nastale u početnoj fazi ispitivanja zamaranjem, kao i nakon lomno-mehaničkog ispitivanja popuštanjem. Zagrijane epruvete su se potom prelomile kako bi se vidjela početna i krajnja fronta pukotine, što je i vidljivo na slikama 76 i 77.



Slika 76. Površina loma SENB epruvete za nestandardnu seriju

Sa slika je vidljivo da je fronta zamorne pukotine prilično ravna dok je fronta krajnje pukotine nakon lomno-mehaničkog ispitivanja prilično zakrivljena. Taj efekt zakrivljenosti odnosno

konkavnosti fronte pukotine (gledajući u smjeru preostalog ligamenta ispitne epruvete) rezultat je korištenja većih sila prilikom ispitivanja lome žilavosti materijala i troosnog stanja naprezanja, odnosno ravninskog stanja deformacije u sredini presjeka epruvete [86]. Osim navedenog, na ovom primjeru je provedena validacija nove optičke metode za *on-line* praćenje i mjerenje duljine zamorne pukotine tijekom cikličkog ispitivanja.



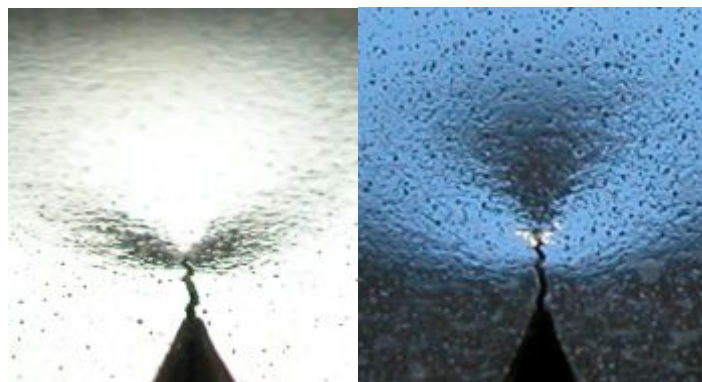
Slika 77. Početna i krajnja fronta pukotine SENB epruvete

Početna, zamorna, kao i konačna pukotina mjerena je u devet točaka, po debljini presjeka epruvete pomoću izraza:

$$a = \frac{1}{8} \left\{ \frac{a_1 + a_9}{2} + \sum_{i=2}^8 a_i \right\}, \quad (31)$$

na način kao što je prikazan na slici 77.

Manifestacija ravninskog stanja naprezanja odnosno troosnog stanja deformacije vidljiva je na slici 78, gdje površina ispitne epruvete u neposrednoj blizini vrška pukotine postaje konkavna.



Slika 78. Vršak pukotine u troosnom stanju deformacije

Na taj način epruveta „pokušava nadoknaditi“ izgubljeni, odnosno materijal koji „gubi“ rastom pukotine. Navedeni efekti detaljnije su objašnjeni u [76].

Drugi način za identifikaciju krajnje fronte pukotine jest taj da se epruveta na kraju lomno-mehaničkog ispitivanja ponovno zamori (*fatigue cycling*), no taj način može u konačnici dati nepouzdan rezultate.

Za evaluaciju lomno-mehaničkog ispitivanja, kao i primijenjene metode popuštanja (*compliance method*) izmjerena početna i krajnja duljina pukotine uspoređena je s izračunatom duljinom pukotine.

Za računanje duljine pukotine korišten je nagib pravaca rasterećenja C_k (*compliance*) prilikom ispitivanja popuštanja. U tu svrhu razvijen je kod u MATLAB-u (vidi prilog B) kojim se obrađuju eksperimentalni podaci i procjenjuje nagib pravaca popuštanja pri opterećivanju i rasterećivanju epruveta. Na slikama 79a), 80a), 81a) i 82a) može se vidjeti ovisnost sile o otvaranju usta pukotine (CMOD), zajedno s pravcima popuštanja materijala.

Izračunati nagibi pravaca popuštanja uvršteni su u jednadžbu:

$$u = \frac{1}{\left[\frac{B_e W E C_k}{S/4} \right]^{1/2} + 1}, \quad (32)$$

gdje je sa indeksom k označen inkrement opterećivanja (popuštanja). Rezultati iz (32) su potom korišteni za računanje duljine pukotine, izražene omjerom:

$$\frac{a_k}{W} = \left[0,999748 - 3,9504u + 2,9821u^2 - 3,21408u^3 + 51,51564u^4 - 113,031u^5 \right]. \quad (33)$$

U normi [72] iz 2002. godine nema tog izraza, međutim može ga se naći u najnovijim verzijama normi [72] ili u članku [87].

Krivulja otpornosti materijala $J-\Delta a$ ($J-R$ curve ili J -Resistance curve) prikazana je na slikama 79b), 80b), 81b) i 82b), a izvedena je uz pomoć dijagrama ovisnosti sile o otvaranju usta pukotine, prikazanih na slikama 79a), 80a), 81a) i 82a).

Za kreiranje krivulje otpornosti materijala potrebno je izračunati J integral. J integral je jedan od najznačajnijih parametara mehanike loma za procjenu cjelovitosti konstrukcijskih komponenti s pukotinom. Budući da je primjenjiv kako za linearno-elastičnu tako i za

elastoplastičnu mehaniku loma J integral se može prikazati kao zbroj elastičnog i plastičnog dijela:

$$J = J_{\text{el}(i)} + J_{\text{pl}(i)} \quad (34)$$

Za slučaj malih zona tečenja materijala oko vrška pukotine i ravninskog stanja deformacije vrijedi sljedeća ovisnost između koeficijenta intenzivnosti naprezanja K_I i elastičnog dijela J integrala:

$$J_{\text{el}(i)} = \frac{(K_I)^2 \cdot (1 - \nu^2)}{E} = \frac{K_I^2}{E'} = G, \quad (35)$$

što predstavlja Griffithovu silu. Koeficijent intenzivnosti naprezanja K_I određuje se prema izrazu:

$$K_I = \left[\frac{F_i \cdot S}{\sqrt{B \cdot B_N \cdot W^3}} \right] \cdot f(a_i/W), \quad (36)$$

uz pomoć funkcije duljine pukotine:

$$f(a_i/W) = \frac{3\sqrt{(a_i/W)} \cdot \left[1,99 - (a_i/W) \cdot (1 - a_i/W) \cdot (2,15 - 3,93(a_i/W) + 2,7(a_i/W)^2) \right]}{2(1 + 2a_i/W)(1 - a_i/W)^{3/2}}. \quad (37)$$

Plastični dio J integrala računa se uz pomoć izraza:

$$J_{\text{pl}} = \frac{\eta_{\text{pl}(i)} A_{\text{pl}}}{B_N b_k}, \quad (38)$$

gdje je A_{pl} površina ispod krivulje sila-pomak na liniji djelovanja sile (*load-line displacement*) za svaki inkrement opterećenja:

$$A_{\text{pl}(i)} = A_{\text{pl}(i-1)} + \frac{[F_{(i)} + F_{(i-1)}]}{2} \cdot \frac{[v_{\text{pl}(i)} - v_{\text{pl}(i-1)}]}{2}, \quad (39)$$

dok je $\eta_{\text{pl}(i)}$ faktor koji povezuje geometriju epruvete i uvjete opterećenja za SENB epruvetu:

$$\eta_{\text{pl}(i)} = 3,667 - 2,199 \left(\frac{a_i}{W} \right) + 0,437 \left(\frac{a_i}{W} \right)^2. \quad (40)$$

Maksimalna vrijednost J integrala ograničena je manjom od sljedeće dvije vrijednosti dobivene izrazom:

$$J_{\max} = \frac{b_0 \cdot \sigma_f}{20} \text{ ili } J_{\max} = \frac{B \cdot \sigma_f}{20}, \quad (41)$$

dok je maksimalno produljenje pukotine ograničeno:

$$\Delta a_{\max} = 0,25 \cdot b_0. \quad (42)$$

Iz svega navedenog može se konstruirati krivulja otpornosti materijala (J - R curve), koristeći aproksimacijski izraz (*power law regression line*):

$$J_{\text{regression line}} = C_1 (\Delta a)^{C_2} + C_3, \quad (43)$$

gdje su koeficijenti C_1 , C_2 i C_3 dani u tablici 14 zajedno s kritičnim vrijednostima lomne žilavosti materijala J_{Ic} .

Tablica 14. Lomna žilavost i koeficijenti krivulje otpornosti materijala

Serijski broj	J_{Ic} (kJ/m ²)	C_1	C_2	C_3
Nestandardna	81,9	140,2	0,3420	-12,97
Flotret	74,0	223,0	0,2255	-90,14
Tundish	86,0	223,0	0,2255	-90,14
Inmould	84,5	147,2	0,4029	-7,76

Vrijednost J_Q se određuje kao sjecište krivulje otpornosti materijala i pravca $J_{\text{offset line } 0,2}$ koji se konstruira povlačenjem paralele s konstrukcijskom linijom koja presijeca apscisu pri vrijednosti $\Delta a = 0,2$ mm:

$$J = M \sigma_f \Delta a, \quad (44)$$

gdje je nagib pravca $M=2$ [76].

Pritom se uzimaju u obzir samo one vrijednosti koje padaju unutar granica omeđenih pravcima, paralelnim s konstrukcijskom linijom (44) i sijeku apscisu pri $\Delta a = 0,15$ mm i $\Delta a = 1,5$ mm, te pravca:

$$J_{\text{limit}} = \frac{b_0 \cdot \sigma_f}{15}. \quad (45)$$

Kako bi vrijednosti J_Q bila okarakterizirana kao kritična vrijednost lomne žilavosti J_{Ic} potrebno je zadovoljiti sljedeće kriterije:

$$B > 25 J_Q / \sigma_f \quad (46)$$

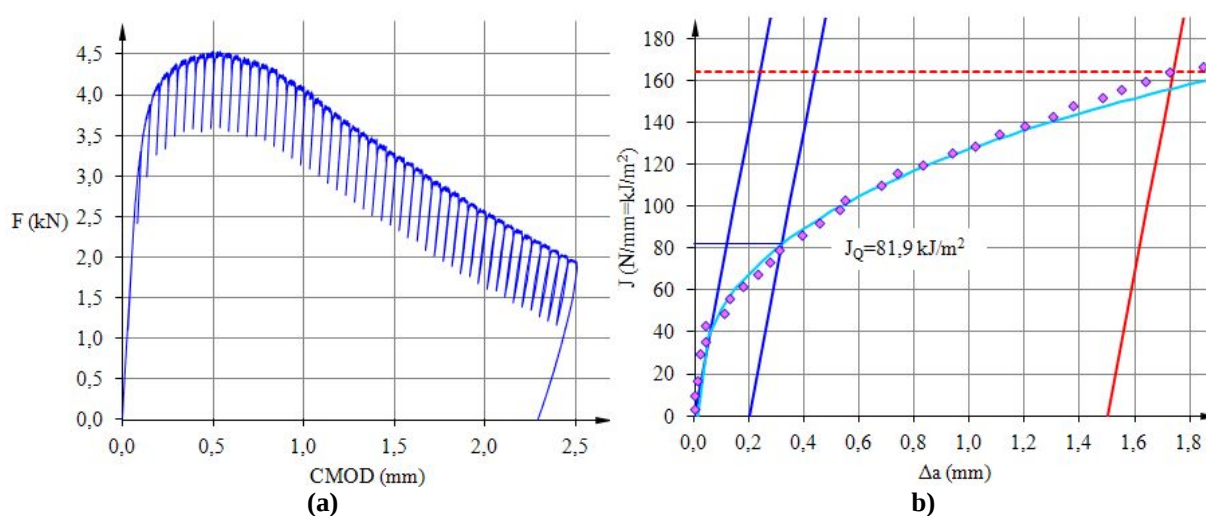
i

$$b_0 > 25 J_Q / \sigma_f, \quad (47)$$

što je zadovoljeno jer je $B_0=10$ mm, dok je b_0 između 10,3 i 11 mm (tablica 12).

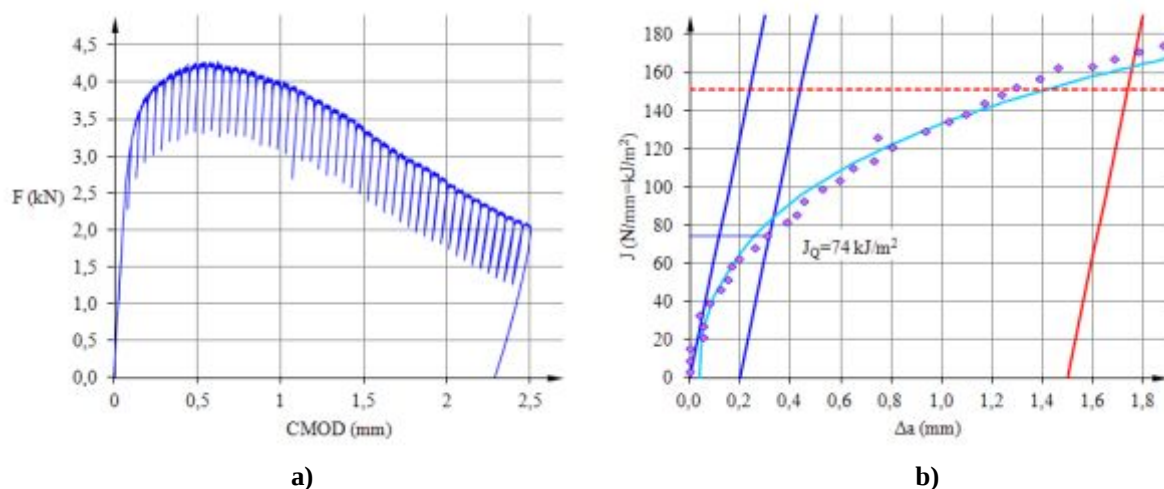
Kritične vrijednosti J integrala (J_{Ic}) pri prirastu pukotine od $\Delta a=0,2$ mm dane su u tablici 14, a nalaze se u rasponu vrijednosti od 74 do 86 kJ/m². Dobivene vrijednosti J_{Ic} u dobroj su korelaciji s vrijednostima danim u [22]. Najveće vrijednosti J_{Ic} dobivene su za seriju materijala Tundish i Inmould (86 i 84,5 kJ/m²). Nešto manja vrijednost J_{Ic} dobivena je za nestandardnu seriju materijala (81,9 kJ/m²), dok je najmanja vrijednost J_{Ic} postignuta s Flotret serijom materijala (74 kJ/m²) koja ujedno ima najveće i najnepravilnije grafitne nodule. Prema navedenim rezultatima, Flotret serija materijala pokazuje najmanji otpor ka rastu pukotina.

Uzevši u obzir udjele perlitne mikrostrukturne faze kod nestandardne, Tundish i Inmould serije proučavanog nodularnog lijeva, može se zaključiti kako među njima, najmanju lomnu žilavost ima nestandardna serija, koja ima najveći udjel perlita. Na temelju toga može se zaključiti da perlit utječe na smanjenje lomne žilavosti. Izloženi rezultati u dobroj su korelaciji s prijašnjim istraživanjima o utjecaju relativnih udjela feritne i perlitne mikrostrukturne faze na kritične vrijednosti J_{Ic} kod nodularnog lijeva feritne mikrostrukture [88]. Kritična vrijednost J integrala za materijal proizveden nestandardnom tehnologijom lijevanja iznosi $J_Q=81,9$ kJ/m² što se i vidi sa slike 79b).



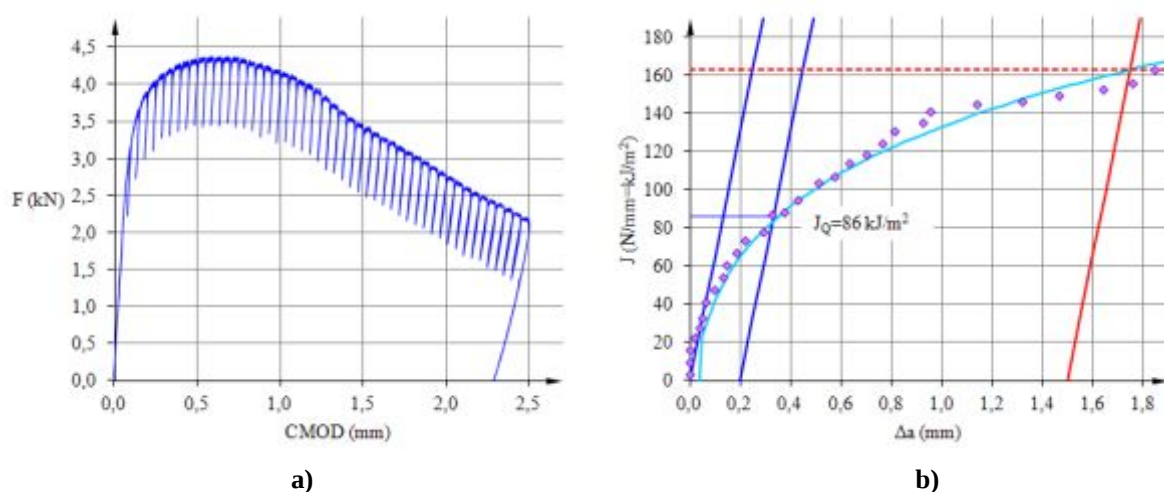
Slika 79. Nestandardna serija: a) sila – CMOD, b) lomna žilavost

Najmanja kritična vrijednost J integrala dobivena je za materijal proizveden Flotret tehnologijom lijevanja, a iznosi $J_Q=74 \text{ kJ/m}^2$ što se i vidi sa slike 80b).

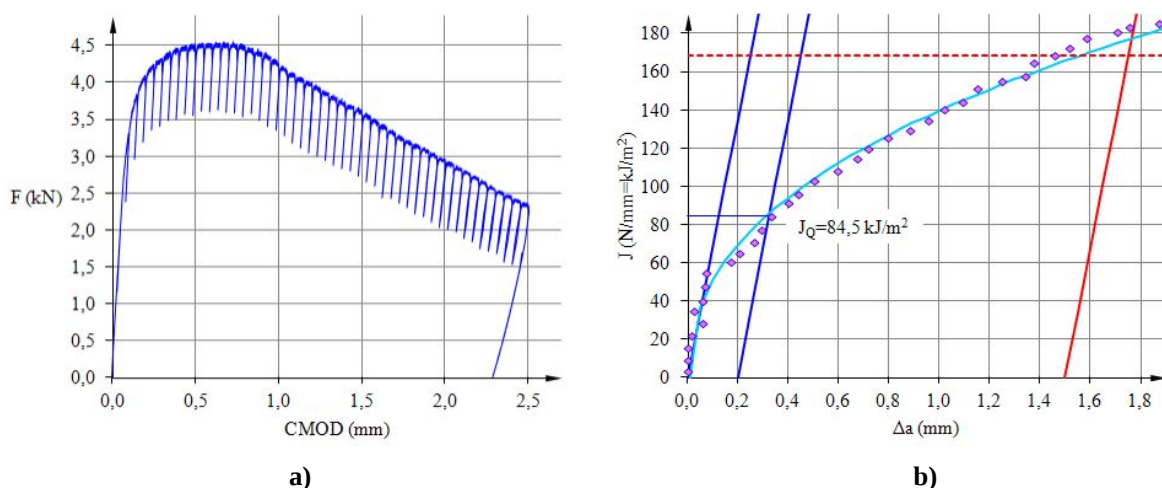


Slika 80. Flotret serija: a) sila – CMOD, b) lomna žilavost

Najveće kritične vrijednosti J integrala postignute su za materijal proizveden Tundish i Inmould tehnologijom lijevanja, a iznose $J_Q=86 \text{ kJ/m}^2$ i $J_Q=84,5 \text{ kJ/m}^2$ što se i vidi sa slika 81b) i 82b).



Slika 81. Tundish serija: a) sila – CMOD, b) lomna žilavost



Slika 82. Inmould serija: a) sila – CMOD, b) lomna žilavost

4.3. Zaključak eksperimentalnog istraživanja

Eksperimentalni rezultati pokazuju da veličina, oblik i raspored grafitnih nodula nemaju značajan utjecaj na cikličko očvršćenje materijala, međutim igraju veliku ulogu u procesima nastanka i rasta pukotina. Pokazano je da veće nodule, nepravilnijeg oblika smanjuju lomnu žilavost i zamornu čvrstoću.

Obzirom na broj, veličinu i oblik nodula, kao i na udjel perlitne faze, zaključuje se da veće, nepravilnije nodule bez obzira na udjel perlitne faze nepovoljno utječu na životni vijek komponente s pukotinom. Također, primjećuje se povoljan utjecaj pravilnog oblika nodula. Uzorci s većim brojem manjih, pravilnih nodula, bez obzira na udjel perlitne faze imaju dulji životni vijek u odnosu na uzorke s nodulama relativno većih dimenzija i nepravilnijeg oblika, uz manji udjel perlita. Rezultati pokazuju da udjel perlitne faze u mikrostrukturi nodularnog lijeva ne utječe značajno na životni vijek ciklički opterećene komponente ukoliko njegov udjel ne prelazi 10 %.

U ovom poglavlju je također predložena nova optička metoda za praćenje nastanka i rasta pukotine.

5. KONSTITUTIVNI MODELI I PARAMETRI MATERIJALA

Za točnije opisivanje stanja naprezanja i deformacija kao i numeričkog modeliranja procesa iniciranja i rasta pukotine u blizini vrha zareza epruvete za slučaj cikličkih opterećenja, na temelju prikazanih eksperimentalnih rezultata, definiran je konstitutivni model cikličke plastičnosti. Prikaz konstitutivnog modela cikličke plastičnosti, te pripadnih parametara materijala dan je u ovom poglavlju. Osim toga, dan je prikaz konstitutivnih modela primijenjenih za modeliranje iniciranja i rasta pukotine u CT ispitnoj epruveti zajedno s odgovarajućim parametrima materijala.

5.1. Model cikličke plastičnosti

U okviru numeričkog modeliranja, algoritam za analizu problema cikličke plastičnosti ljuskastih konstrukcija prikazan u [2, 3, 89, 90], prilagođen je za trodimenzijski kinematički materijalni model te za modele za ravninsko stanje naprezanja i ravninsko stanje deformacije. Konstitutivni model temelji se na asocijativnom zakonu tečenja, von Misesovom kriteriju tečenja, te na nelinearnom izotropnom i kinematičkom očvršćenju uz pretpostavku izotermnog ponašanja materijala. Za opisivanje cikličkog ponašanja materijala, odnosno petlji histereza i cikličkog očvršćenja nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT za sve četiri tehnike lijevanja, kao i za modeliranje ponašanja materijala aluminijske legure AlCu5BiPb [91] (prilog A), primijenjen je kvadratni oblik kriterija tečenja, te višekomponentnih funkcija za nelinearno izotropno i kinematičko očvršćenje. Pritom su u formulaciji 3-D kinematičkog modela uključene sve komponente tenzora naprezanja i deformacije. Ovdje će se sažeto prikazati osnovne konstitutivne jednačbe, dok je detaljan opis materijalnog modela dan u [2, 3, 89, 90].

Uz pretpostavku malih elastoplastičnih deformacija i primjenom aditivne dekompozicije, ukupni inkrement deformacije, $\dot{\epsilon}_{ij}$, može se rastaviti na elastični, $\dot{\epsilon}_{ij}^e$, i plastični dio, $\dot{\epsilon}_{ij}^p$, na način da je

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \dot{\varepsilon}_{ij}^e + \dot{\varepsilon}_{ij}^p. \quad (48)$$

U prethodnom izrazu indeksi i i j poprimaju vrijednosti 1, 2 i 3. Veza naprezanja i elastičnih deformacija dana je inkrementalnom jednažbom

$$\dot{\sigma}^{ij} = C^{ijkl} \dot{\varepsilon}_{kl}, \quad (49)$$

gdje je C^{ijkl} tenzor elastičnosti [92]. Za efikasno opisivanje mehanizma nelinearnog kinematičkog očvršćenja primijenjen je višekomponentni oblik prema [33], [93], te [94], na način da je tenzor kinematičkog očvršćenja (povratno naprezanje, „back stress“) α^{ij} dan u obliku:

$$\alpha^{ij} = \sum_{m=1}^2 \alpha_m^{ij}, \quad (50)$$

gdje je:

$$\dot{\alpha}_m^{ij} = A_m \dot{\lambda} \eta^{ij} - B_m \dot{\varepsilon}_{eqv}^p \alpha_m^{ij}. \quad (51)$$

U prethodnom izrazu λ je pozitivni skalarni faktor plastičnosti ili plastični multiplikator (u daljnjem će se radi zbog jednostavnosti $\dot{\lambda}$ označavati kao $\dot{\lambda}$), A_m i B_m su parametri materijala, η^{ij} predstavlja komponente tenzora relativnog naprezanja definiranog kao:

$$\eta^{ij} = \sigma^{ij} - \alpha^{ij}, \quad (52)$$

dok je $\dot{\varepsilon}_{eqv}^p$ ekvivalentna plastična deformacija definirana u obliku:

$$\dot{\varepsilon}_{eqv}^p = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\varepsilon}_{ij}^p \dot{\varepsilon}^{p ij}}. \quad (53)$$

Nelinearni zakon izotropnog očvršćenja opisan je s

$$k = \sigma_y + a, \quad (54)$$

gdje je σ_y naprezanje tečenja za slučaj jednoosnog opterećenja, a a je unutarnja varijabla izotropnog očvršćenja dana u obliku

$$a = \sum_{m=1}^2 a_m, \quad (55)$$

sa zakonom evolucije za a_m

$$\dot{a}_m = C_m (D_m - a_m) \dot{\varepsilon}_{\text{eqv}}^p, \quad (56)$$

gdje su C_m i D_m parametri materijala. Za prirast plastične deformacije pretpostavljen je asocijativni zakon u obliku

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial F(\sigma^{ij}, \alpha^{ij}, a)}{\partial \sigma^{ij}}, \quad (57)$$

gdje je $F(\sigma^{ij}, \alpha^{ij}, a)$ von Misesova funkcija tečenja

$$F(\sigma^{ij}, \alpha^{ij}, a) = \frac{1}{2} (S^{ij} - \alpha^{ij}) (S_{ij} - \alpha'_{ij}) - \frac{1}{3} k^2(a) \leq 0. \quad (58)$$

U izrazu (58) S^{ij} i α^{ij} su devijatorske komponente tenzora naprezanja σ^{ij} i tenzora kinematičkog očvršćenja α^{ij} .

5.2. Parametri cikličke plastičnosti

Na temelju eksperimentalnih rezultata cikličkih ispitivanja, prikazanih na slikama 23-38 određeni su parametri materijala za prikazani konstitutivni model cikličke plastičnosti. Pritom je za određivanje granica tečenja za prvi poluciklus opterećenja, ploha tečenja za zadnji, stabilizirani poluciklus, kao i za svaki pojedini ciklus, razvijen i napisan kod u MATLAB-u (Prilog C). Parametri materijala za konstitutivnu jednadžbu kinematičkog očvršćenja određeni su na temelju stabiliziranih petlji histereza dobivenih iz cikličkih ispitivanja sa simetričnim amplitudama deformacija. Primjer stabiliziranog ciklusa prikazan je na slici 83. Koordinate točaka $(\sigma_i, \varepsilon_i^p)$ na slici 83 određuju se na način da se ishodište za os deformacije pomakne u ε_p^0 tako da je

$$\varepsilon_i^p = \varepsilon_i - \frac{\sigma_i}{E} - \varepsilon_p^0, \quad (59)$$

gdje je za naprezanje σ_1 pripadna plastična deformacija jednaka nuli ($\varepsilon_1^p = 0$). Za svaku točku ($\sigma_i, \varepsilon_i^p$) vrijednost kinematičkog očvršćenja α_i dobiva se iz podataka eksperimenta na način da je

$$\alpha_i = \sigma_i - \sigma^s, \quad (60)$$

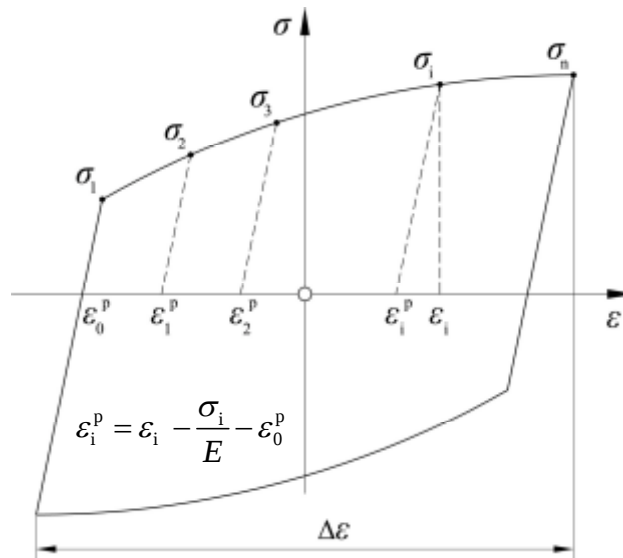
gdje je veličina stabilizirane plohe tečenja određena prema

$$\sigma^s = \frac{\sigma_1 + \sigma_n}{2}, \quad (61)$$

Integriranjem konstitutivne jednadžbe (51) za povratno naprezanje unutar jednog ciklusa s konstantnom amplitudom deformacije dobivamo izraz

$$\alpha_i = \frac{A_i}{B_i} \left(1 - e^{-B_i \varepsilon^p} \right) + \alpha_{i,1} e^{-B_i \varepsilon^p}, \quad (62)$$

gdje $\alpha_{i,1}$ predstavlja početnu vrijednost od i -tog povratnog naprezanja za početnu točku ($\sigma_1, \varepsilon_1^p$). Primjenom jednadžbe (62) provedeno je kalibriranje parametara kinematičkog očvršćenja A_i i B_i koji su prikazani u tablicama 15 do 22 za sva četiri analizirana tipa materijala.



Slika 83. Stabilizirana petlja histereze

Tablica 15. Parametri materijala cikličke plastičnosti za nestandardnu seriju nodularnog lijeva (simetrično ispitivanje)

Nestand.	Povratno naprezanje (α_i)	Parametar		D_1	C_1	$\overline{\sigma}$
		A_i	B_i			
101 $\pm 1,2\%$	1	18919	211,7	96	20	109
	2	183252	1716,4			
102 $\pm 0,8\%$	1	28691	288,5	85,9	18	107
	2	194567	2537,6			
103 $\pm 0,4\%$	1	71402	621	30	18	172
	2	165688	6168,4			
prosjeak	1	39670,7	373,8	70,6	18,7	129,3
	2	181169	3474,1			

Tablica 16. Parametri materijala cikličke plastičnosti za nestandardnu seriju nodularnog lijeva (asimetrično ispitivanje)

Nestand.	Povratno naprezanje (α_i)	Parametar		D_1	C_1	$\overline{\sigma}$
		A_i	B_i			
106 0;+1,6 %	1	25476	278,2	90	18	143
	2	168709	2437,7			

Tablica 17. Parametri materijala cikličke plastičnosti za Flotret seriju nodularnog lijeva (simetrično ispitivanje)

Flotret	Povratno naprezanje (α_i)	Parametar		D_1	C_1	$\overline{\sigma}$
		A_i	B_i			
201 $\pm 1,2\%$	1	17170	212,5	108	20	83
	2	177420	1809,2			
202 $\pm 0,8\%$	1	25273	276,5	92,2	18	94
	2	182740	2404,4			
203 $\pm 0,4\%$	1	145781	4395,8	49	18	130
	2	55328	563,2			
prosjeak	1	62741,3	1628,3	83,1	18,7	102,3
	2	138496	1592,3			

Tablica 18. Parametri materijala cikličke plastičnosti za Flotret seriju nodularnog lijeva (asimetrično ispitivanje)

Flotret	Povratno naprezanje (α_i)	Parametar		D_1	C_1	$\overline{\sigma}$
		A_i	B_i			
205 0;+1,6 %	1	22734	261,8	95	18	123
	2	136029	2113,5			

Tablica 19. Parametri materijala cikličke plastičnosti za Tundish seriju nodularnog lijeva (simetrično ispitivanje)

Tundish	Povratno naprezanje (α_i)	Parametar		D_1	C_1	$\overline{\sigma}$
		A_i	B_i			
301 $\pm 1,2\%$	1	17264	209,8	116	20	83
	2	182568	1789,2			
302 $\pm 0,8\%$	1	25967	275,1	93,1	18	102
	2	181224	2381,2			
303 $\pm 0,4\%$	1	136551	4236	45	18	140
	2	55348	526,6			
prosjeak	1	59927,3	1573,6	84,7	18,7	108,3
	2	139713,3	1565,7			

Tablica 20. Parametri materijala cikličke plastičnosti za Tundish seriju nodularnog lijeva (asimetrično ispitivanje)

Tundish	Povratno naprezanje (α_i)	Parametar		D_1	C_1	$\overline{\sigma}$
		A_i	B_i			
305 0;+1,6 %	1	21813	256,8	100	18	120
	2	136731	2125,5			

Tablica 21. Parametri materijala cikličke plastičnosti za Inmould seriju nodularnog lijeva (simetrično ispitivanje)

Inmould	Povratno naprezanje (α_i)	Parametar		D_1	C_1	$\overline{\sigma}$
		A_i	B_i			
401 $\pm 1,2\%$	1	16178	187,5	111	19	114
	2	163150	1563,2			
402 $\pm 0,8\%$	1	26956	261	88,7	18	115
	2	190825	2229,4			
403 $\pm 0,4\%$	1	135151	4304,7	36	18	160
	2	66095	546,5			
prosjeak	1	59428,3	1584,4	78,6	18,3	129,7
	2	140023,3	1446,3			

Tablica 22. Parametri materijala cikličke plastičnosti za Inmould seriju nodularnog lijeva (asimetrično ispitivanje)

Inmould	Povratno naprezanje (α_i)	Parametar		D_1	C_1	$\overline{\sigma}$
		A_i	B_i			
405 0;+1,6 %	1	156378	2003,4	92	18	132
	2	23188	254,3			

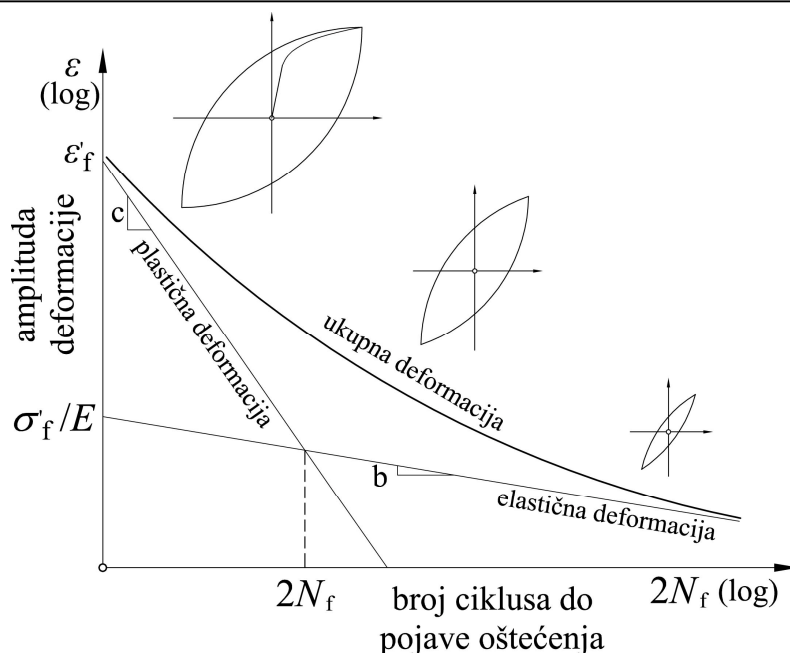
5.3. Niskociklički zamor

Klasičan pristup za procjenu zamora konstrukcije izložene cikličkim opterećenjima podrazumijeva primjenu $S-N$ metode za koju je potrebno poznavati $S-N$ (naprezanje – broj ciklusa) krivulje materijala komponentata konstrukcije. Poznato je da je ta metoda općenito dosta konzervativna, a osim toga, ona ne uzima u obzir stupanj degradacije materijala, odnosno ovisnost između broja ciklusa i oštećenja ili duljine zamorne pukotine. Pretpostavka ove metode je da je materijal u elastičnom području.

Kada je naprezanje dovoljno veliko da se osim elastičnih javljaju i plastične deformacije, potrebno je provesti niskocikličku analizu zamora konstrukcije. Pritom se broj ciklusa do iniciranja pukotine određuje primjenom $\varepsilon-N$ metode koja se temelji na principima mehanike oštećenja (*damage mechanics*), dok se za analizu rasta pukotine (da/dN) do kritične duljine primjenjuje mehanika loma. Općenito, zakoni za iniciranje i rast oštećenja ili zamorne pukotine temelje se na akumuliranoj energiji neelastičnog deformiranja za slučaj stabiliziranog ponašanja konstrukcije nakon velikog broja ciklusa opterećenja. Osim u slučajevima simuliranja najjednostavnijih modela, numerički je izrazito neefikasno simulirati napredovanje oštećenja u materijalu u svakom ciklusu opterećenja. Iz tog razloga se numerički simulira samo jedan dio „povijesti“ (od svih ciklusa) opterećivanja, te se rezultati ekstrapoliraju na veliki broj ciklusa preko, na primjer Manson-Coffinovog izraza

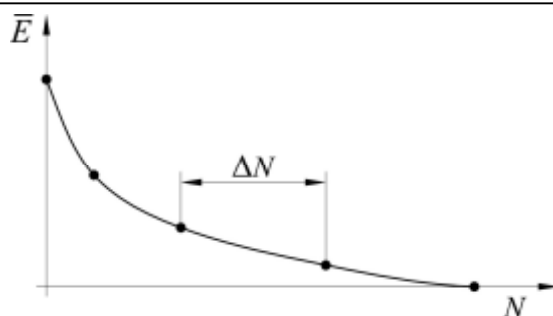
$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^c, \quad (63)$$

kako bi se procijenio nastanak i rast oštećenja u materijalu. U prethodnom izrazu σ'_f i ε'_f su koeficijenti zamorne čvrstoće, dok su b i c eksponenti zamorne čvrstoće. Nedostatak navedenog pristupa je što se temelji na konstantnoj brzini rasta oštećenja te se na taj način ne može modelirati realan rast oštećenja u materijalu. Ponašanje materijala pri niskocikličkom zamoru zajedno s amplitudama deformacije, slikovito je prikazano na slici 84.



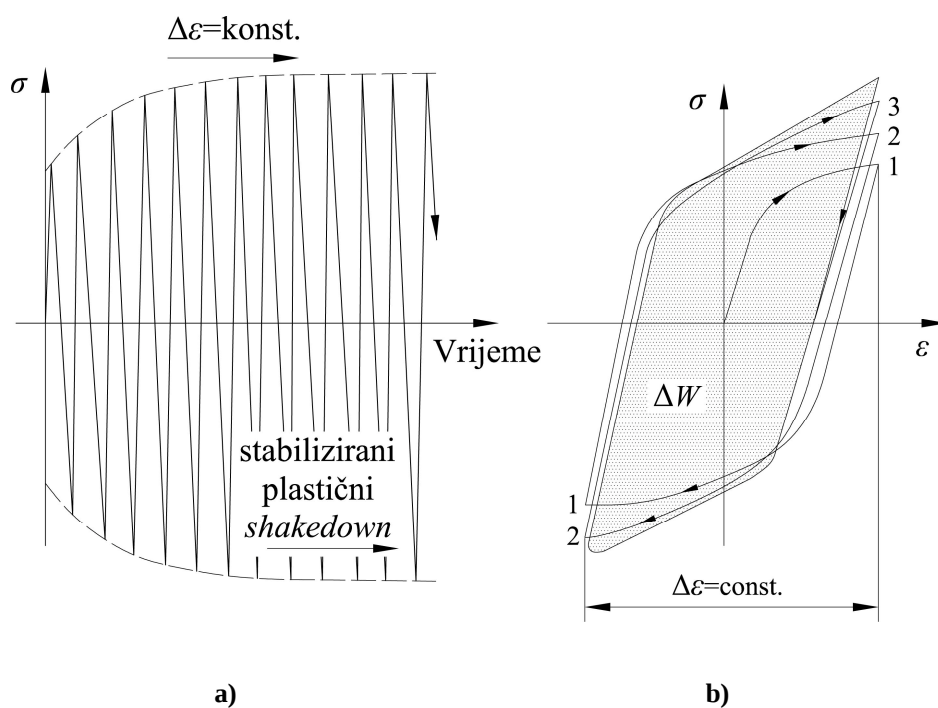
Slika 84. Krivulja ovisnosti deformacije o broju ciklusa do iniciranja oštećenja

Za modeliranje procesa iniciranja i rasta oštećenja u nodularnom lijevu, u ovom radu primijenjeni su konstitutivni modeli i algoritmi iz programskog paketa Abaqus/Standard koji su kombinirani s prethodno opisanim konstitutivnim modelom cikličke plastičnosti. Osim toga, za ubrzavanje numeričke simulacije i određivanje stabiliziranog ponašanja ciklički opterećene konstrukcije primijenjen je postupak direktne cikličke analize iz programa Abaqus/Standard. Postupak direktne cikličke analize (*direct cyclic analysis*) u Abaqus-u omogućava efikasno modeliranje stabiliziranog stanja konstrukcije izložene promjenljivom opterećenju, kao i niskocikličkog zamora uslijed akumuliranja energije neelastičnog deformiranja. Metoda koristi kombinaciju Fourierovih redova i vremensku integraciju nelinearnog ponašanja materijala za direktno određivanje stabiliziranog stanja konstrukcije. Postupak direktne cikličke analize niskocikličkog zamora omogućava modeliranje iniciranja i rasta oštećenja u homogenim materijalima, kao i u kompozitnim materijalima. Pritom se stupanj degradacije materijala (krutosti materijala) u ovisnosti o broju ciklusa opterećivanja određuje na razini točke integracije konačnog elementa [95] primjenom principa mehanike oštećenja. Na slici 85 prikazana je degradacija elastične krutosti materijala u ovisnosti o broju ciklusa opterećivanja. U okviru numeričkog algoritma, degradirana svojstva materijala iz prethodne iteracije prenose se u sljedeću iteraciju te se koriste za izračunavanje varijabli stanja materijala tijekom cikličkog opterećivanja, opisujući iniciranje i rast oštećenja, odnosno pukotine.



Slika 85. Degradacija elastične krutosti materijala kao funkcija broja ciklusa opterećenja [96]

U materijalu u kojem uslijed cikličkog opterećivanja dolazi do očvršćenja, nakon određenog broja ciklusa dolazi do dostizanja stabiliziranog stanja, kao što je to prikazano na slici 86. U stabiliziranom stanju promjena amplitude naprezanja je vrlo mala ili je približno jednaka nuli (slika 86 a). Ta pojava naziva se stabilizirani plastični shakedown [96]. Pritom dolazi do akumuliranja energije plastične deformacije, te posljedično do nastanka i rasta oštećenja (pukotina). U programskom paketu Abaqus, nastanak i rast oštećenja (pukotina) upravo je opisan akumuliranom energijom plastične deformacije koja predstavlja površinu unutar stabilizirane petlje histereze [97, 98]. Ova energija grafički je prikazana na slici 86 b), zasjenčanom površinom unutar stabilizirane petlje histereze, ΔW . Na taj način, niskociklička kvazistatička analiza zamora u Abaqusu omogućava modeliranje iniciranja i rasta oštećenja odnosno pukotina u formulaciji konačnim elementima.



Slika 86. Plastični shakedown u direktnoj cikličkoj analizi [96]

5.4. Oštećenje materijala

Primarni mehanizmi uslijed kojih dolazi do pojave loma kod duktilnih metalnih materijala uzrokovani su kod duktilnog loma: nastankom (nukleacijom), rastom, te srastanjem (spajanjem), šupljina (nucleation, growth and coalescence of voids), te kod smičnog loma: lokaliziranjem i nastankom smičnih ravnina klizanja. Iako svaki mehanizam loma zahtjeva svoj kriterij oštećenja, ovdje će se elaborirati samo kriterij oštećenja duktilnog loma. Unutar programskog paketa Abaqus/Standard omogućeno je modeliranje oštećenja ciklički opterećenih materijala primjenom različitih kriterija plastičnog tečenja kao što su Von Misesov, Johnson-Cook, Hillov, te Drucker-Pragerov. Također, omogućeno je korištenje nekoliko različitih kriterija za nastanak i rast oštećenja. Kao što je prethodno rečeno, u ovom radu primijenit će se kriteriji za nastanak i rast oštećenja koji se temelje na akumuliranoj energiji plastične deformacije unutar stabilizirane petlje histereze, Δw , po ciklusu opterećenja.

5.4.1. Nastanak oštećenja

Primijenjeni kriterij za modeliranje iniciranja oštećenja iz Abaqusa fenomenološki je model za predviđanje iniciranja oštećenja uslijed cikličkog opterećivanja i akumuliranja energije plastične deformacije u analizi niskocikličkog zamora, a predviđa začetak oštećenja uslijed nastanka, rasta, te srastanja, mikro šupljina u materijalu. Broj ciklusa potreban za nastanak oštećenja određuje se prema izrazu [96]:

$$N_0 = c_1 \Delta w^{c_2}, \quad (64)$$

gdje su:

c_1 i c_2 parametri materijala,

Δw energija plastične deformacije za stabilizirano stanje (vidi sliku 86).

Kao što je vidljivo iz izraza (64), za određivanje broja ciklusa opterećivanja potrebnog za nastanak početnog oštećenja N_0 , potrebno je odrediti energiju plastične deformacije unutar stabilizirane petlje histereze, Δw , te pripadne parametre materijala. Pritom je iniciranje oštećenja povezano s početkom degradacije materijala. To je slučaj kada kod jednoosnog ispitivanja epruvete s konstantnom amplitudom deformacije (slike 23-38) nakon dostizanja stabiliziranog stanja dolazi do početnog smanjivanja amplituda naprezanja što je uzrokovano porastom podatljivosti materijala, odnosno smanjenjem njegove krutosti. Na taj način, u

okviru numeričkog algoritma, nakon dostizanja stabiliziranog stanja materijala pri određenom broju ciklusa N , provjerava se da li je kriterij za iniciranje oštećenja ($N > N_0$) ispunjen u svakoj točki integracije konačnog elementa. Sve dok ovaj kriterij nije ispunjen, neće doći do degradiranja elastične krutosti materijala u integracijskoj točki elementa.

5.4.2. Rast oštećenja

Nakon što je zadovoljen kriterij iniciranja oštećenja na razini točke integracije konačnog elementa, stupanj oštećenja materijala opisuje se tenzorom oštećenja $\mathbf{D}$. Za slučaj izotropnog oštećenja tenzor oštećenja $\mathbf{M}$ reducira se na skalarnu varijablu D [32]. Ova varijabla predstavlja stanje oštećenja s mikro razine u pogledu broja i veličine oštećenja u materijalu, na temelju koje se na makro razini procjenjuje stupanj degradacije elastične krutosti materijala. Kao što je to definirano u teoriji mehanike oštećenja [32], varijabla D poprima vrijednosti u rasponu od 0 do 1. Za neoštećeni materijal $D = 0$, dok je za $D = 1$ materijal potpuno oštećen. U skladu s konceptom efektivnog naprezanja, naprezanje u materijalu određuje se u obliku:

$$\sigma = (1 - D) \bar{\sigma}, \quad (65)$$

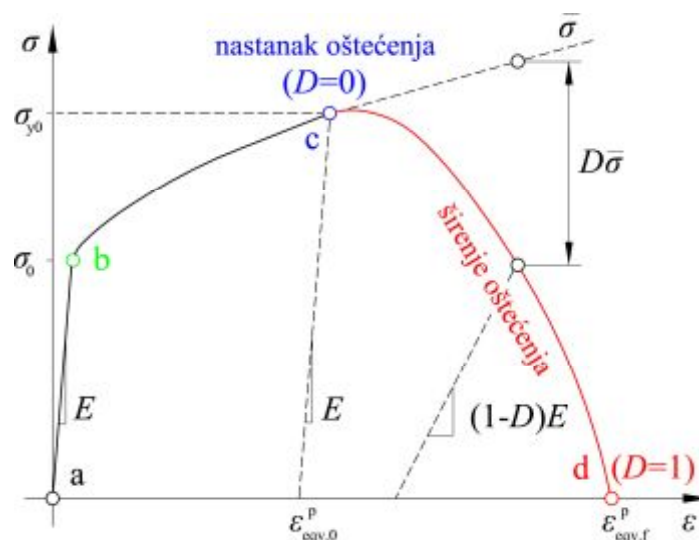
gdje je:

D varijabla oštećenja,
 $\bar{\sigma}$ efektivno naprezanje.

U prethodnom izrazu efektivno naprezanje $\bar{\sigma}$ predstavlja ono naprezanje koje bi u idealiziranom materijalu bez oštećenja uzrokovalo deformacije istog iznosa kao što bi to izazvalo stvarno naprezanje σ u oštećenom materijalu.

Koncept efektivnog naprezanja pri jednoosnom vlačnom ispitivanju duktilnog materijala prikazan je na slici 87. Slika ilustrira što se događa kada nastupi oštećenje u materijalu. Napredovanje oštećenja u materijalu vidljivo je u elastoplastičnom području dijagrama naprezanje-deformacija, gdje se vidi kako elastoplastičnom materijalu opada naprezanje tečenja i elastična krutost. U području između točaka a i b , materijal se ponaša u potpunosti linearno elastično, dok se daljnjim opterećivanjem u području između točaka b i c , odnosno povećanjem deformacije, počinje pojavljivati trajna plastična deformacija, no još uvijek bez pojave oštećenja. U točki c dolazi do pojave prvih oštećenja i to najčešće u sredini presjeka

ispitne epruvete zbog troosnog stanja naprezanja (posljedično dolazi do pojave loma i prijelomne plohe oblika „cup and cone“). Daljnjim opterećivanjem, odnosno povećanjem deformacije oštećenje raste što dovodi do smanjenja elastične krutosti materijala. U slučaju kada ne bi došlo do oštećenja materijala, njegov odziv na povećanje deformacije, manifestirao bi se kontinuiranim povećanjem naprezanja, što je prikazano na slici 87, crtkanim pravcem. Degradirana svojstva materijala u pogledu smanjene elastične krutosti, manifestiraju se ukoliko rasteretimo ispitnu epruvetu. Rasterećenje se sada odvija po pravcu manjeg nagiba ($(1-D) \cdot E$), nego što je to bilo u početnom dijelu ispitivanja (E), odnosno opterećivanja (područje između točaka a i b). Materijal u području između točaka c i d , još uvijek ima određenu nosivost (elastičnu krutost), no ona opada kako raste varijabla oštećenja D , sve dok ne poprimi vrijednost 1, a materijal u potpunosti ne izgubi nosivost (cjelovitost). U točki c , na početku degradacije svojstava materijala, naprezanje je jednako σ_{y0} , dok je ekvivalentna plastična deformacija jednaka $\varepsilon_{eqv,0}^p$. Na kraju opterećivanja pri oštećenju $D=1$, ekvivalentna plastična deformacija jednaka je $\varepsilon_{eqv,f}^p$.



Slika 87. Dijagram naprezanje-istezanje uz napredovanje oštećenja

Za slučaj cikličkog opterećivanja, u programskom paketu Abaqus, rast oštećenja opisan je zakonom koji pretpostavlja korištenje kriterija za nastanak oštećenja, te napredovanje oštećenja s degradacijom krutosti materijala do konačnog sloma. Nakon što je na razini točke integracije konačnog elementa zadovoljen kriterij nastanka oštećenja, njegov prirast dD/dN u materijalnoj točki konačnog elementa izračunava se prema izrazu [96]:

$$\frac{dD}{dN} = \frac{c_3 \Delta w^{c_4}}{L}, \quad (66)$$

gdje su:

c_3 i c_4 konstante materijala,

L karakteristična duljina konačnog elementa,

$D=1$ u materijalu je dostignuto maksimalno oštećenje.

U izrazu (66) karakteristična duljina L ovisi o geometriji elementa i njegovoj formulaciji. Za element prvog reda karakteristična duljina jednaka je duljini linije preko cijelog elementa, dok je za element drugog reda karakteristična duljina duplo manja od one za element prvog reda. Ova definicija karakteristične duljine je uzeta zbog toga što unaprijed nije poznat smjer širenja oštećenja. Iz tog razloga preporuka je da elementi imaju što više kvadratičan oblik tako da rezultati što manje ovise o mreži konačnih elemenata. Osim toga, utjecaj mreže konačnih elemenata na rezultate analize je umanjen iz razloga što su kriteriji za iniciranje i rast oštećenja ili pukotine zasnivaju na akumuliranoj energiji deformiranja.

Za ubrzanje analize, kako se ne bi računalo oštećenje za svaki ciklus opterećenja, moguće je odrediti minimalni $\Delta N_{\min}$ i maksimalni raspon ciklusa $\Delta N_{\max}$ za koji će se izračunato oštećenje D_N prenositi (ekstrapolirati) u sljedeći ciklus opterećenja. To je definirano izrazom:

$$D_{N+\Delta N} = D_N + \frac{\Delta N}{L} c_3 \Delta w^{c_4}. \quad (67)$$

Kada se zadovolji kriterij za nastanak oštećenja, za svaki ciklus se računa degradacija elastične krutosti materijala. Ta vrijednost se prenosi u svaki sljedeći ciklus te se pribraja na novo izračunatu vrijednost, koja je izražena skalarnom varijablom D . Kada vrijednost varijable oštećenja D poprimi vrijednost 1 u svim točkama integracije konačnog elementa, tada je element u potpunosti izgubio svoju krutost, odnosno njegovo oštećenje je poprimilo maksimalnu vrijednost, te postoji mogućnost eliminiranja elementa iz mreže konačnih elemenata.

5.4.3. Parametri nastanka i oštećenja materijala

Parametri materijala za nastanak i rast oštećenja definirani izrazima iz prethodnih odjeljaka određeni su na temelju rezultata cikličkih testova s konstantnom amplitudom (slike 23 do 38) te stabiliziranih histereza (slike 39 do 42) dobivenih na cilindričnim epruvetama. U tablici 23

dani su parametri koji vrlo dobro opisuju eksperiment nastanka i rasta pukotine CT epruvete za kombinaciju opterećivanja „A“ za Tundish seriju nodularnog lijeva.

Tablica 23. Parametri nastanka i rasta oštećenja za Tundish seriju nodularnog lijeva

R	$c_1 \left(\frac{\text{ciklus}}{N^{c_2} \text{mm}^{-2c_2}} \right)$	c_2	$c_3 \left(\frac{\text{mm}}{\text{ciklus} (N^{c_4} \text{mm}^{-2c_4})} \right)$	c_4
0,1	40067	-0,26	6e-5	1,5
0,3	103636	-0,88	1e-5	1,15
0,5	197619	-0,66	1e-5	1,15
prosjeak	113774	-0,6	2,7e-05	1,27

6. NUMERIČKA FORMULACIJA

6.1. Algoritam povratnog projiciranja

Za integriranje inkrementalnih konstitutivnih jednadžbi cikličke plastičnosti, prikazanih u odjeljku 5.2, na nivou materijalne točke konačnog elementa unutar intervala $(^{i-1}t, ^it)$ korišten je „*closest point projection algorithm*“ odnosno algoritam projiciranja u najbližu točku. Pritom početak intervala ^{i-1}t označava stanje na kraju prethodnog i početku novog inkrementa opterećenja, a kraj intervala it označava stanje na kraju inkrementa opterećenja. Za dani inkrement tenzora deformacije $\Delta ^n\varepsilon_{ij}$ i poznata naprezanja i unutarnje varijable stanja $(^{n-1}\sigma^{ij}, ^{n-1}\alpha^{ij}, ^{n-1}a)$ na početku intervala ^{i-1}t , problem se svodi na određivanje naprezanja i unutarnjih varijabli stanja $(^n\sigma^{ij}, ^n\alpha^{ij}, ^na)$ na kraju intervala it .

U radovima [2, 3, 89, 90] detaljno je prikazan izvod numeričkog algoritma za Reissner-Mindlinov kinematički model za analizu problema cikličke plastičnosti ljuskastih konstrukcija. U ovom radu algoritam je prilagođen za trodimenzijski model. Na taj način omogućeno je točnije opisivanje stanja naprezanja i deformacija, kao i procesa nastanka i rasta pukotine u materijalu za slučaj cikličkih opterećenja.

Predloženi integracijski algoritam svodi se na jednu nelinearnu skalarnu jednadžbu iz koje se primjenom Newtonove iterativne metode određuje plastični multiplikator λ . Za tako određeni plastični multiplikator λ , određuju se vrijednosti naprezanja i unutarnjih varijabli na kraju intervala it . Za ubrzanje konvergencije globalnog inkrementalno-iteracijskog postupka izveden je elastoplastični tangentni modul koji je konzistentan s opisanim algoritmom povratnog projiciranja za izračunavanje naprezanja.

U tablici 24 prikazani su osnovni koraci opisanog integracijskog algoritma. Algoritam je implementiran na razini materijalne točke u programski paket za analizu konačnim elementima ABAQUS/Standard [4, 96] pomoću korisničke rutine UMAT. Prikazani algoritam omogućuje točnije opisivanje stanja naprezanja i deformacija u vrhu zareza i pukotine za slučaj cikličkih opterećenja, odnosno niskocikličkog zamora.

Tablica 24. Integracijski algoritam

1. Izračunavanje naprežanja elastičnog prediktora na kraju intervala t :

$${}^n\sigma_{\text{trial}}^{ij} = {}^{n-1}\sigma^{ij} + {}^{n-1}C^{ijkl} {}^n\Delta\varepsilon_{kl}.$$

2. Provjera uvjeta tečenja:

$${}^nF_{\text{trial}} = J_2({}^n\sigma_{\text{trial}}^{ij}) - \frac{1}{3}k^2({}^{n-1}a) > 0$$

NE $\rightarrow {}^n\lambda = 0 \rightarrow$ elastični korak $\rightarrow$ idi na (5),

DA $\rightarrow {}^n\lambda > 0 \rightarrow$ plastični korak.

3. Faza plastičnog korektora (povratno projiciranje na plohu tečenja):

$${}^n\eta^{ij} = {}^n\sigma^{ij} - {}^n\alpha^{ij} = {}^nA_{kl}^{ij} {}^n\eta_{\text{trial}}^{kl},$$

$$\text{gdje je } {}^n\sigma^{ij} = {}^n\sigma_{\text{trial}}^{ij} - {}^{n-1}C^{ijkl} {}^n\Delta\varepsilon_{kl}^p, \quad {}^n\alpha^{ij} = \sum_{m=1}^2 ({}^nU_m {}^{i-1}\alpha_m^{ij} + 2 {}^iU_m {}^i\lambda {}^nA_m^{ij} {}^n\eta^{ij}),$$

$${}^nU_m = \frac{1}{1 + 2 {}^nA_m {}^n\lambda {}^nK}, \quad {}^n\eta_{\text{trial}}^{ij} = {}^n\sigma_{\text{trial}}^{ij} - \sum_{m=1}^2 {}^nU_m {}^{n-1}\alpha_m^{ij},$$

$${}^nA_{kl}^{ij} = \frac{1}{1 + 2 {}^n\lambda \left(\sum_{m=1}^2 {}^nU_m {}^nB_m + G \right)} \left[\delta_k^i \delta_l^j + \frac{2 {}^n\lambda G (1 - 2\nu)}{2 {}^n\lambda G (1 + \nu) + 3(1 - \nu) \left(1 + 2 \sum_{m=1}^2 {}^n\lambda {}^nU_m {}^nB_m \right)} a_{kl} a^{ij} \right]$$

Uvjet tečenja (nelinearna skalarna jednačica):

$${}^nF = J_2({}^nU_m, {}^n\lambda, {}^n\eta_{\text{trial}}^{ij}) - \frac{1}{3}k^2({}^na) = 0 \rightarrow \text{rješenje za } {}^n\lambda.$$

4. Izračunavanje konzistentnog elastoplastičnog tangentnog modula.

5. Izračunavanje vrijednosti naprežanja i unutarnjih varijabli na kraju intervala t .

6.2. Algoritam direktne cikličke analize

Poznata je činjenica da materijali uslijed cikličkog opterećivanja doživljavaju stabilizirano stanje koje se očituje smanjenjem promjena amplituda naprezanja, kao i nepromijenjenim oblikom krivulja naprezanje – deformacija sa svakim sljedećim ciklusom opterećenja. Kao što je to rečeno u odjeljku 5.3., za ubrzavanje numeričke simulacije niskocikličkog zamora i određivanje stabiliziranog ponašanja ciklički opterećenog materijala u ovom radu primijenjen je postupak direktne cikličke analize iz programskog paketa Abaqus/Standard [4, 96].

Klasičan pristup za postizanje stabiliziranog stanja konstrukcijske komponente opterećene cikličkim opterećenjem s elastoplastičnim ponašanjem materijala, podrazumijeva opterećivanje cikličkim opterećenjem sve dok se ne postigne stabilizirano stanje. U tom slučaju se za svaki vremenski trenutak rješavaju nelinearne jednadžbe ravnoteže primjenom Newtonove iterativne metode:

$$\mathbf{R}(t) = \mathbf{F}(t) - \mathbf{F}_I(t) = \mathbf{0}, \quad (68)$$

gdje je:

$\mathbf{F}(t)$ vektor vanjskog vremenski ovisnog opterećenja,

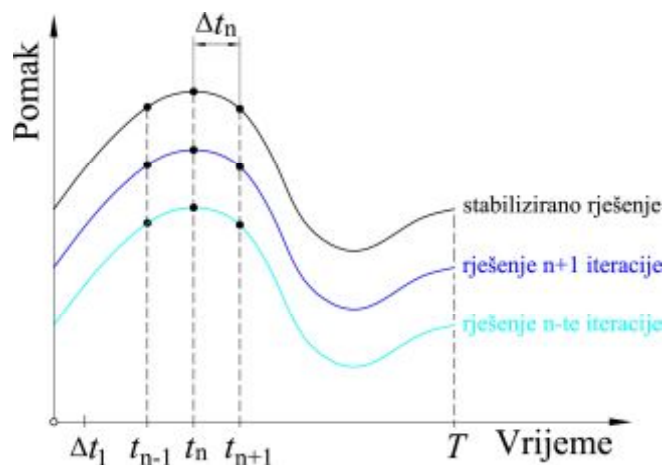
$\mathbf{F}_I(t)$ vektor unutarnjih čvornih sila,

$\mathbf{R}(t)$ vektor rezidualnih sila.

Ovaj pristup može biti numerički vrlo zahtjevan zbog potrebe računanja svakog odziva ciklusa opterećenja prije nego se postigne stabilizirano stanje. Kako bi se izbjegla tako zahtjevna numerička analiza u ABAQUS/Standard je implementiran algoritam direktne cikličke analize.

Algoritam direktne cikličke analize omogućava direktno računanje stabiliziranog stanja materijala izbjegavajući nepotrebnu numeričku kompleksnost prilikom dostizanja i računanja stabiliziranog stanja materijala uslijed cikličkog opterećivanja. Algoritam koristi modificiranu Newtonovu iterativnu metodu zajedno s Fourierovim oblikom rješenja i vektora rezidualnih sila za direktno računanje stabiliziranog cikličkog odziva. U tekstu koji slijedi dat će se kratki prikaz osnovnih relacija algoritma direktne cikličke analize, dok je opširniji opis dan u [96].

Temelj ove metode je funkcija pomaka $\bar{\mathbf{u}}(t)$ koja opisuje odziv materijala (konstrukcije) za svaki vremenski trenutak t ciklusa opterećenja, perioda T kao što je prikazano na slici 88.



Slika 88. Funkcija pomaka unutar perioda T

Za opisivanje funkcije pomaka koristi se Fourierov red u sljedećem obliku:

$$\bar{\mathbf{u}}(t) = \mathbf{u}_0 + \sum_{k=1}^n \left[\mathbf{u}_k^s \sin k\omega t + \mathbf{u}_k^c \cos k\omega t \right], \quad (69)$$

gdje je:

n broj članova u Fourierovom redu,

$\omega = \frac{2\pi}{T}$ kutna brzina,

$\mathbf{u}_0, \mathbf{u}_k^s, \mathbf{u}_k^c$ vektor nepoznatih koeficijenata pomaka pridruženih svakom stupnju slobode.

Jednadžbe ravnoteže mogu biti zapisane u sljedećem obliku sustava linearnih jednadžbi, gdje $\mathbf{c}_k$ predstavlja korekcije koeficijenata pomaka.

$$\mathbf{K}\mathbf{c}_k^{(i+1)} = \mathbf{R}_k^{(i)} \quad (70)$$

gdje je:

i broj iteracije,

$\mathbf{K}$ elastična matrica krutosti.

U algoritmu direktne cikličke analize nepoznati koeficijenti pomaka određuju se primjenom modificirane Newtonove metode, s elastičnom matricom krutosti iz prvog koraka analize koja služi kao matrica Jacobiana tijekom daljnje analize, te se na taj način sustav jednadžbi rješava

samo jedanput. Iz tog razloga očigledna je numerička efikasnost na strani algoritma direktne cikličke analize u usporedbi s klasičnim Newtonovim iterativnim algoritmom kod analize velikih nelinearnih problema.

Vektor rezidualnih sila $\bar{\mathbf{R}}(t)$ opisan je Fourierovim redom istog oblika kao i funkcija pomaka:

$$\bar{\mathbf{R}}(t) = \mathbf{R}_0 + \sum_{k=1}^n \left[\mathbf{R}_k^s \sin k\omega t + \mathbf{R}_k^c \cos k\omega t \right], \quad (71)$$

gdje svaki vektor koeficijenata rezidualnih sila $\mathbf{R}_0, \mathbf{R}_k^s$ i $\mathbf{R}_k^c$ odgovara pripadnom vektoru koeficijenata pomaka $\mathbf{u}_0, \mathbf{u}_k^s$ i $\mathbf{u}_k^c$. Unutar algoritma, u svakom vremenskom trenutku određenog ciklusa izračunava se vektor čvornih rezidualnih sila $\bar{\mathbf{R}}(t)$ koji, kad se integriraju preko cijelog ciklusa, daju Fourierove koeficijente:

$$\begin{aligned} \mathbf{R}_0 &= \frac{2}{T} \int_0^T \mathbf{R}(t) dt, \\ \mathbf{R}_k^s &= \frac{2}{T} \int_0^T \mathbf{R}(t) \sin k\omega t dt, \\ \mathbf{R}_k^c &= \frac{2}{T} \int_0^T \mathbf{R}(t) \cos k\omega t dt. \end{aligned} \quad (72)$$

Na kraju svakog ciklusa opterećenja računaju se korekcije Fourierovih koeficijenata pomaka $\mathbf{c}_0, \mathbf{c}_k^s$ i $\mathbf{c}_k^c$. U sljedećoj iteraciji koeficijenti pomaka imaju sljedeće vrijednosti:

$$\begin{aligned} \mathbf{u}_0^{(i+1)} &= \mathbf{u}_0^{(i)} + \mathbf{c}_0^{(i+1)}, \\ \mathbf{u}_k^{c(i+1)} &= \mathbf{u}_k^{c(i)} + \mathbf{c}_k^{c(i+1)}, \\ \mathbf{u}_k^{s(i+1)} &= \mathbf{u}_k^{s(i)} + \mathbf{c}_k^{s(i+1)}. \end{aligned} \quad (73)$$

Izračunati koeficijenti se koriste u sljedećoj iteraciji kako bi se dobili pomaci u svakom vremenskom trenutku t . Postupak se ponavlja sve dok se ne postigne konvergencija rezultata ili se ne dostigne maksimalni zadani broj iteracija. Svaki prolaz kroz cijeli ciklus opterećenja može se smatrati kao jedna iteracija rješenja nelinearnog problema. Konvergencija rezultata se mjeri preko rezidualnih vektora i koeficijenata korekcije pomaka. Ukoliko su rezidualni vektori dovoljno maleni u usporedbi s vremenski uprosječenom silom, te ukoliko su korekcije Fourierovih koeficijenata pomaka dovoljno malene u usporedbi s Fourierovim koeficijentima

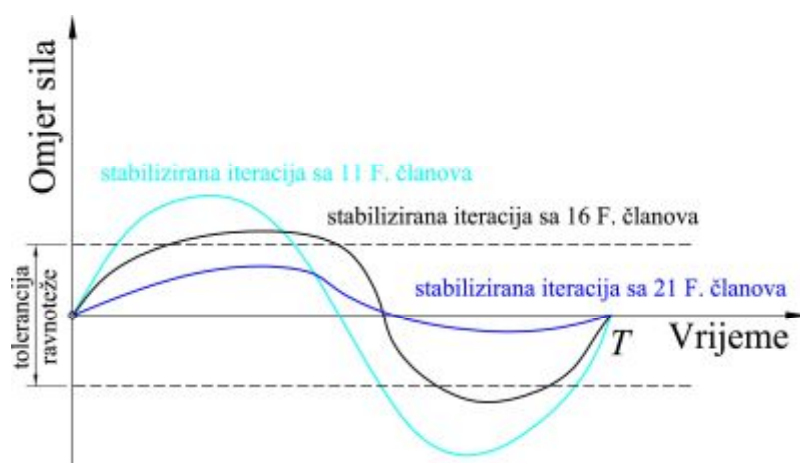
pomaka, konvergencija je zadovoljena. Pritom omjer najvećeg rezidualnog vektora i vremenski uprosječene sile CR_n^α , kao i omjer najvećeg korekcijskog koeficijenta pomaka i najvećeg koeficijenta pomaka CU_n^α mora biti manji od korisnički definirane tolerancije (preporučena vrijednost omjera CR_n^α i CU_n^α je 0,005).

Točnost algoritma ovisi o:

1. broju članova Fourierovog reda,
2. broju iteracija potrebnih za postizanje stabiliziranog stanja (preporučeno 200),
3. broju vremenskih točaka unutar perioda opterećenja za koje se određuju odziv materijala i rezidualni vektor $\bar{\mathbf{R}}(t)$.

U slučaju da stabilizirano stanje materijala ne postoji, tada neće doći do konvergencije ove metode. Ukoliko dođe do pojave efekta puzanja (*ratcheting*) svi će periodički koeficijenti pomaka ($\mathbf{u}_k^s$ i $\mathbf{u}_k^c$), kao i rezidualnih vektora ($\mathbf{R}_k^s$ i $\mathbf{R}_k^c$) konvergirati, dok će se konstantni članovi ($\mathbf{u}_0$ i $\mathbf{R}_0$) stalno povećavati.

Pri određivanju broja članova Fourierovog reda valja imati na umu da je glavni cilj ove vrste analize, dovoljno točno predviđanje nisko-cikličkog zamornog ponašanja. Više članova Fourierovog reda obično daje točnija rješenja, ali na štetu vremena računanja i količini podataka za pohranu. Abaqus koristi adaptivni algoritam za određivanje broja Fourierovih članova, a početni broj članova iznosi 11. Ukoliko konvergencija nije zadovoljena, povećava se broj članova za 5 sve dok se na zadovolji zadana tolerancija omjera CR_n^α ili se dostigne maksimalni zadani broj Fourierovih članova. Shema dostizanja stabiliziranog stanja i konvergencije rješenja prikazana je na slici 89.



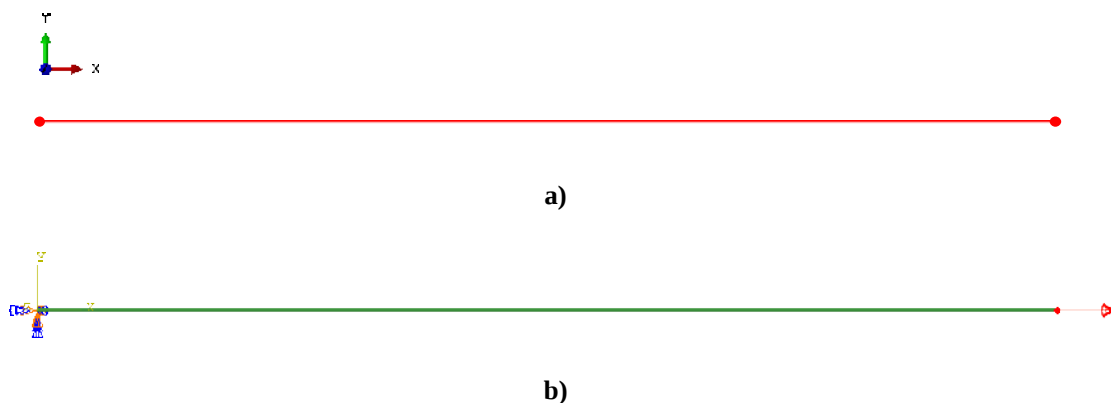
Slika 89. Iteracije postizanja konvergencije rezultata

7. USPOREDBA EKSPERIMENTALNIH I NUMERIČKIH REZULTATA

7.1.1. Numerički model cilindrične epruvete

Prikazan algoritam iz poglavlja 6.1. implementiran je na razini točke integracije konačnog elementa korištenjem korisnike rutine UMAT, softverskog paketa Abaqus. Za verifikaciju prikazanog algoritma provedena je simulacija eksperimenta simetričnog i asimetričnog cikličkog opterećivanja za sve četiri serije nodularnog lijeva prema poglavlju 4.2.1.

Model osnosimetrične epruvete (njezinog ispitnog dijela, promjera 10 mm) diskretiziran je osnovnim štapnim konačnim elementom T3D2, jedinične duljine koji služi za opisivanje naprezanja i pomaka u tri dimenzije s dva čvora po elementu. Jedinični štapni konačni element korišten u analizi prikazan je na slici 90 a), crvenom bojom. Na slici 90 b) prikazani su rubni uvjeti na modelu prikazanog zelenom bojom. U krajnjem lijevom čvoru narinut je rubni uvjet uklještenja, dok je u krajnjem desnom čvoru narinut rubni uvjet sinusoidalnog pomaka za simetrična ciklička ispitivanja u iznosu od $\pm 0,004$ mm, $\pm 0,008$ mm, $\pm 0,012$ mm. Kako je duljina razmatranog diskretiziranog modela 1mm, navedeni pomaci uzrokuju deformaciju od $\pm 0,4$ %, $\pm 0,8$ %, te $\pm 1,2$ %. Prilikom simuliranja asimetričnog cikličkog eksperimenta u prvom koraku je desni čvor opterećen pomakom od 0,008 mm, dok je u drugom koraku sinusoidalno opterećivan pomakom od $\pm 0,008$ mm, što u konačnici uzrokuje deformaciju kod asimetričnog ispitivanja od 0-1,6 %.



Slika 90. a), b) Diskretizirani proračunski model cilindrične epruvete

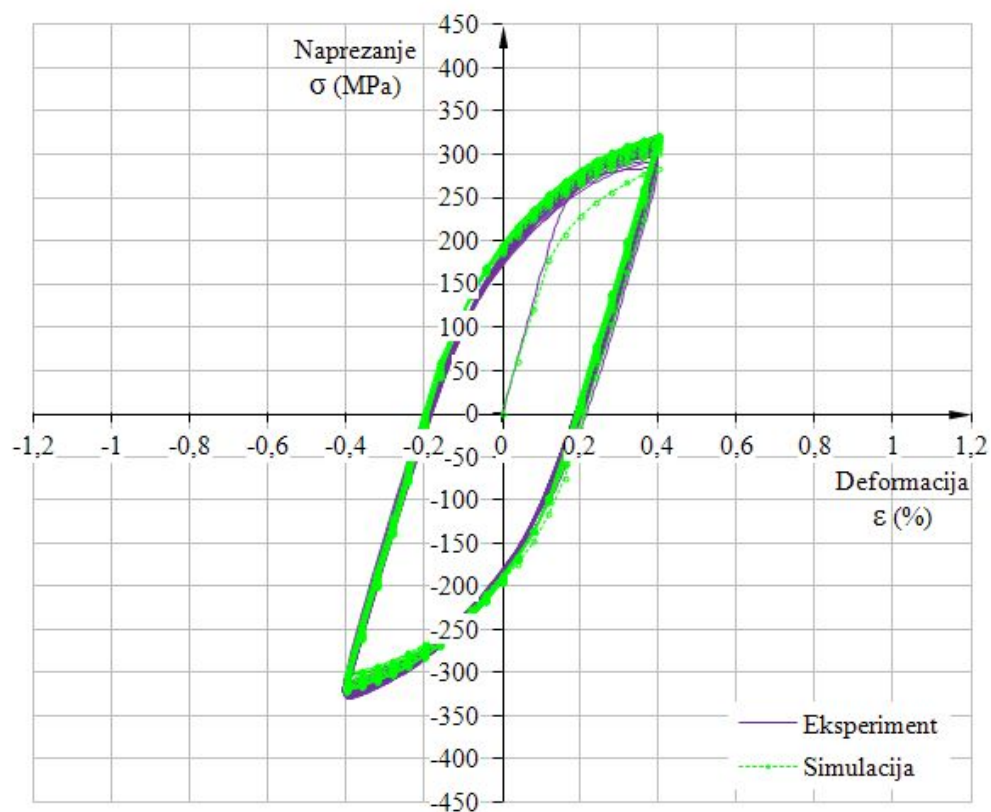
Dijagrami ovisnosti naprezanja i deformacije dobivenih numeričkim analizama u usporedbi s onima dobivenih eksperimentima prikazani su na slikama 91-106.

Za sve četiri serije nodularnog lijeva s parametrima materijala prikazanim u poglavlju 5.2, odnosno prema tablicama 15-22 provedena je analiza numeričke efikasnosti izvedenog algoritma. U slučaju jednoosnog cikličkog opterećivanja uz kontrolu deformacije dobivene su petlje histereze prema slikama 23-38.

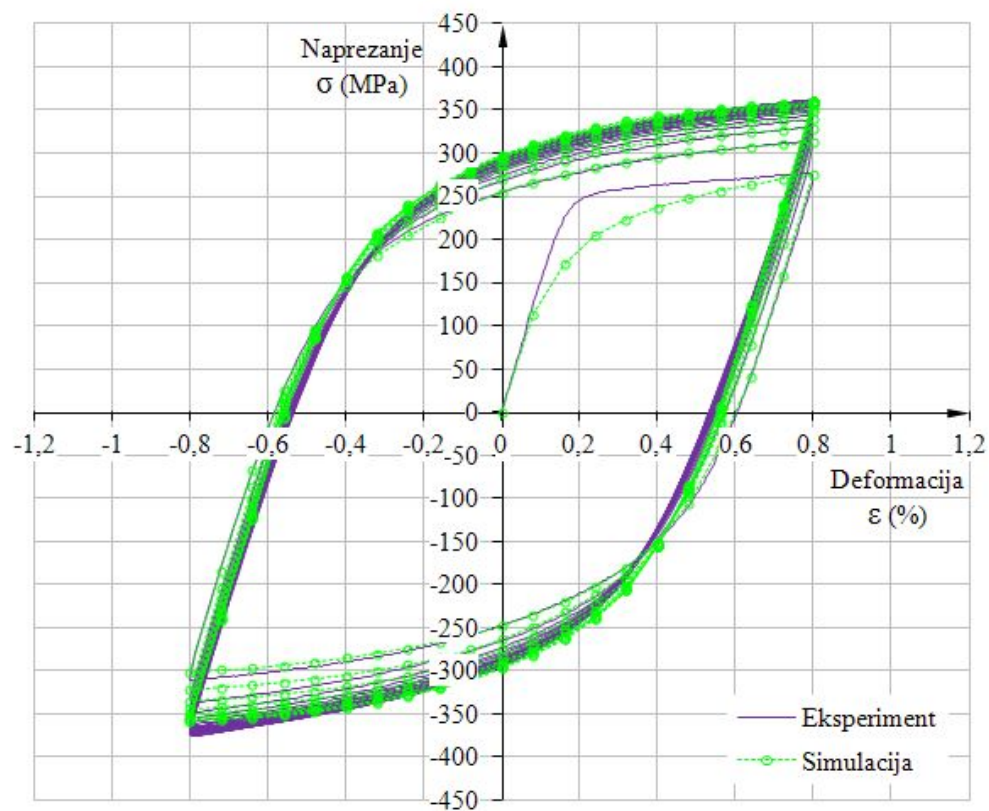
Na slikama je uočljiv efekt cikličkog očvršćenja materijala kroz povećanje njegove krutosti tijekom opterećivanja u plastičnom području [90]. Cikličko očvršćenje materijala kod eksperimenata uz kontrolu deformacije, očituje se povećanjem amplitude naprezanja s povećanjem broja opterećenja sa suprotnim predznakom sve dok se ne postigne stabilizirano stanje materijala, odnosno sve dok promjena amplitude naprezanja ne poprimi zanemarivo malu vrijednost. Takvo, stabilizirano stanje materijala postiže se u potpunosti nakon 15ak ciklusa opterećivanja. Naprezanje koje poprima približno konstantnu vrijednost naziva se stabilizirano naprezanje (*stabilized stress*).

Primjena algoritma, prikazanog u poglavlju 6.1. kao i modela cikličke plastičnosti prikazanog u poglavlju 5.1. u simulaciji jednoosnog simetričnog i asimetričnog ispitivanja, prikazana je na slikama 91-106. Na slikama su rezultati numeričke analize prikazani zelenom bojom, koji su preklopljeni preko eksperimentalnih rezultata radi bolje usporedbe. Različite serije nodularnog lijeva kao i do sada, prikazane su u konzistentnoj shemi boja.

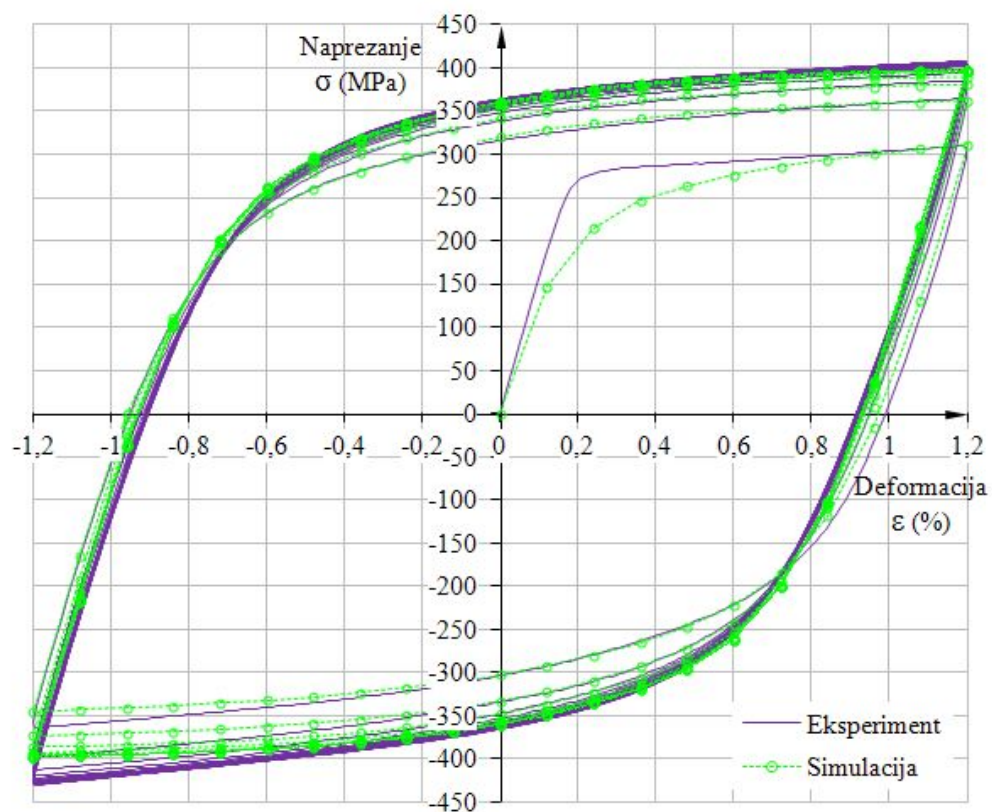
Budući da je za kalibraciju parametara materijala korišten zadnji, stabilizirani poluciklus žrtvovano je kvalitetnije podudaranje numeričkih i eksperimentalnih rezultata prvog poluciklusa. Svaki sljedeći ciklus kao što je i vidljivo sa slika 91-106, ostvaruje vrlo dobro podudaranje numeričkih i eksperimentalnih rezultata, te se može zaključiti kako izvedeni algoritam vrlo dobro opisuje cikličko jednoosno opterećivanje.



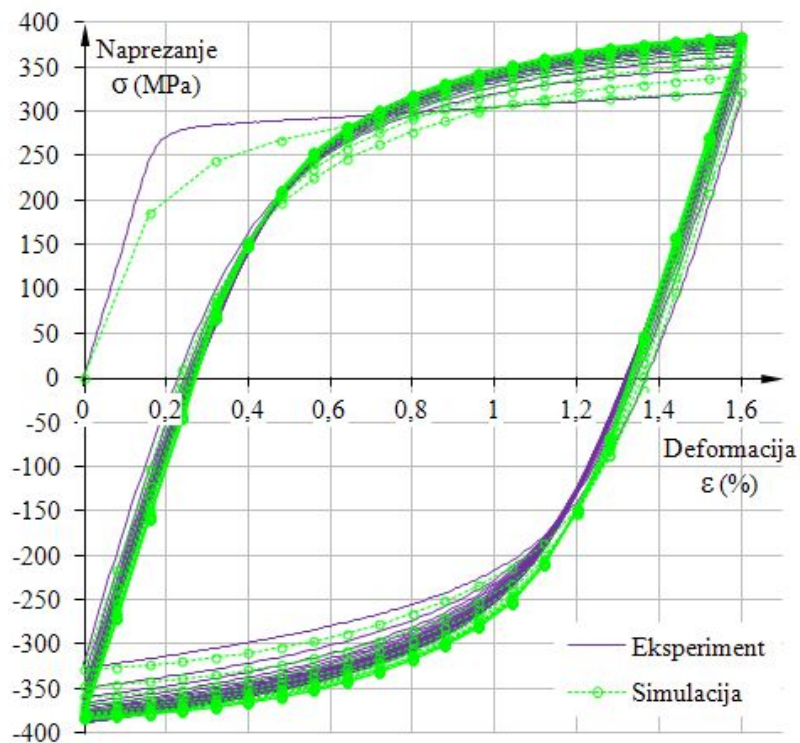
Slika 91. Usporedba simetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\varepsilon_{amp} = \pm 0.4\%$ (Nestand.)



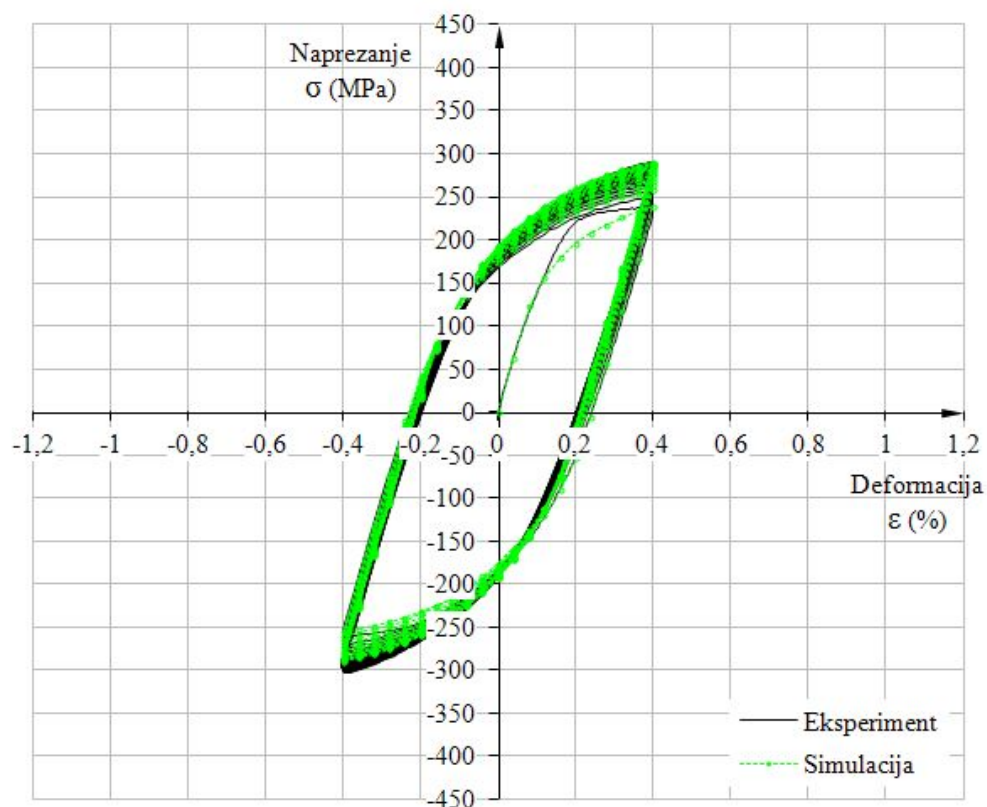
Slika 92. Usporedba simetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\varepsilon_{amp} = \pm 0.8\%$ (Nestand.)



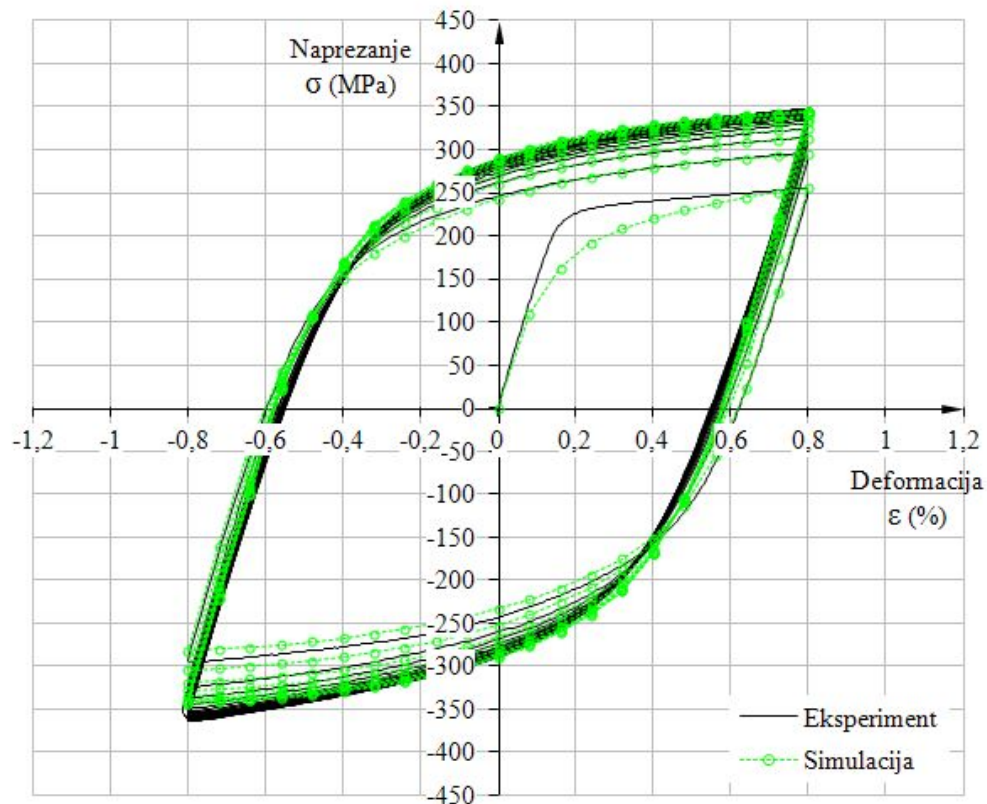
Slika 93. Usporedba simetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\varepsilon_{\text{amp}} = \pm 1,2$ % (Nestand.)



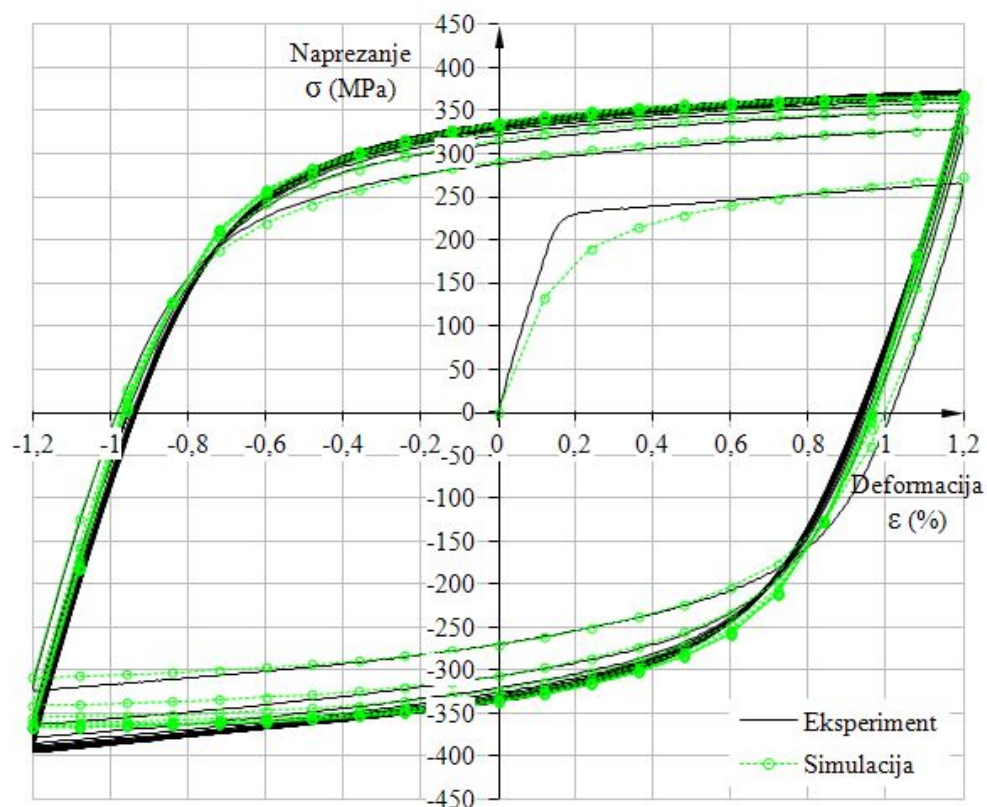
Slika 94. Usporedba asimetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\varepsilon_{\text{min/max}} = 0/+1,6$ % (Nestand.)



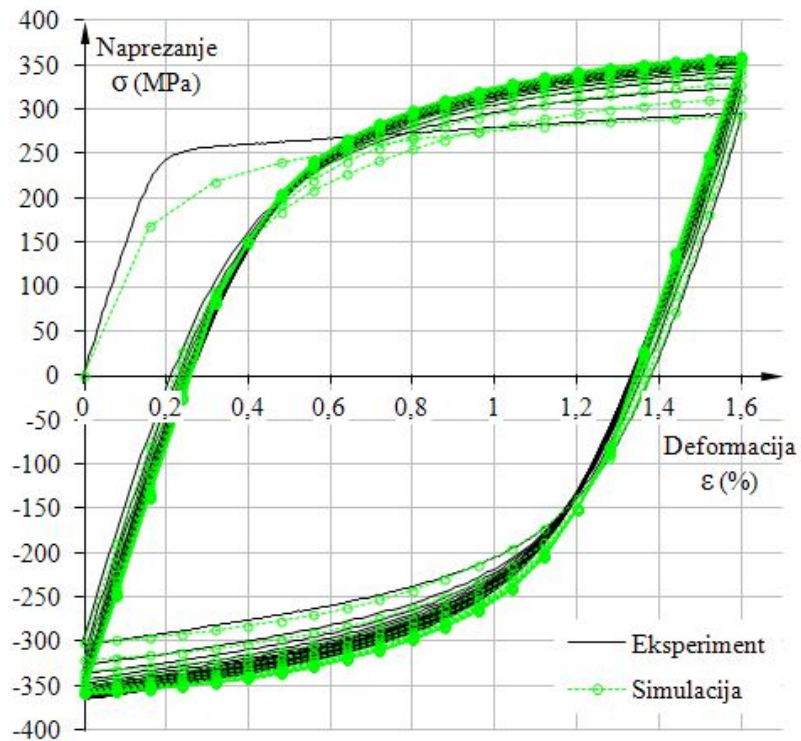
Slika 95. Usporedba simetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\epsilon_{amp} = \pm 0,4\%$ (Flotret)



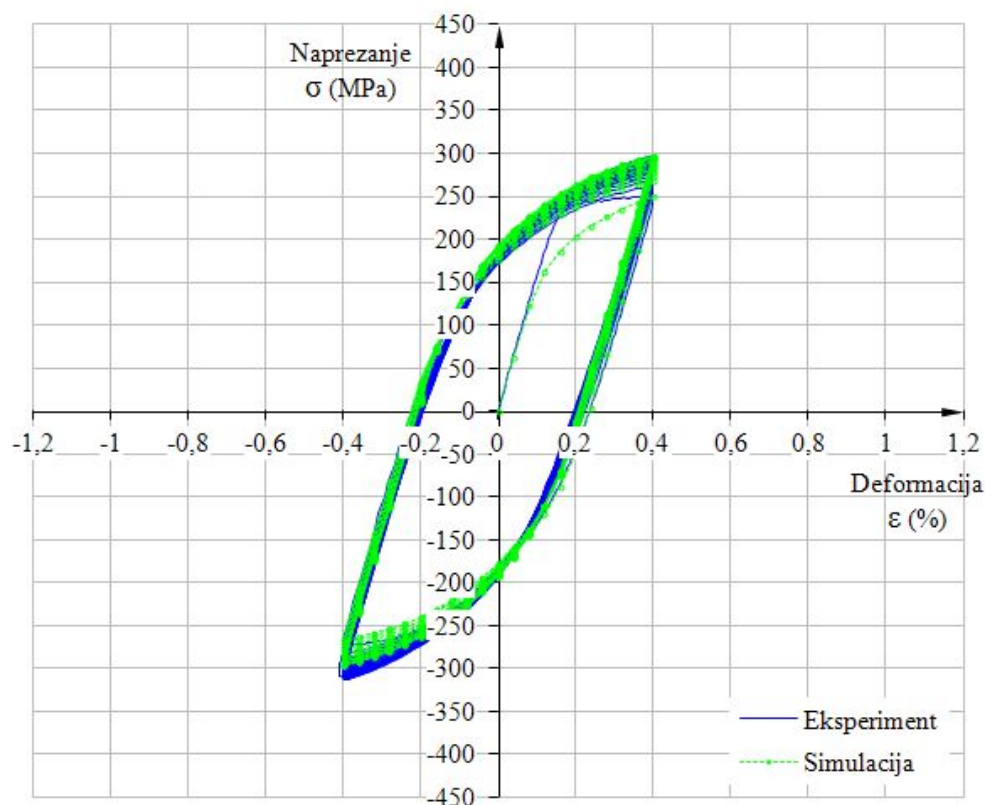
Slika 96. Usporedba simetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\epsilon_{amp} = \pm 0,8\%$ (Flotret)



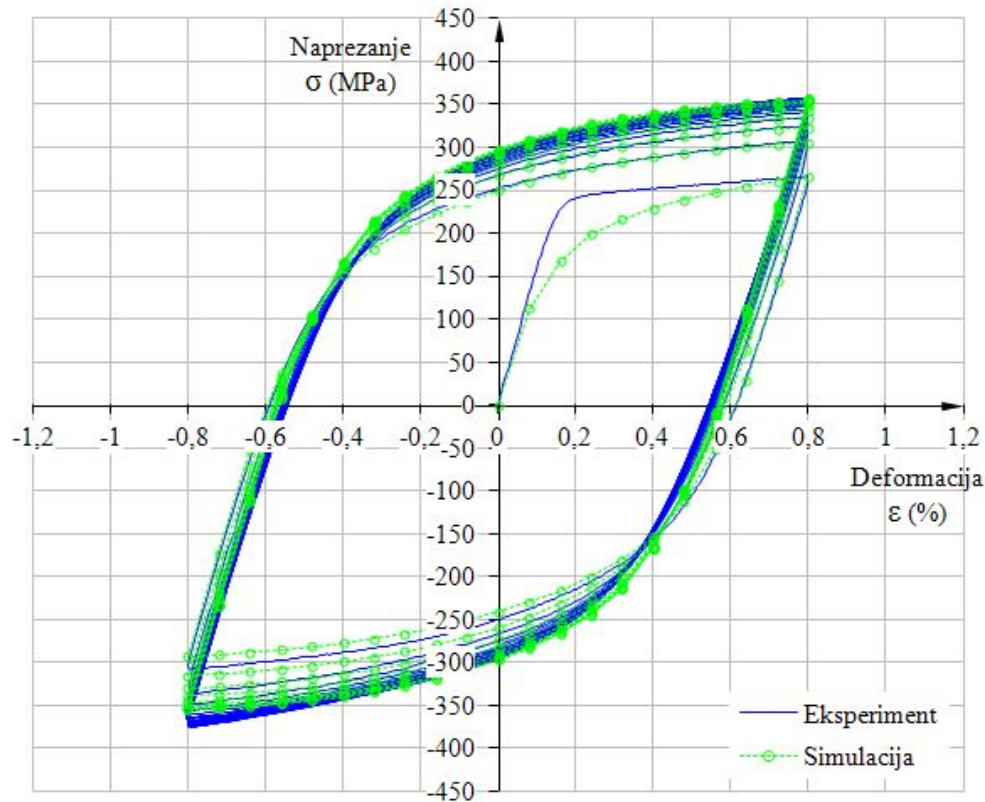
Slika 97. Usporedba simetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\epsilon_{amp} = \pm 1,2$ % (Flotret)



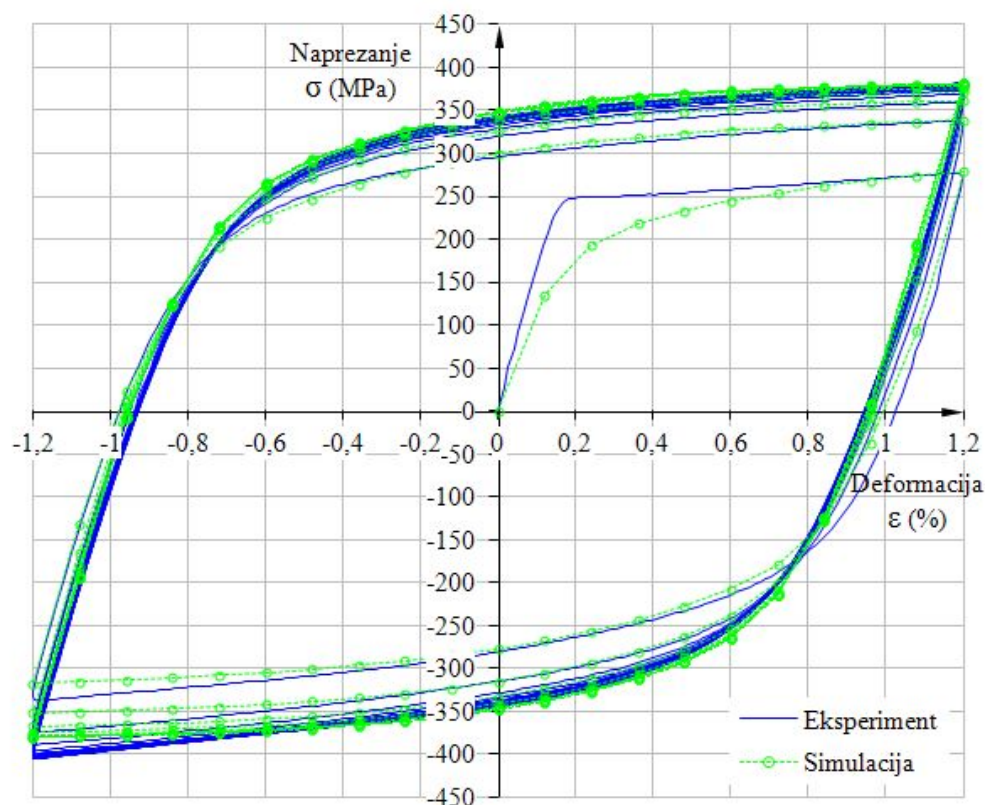
Slika 98. Usporedba asimetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\epsilon_{min/max} = 0/+1,6$ % (Flotret)



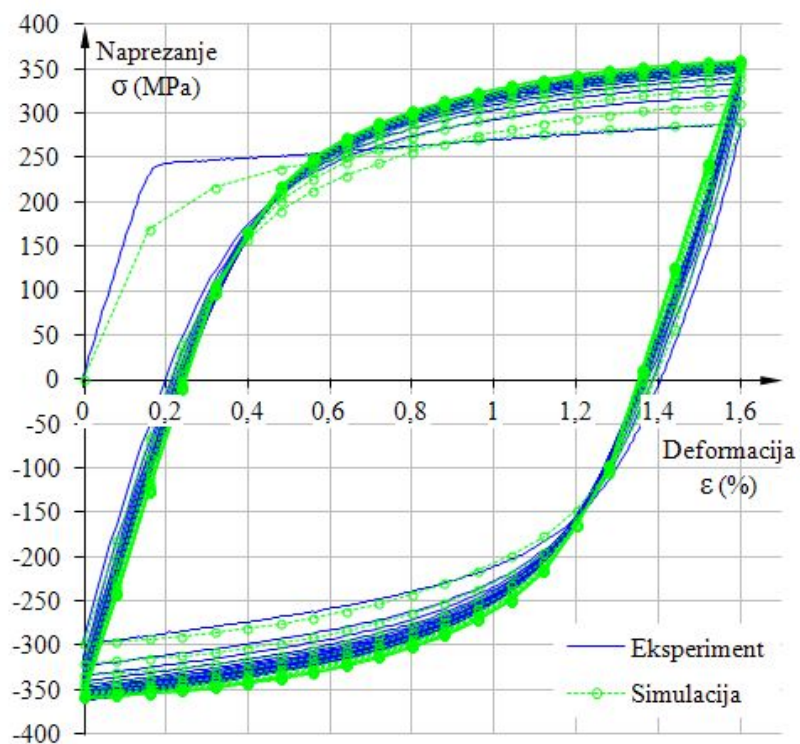
Slika 99. Usporedba simetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\epsilon_{amp} = \pm 0.4\%$ (Tundish)



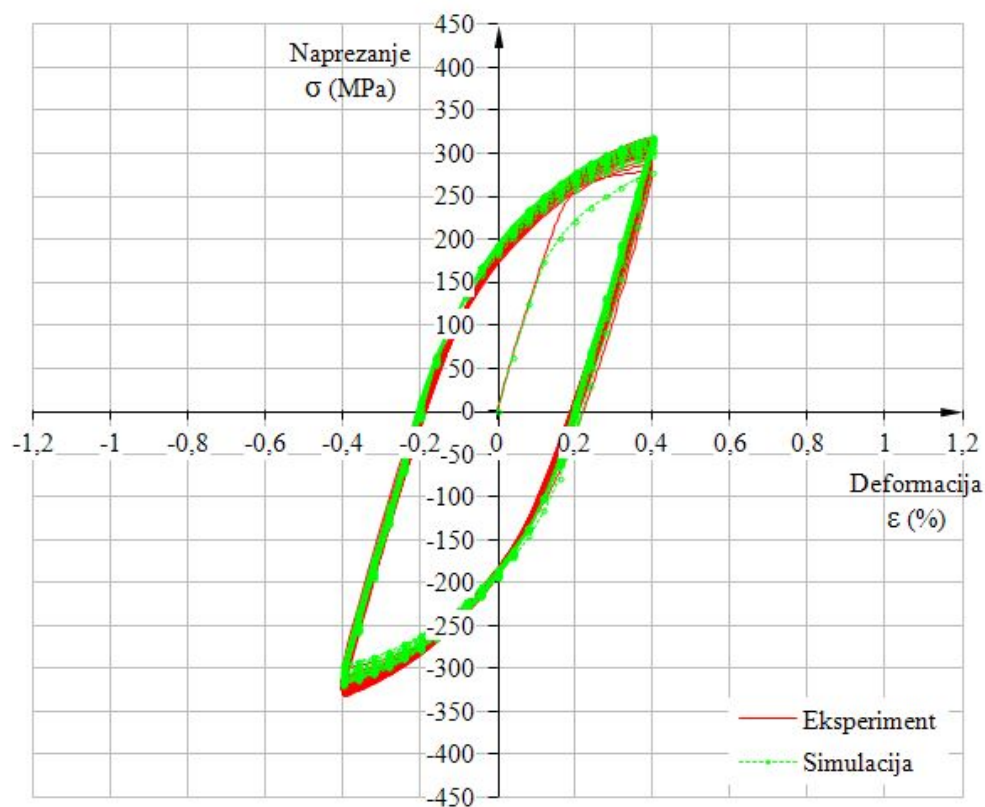
Slika 100. Usporedba simetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\epsilon_{amp} = \pm 0.8\%$ (Tundish)



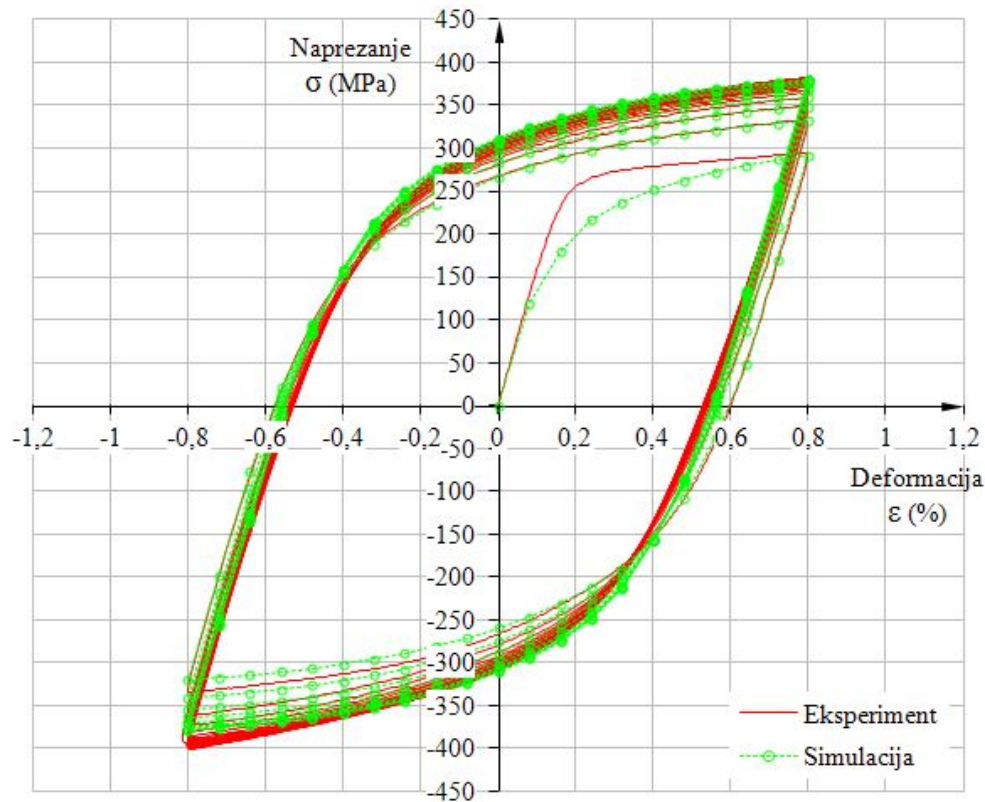
Slika 101. Usporedba simetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\epsilon_{amp} = \pm 1,2 \%$ (Tundish)



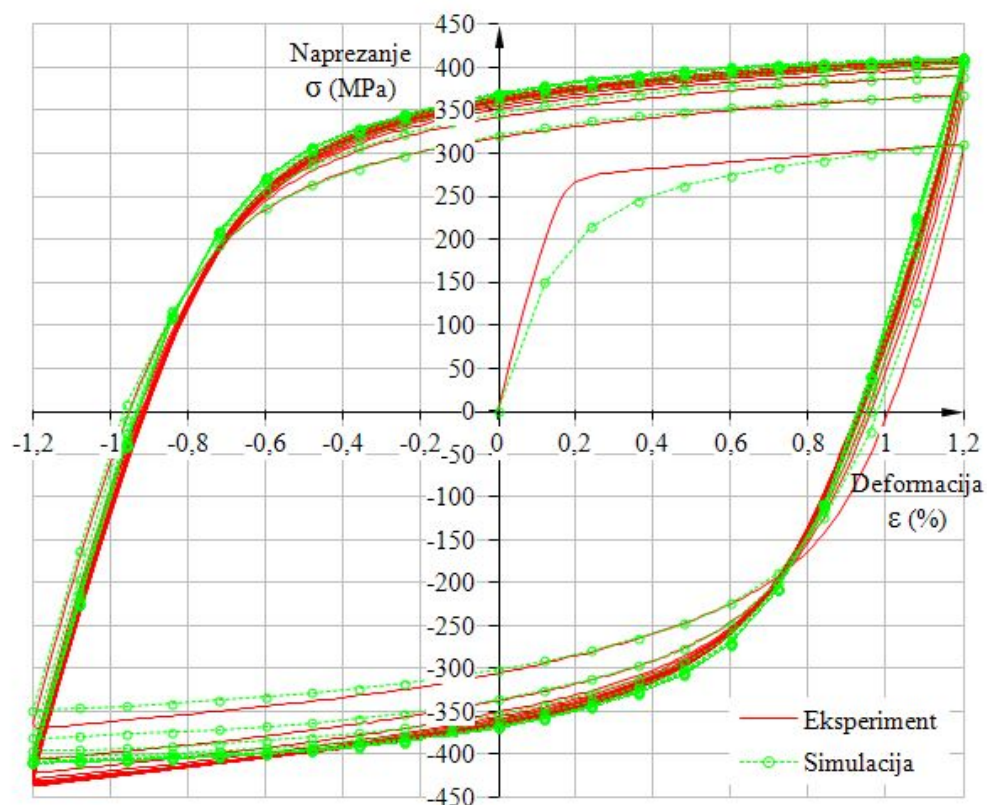
Slika 102. Usporedba asimetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\epsilon_{min/max} = 0/+1,6 \%$ (Tundish)



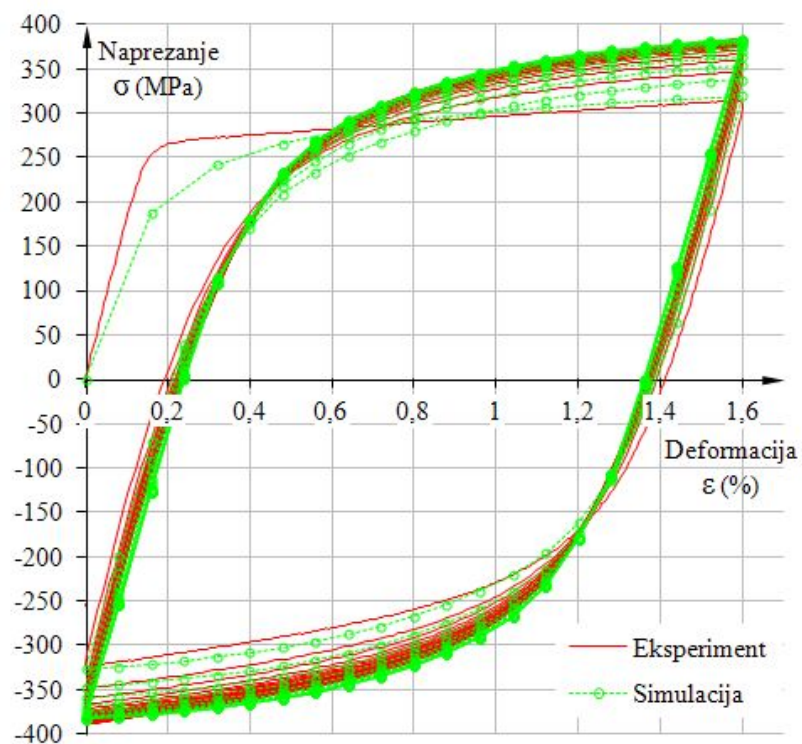
Slika 103. Usporedba simetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\varepsilon_{amp} = \pm 0.4\%$ (Inmould)



Slika 104. Usporedba simetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\varepsilon_{amp} = \pm 0.8\%$ (Inmould)



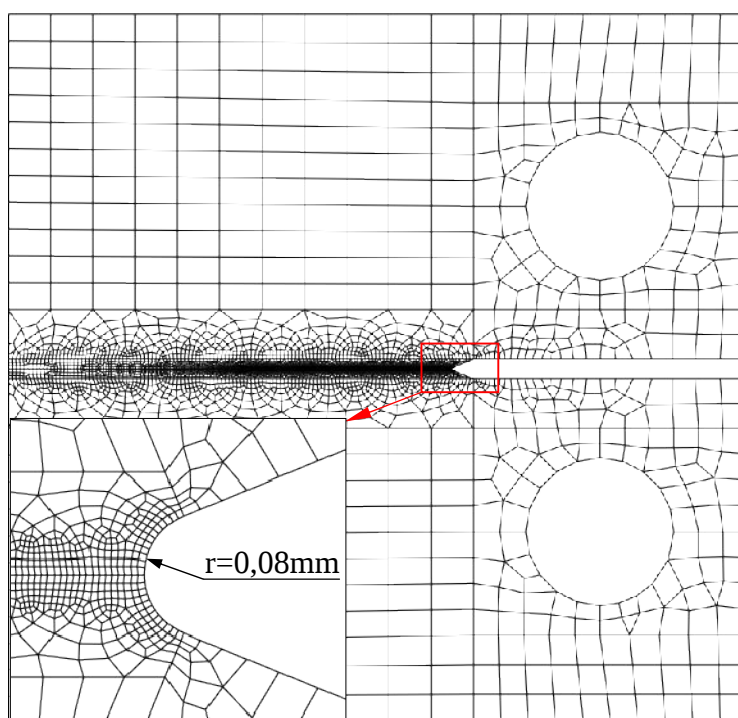
Slika 105. Usporedba simetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\epsilon_{amp} = \pm 1,2$ % (Inmould)



Slika 106. Usporedba asimetričnog ispitivanja i rezultata numeričke analize za $\epsilon_{min/max} = 0/+1,6$ % (Inmould)

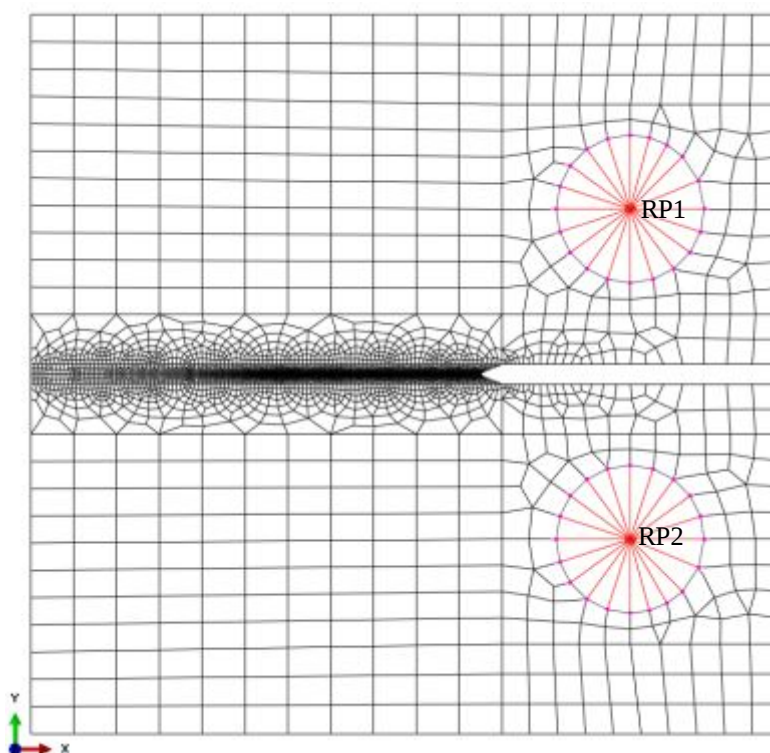
7.1.1. Numerički model CT epruvete

Algoritam za nastanak i rast oštećenja opisan u poglavlju 5.4. u kombinaciji s izvedenim algoritmom cikličke plastičnosti (iz poglavlja 6.1.) verificiran je simulacijom eksperimenta za nastanak i rast zamornih pukotina na CT epruveti prema [71]. Tipična mreža konačnih elemenata korištena u analizi prikazana je na slici 107 zajedno s uvećanim prikazom vrha zarez a polumjera $r=0,08$ mm koji je istovjetan onom na realnoj CT epruveti. Prema [76] preporuča se korištenje elemenata prvog reda, kao i usitnjene mreže konačnih elemenata oko vrha zarez a u iznosu od 1/10 vrijednosti polumjera zaobljenja. U konkretnom slučaju, veličina jedne stranice konačnog elementa u blizini vrha zarez a kao i u području pretpostavljenog rasta pukotine iznosi 0,008 mm. Kako bi opterećivanje CT epruvete i rast pukotine bilo što bolje simulirano, modelirana je cijela epruveta. Model epruvete diskretiziran je četverokutnim CPS4 i na pojedinim mjestima trokutastim, CPS3 elementima. Budući da se navedena analiza rasta pukotine uspoređivala s eksperimentalnim rezultatima gdje je rast pukotine praćen na površini epruvete gdje vlada ravninsko stanje naprezanja, u numeričkoj analizi su korišteni elementi koji opisuju ravninsko stanje naprezanja, odnosno CPS (CPS=*continuum plane stress*) elementi. Pritom vrijedi napomenuti kako je fronta pukotine tijekom rasta iste, relativno ravna te nema efekta „tuneliranja“ eng. *tunneling* [76] koje se javlja s izrazito naglašenim troosnim stanjem naprezanja, odnosno u uvjetima ravninskog stanja deformacije po sredini presjeka epruvete, koji je značajnije prisutan kod debljih epruveta.



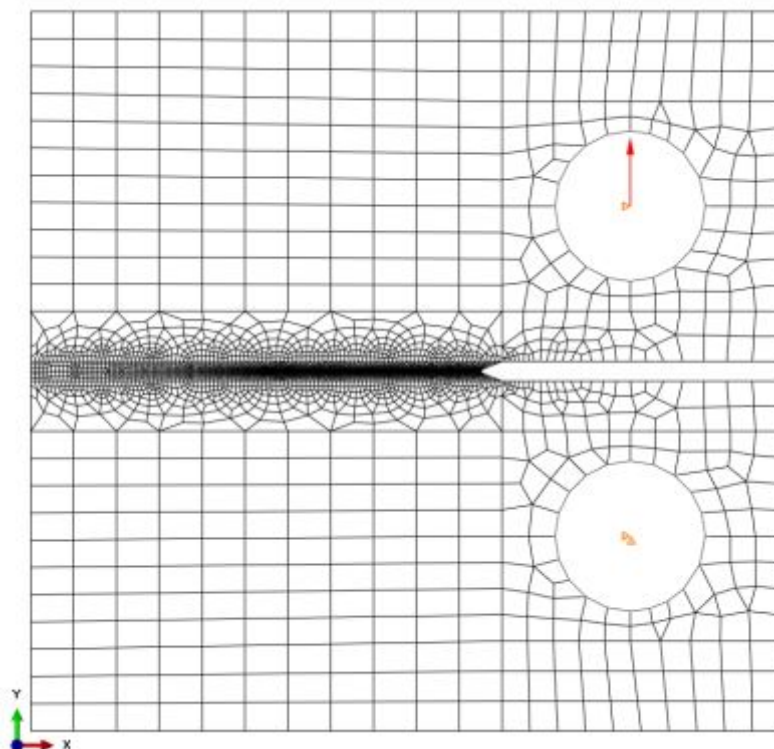
Slika 107. Diskretizirani proračunski model CT epruvete s uvećanjem vrha zarez a

Kako bi numerička simulacija bila što vjerodostojnija zahvat čeljusti kidalice i provrta CT epruvete simuliran je vezom grednih elemenata između referentne točke RP1 i RP2 u osi prihvata čeljusti (slika 108) i čvorova na obodu provrta epruvete. Takvo ograničenje predstavlja krutu vezu između čeljusti kidalice i CT epruvete, što odgovara realnoj slici eksperimenta. Rubni uvjeti pomaka dodijeljeni su na mjestima prihvata CT epruvete u čeljustima kidalice, u točkama RP1 i RP2 (slika 108). U referentnoj točki RP1 ograničen je pomak u smjeru osi x , dopuštajući pritom translaciju u smjeru osi y kao i njezinu rotaciju oko osi z , dok je referentnoj točki RP2 ograničen pomak u smjeru osi x i y , dopuštajući rotaciju oko osi z , što odgovara realnom slučaju cikličkog opterećivanja epruvete.



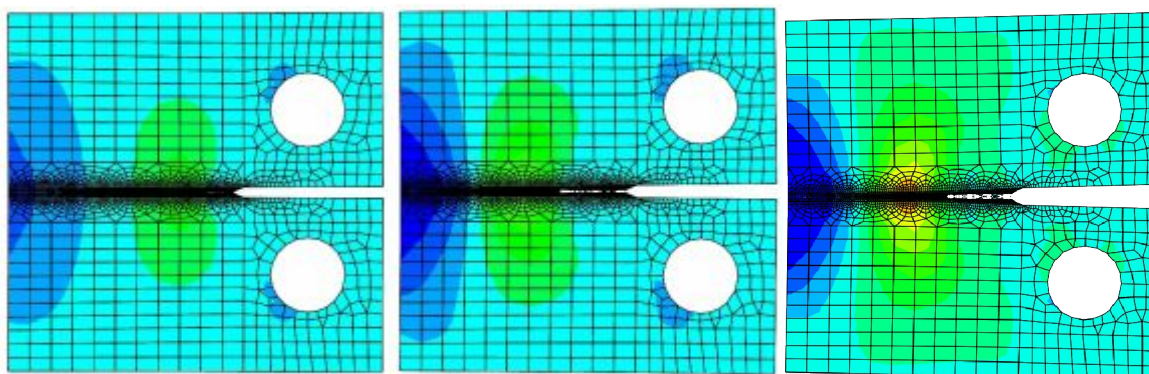
Slika 108. Rubni uvjeti pomaka proračunskog modela CT epruvete

Rubni uvjet opterećenja u obliku koncentrirane sile dodijeljen je referentnom čvoru RP1 u smjeru osi y , a prikazan je na slici 109 crvenom strelicom. Proračunski model CT epruvete na početku numeričke simulacije opterećen je silom koja odgovara srednjoj sili u eksperimentu (*Static step*), da bi nakon toga uslijedilo cikličko opterećivanje sinusoidalnim oblikom opterećivanja, frekvencije 10 Hz (*Direct cyclic, fatigue step*).



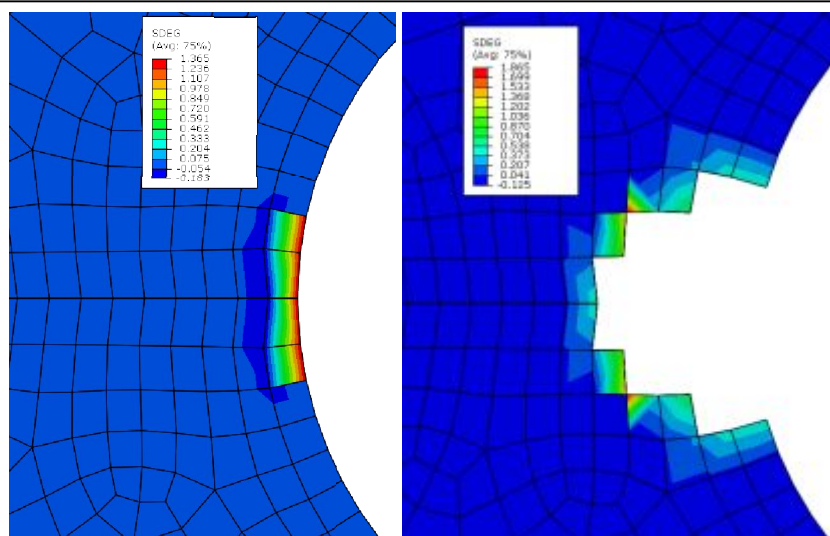
Slika 109. Rubni uvjet opterećenja proračunskog modela CT epruvete

Opterećenja korištena u numeričkoj analizi oštećenja odgovaraju kombinaciji opterećenja „A“, prema slici 62. Na primjeru opterećivanja kombinacijom „A“, pri omjeru $R=0,3$ epruveta se u početku statički opteretila do srednje vrijednosti sile od 7800 N, da bi se nakon toga ciklički opterećivala oko te srednje vrijednosti amplitudom sile 8400 N. U ovom radu se numerički simulirao rast oštećenja kod Tundish serije nodularnog lijeva te je tom prilikom korišten materijalni model s usrednjenim parametrima materijala. Primjer rasta oštećenja tj. pukotine prikazan je na slici 110, a okarakteriziran je varijablom oštećenja SDEG.

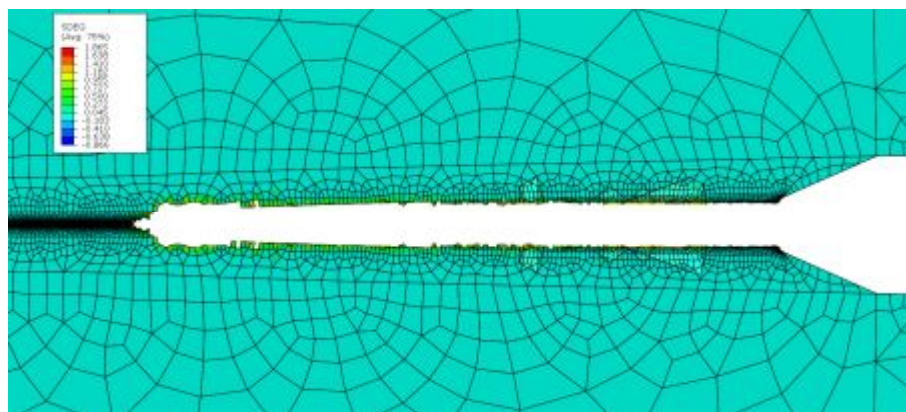


Slika 110. Numerički prikaz rasta pukotine u CT epruveti

Uvećani prikaz oštećenja vrha zareza CT epruvete, u trenutku nastanka inicijalne pukotine, prikazan je na slici 111a), dok je oštećenje epruvete s makro pukotinom na kraju cikličkog opterećivanja prikazano na slici 111b).



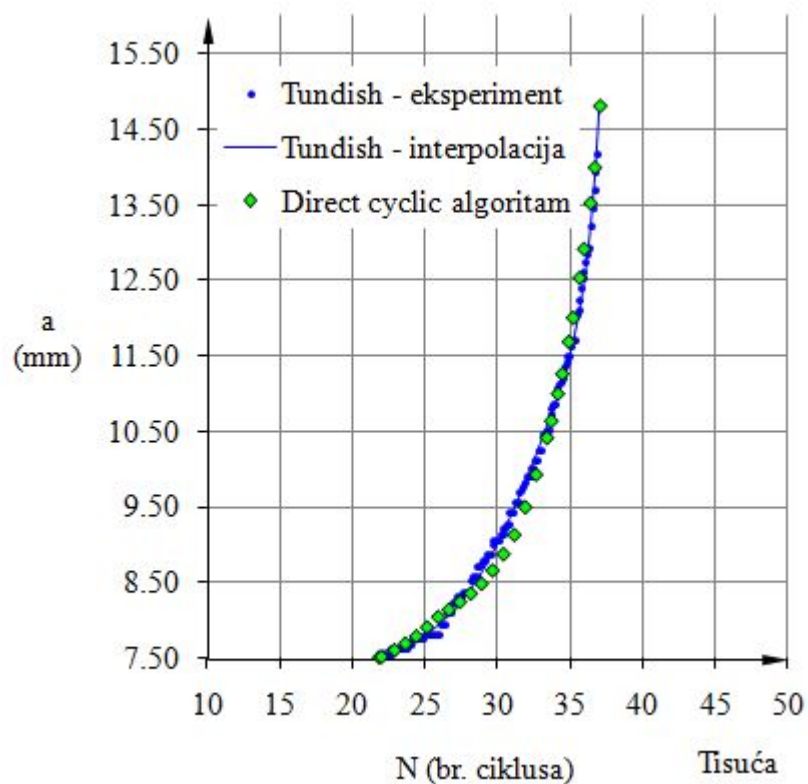
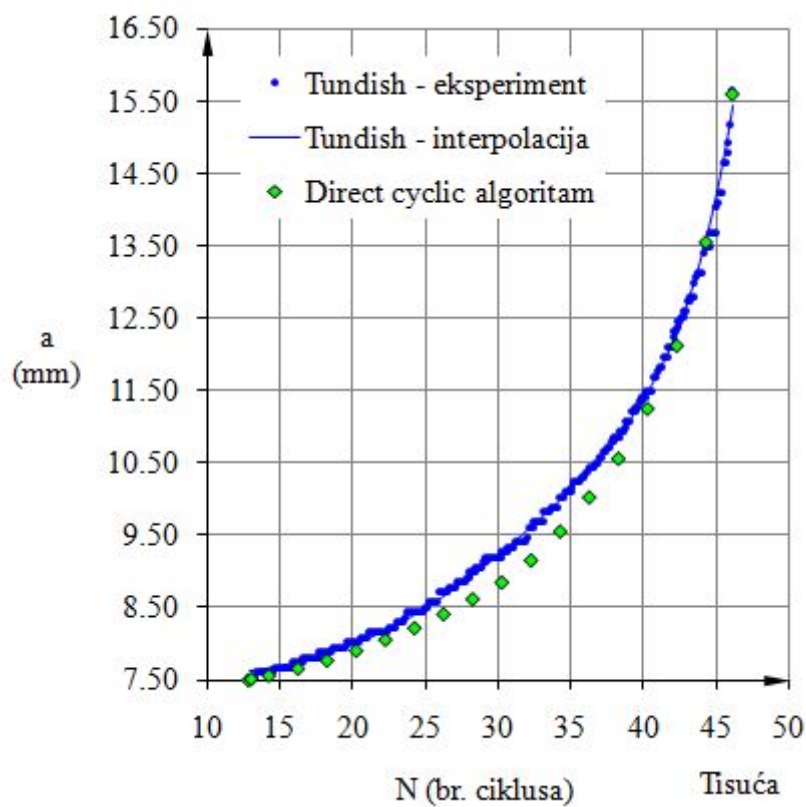
a)

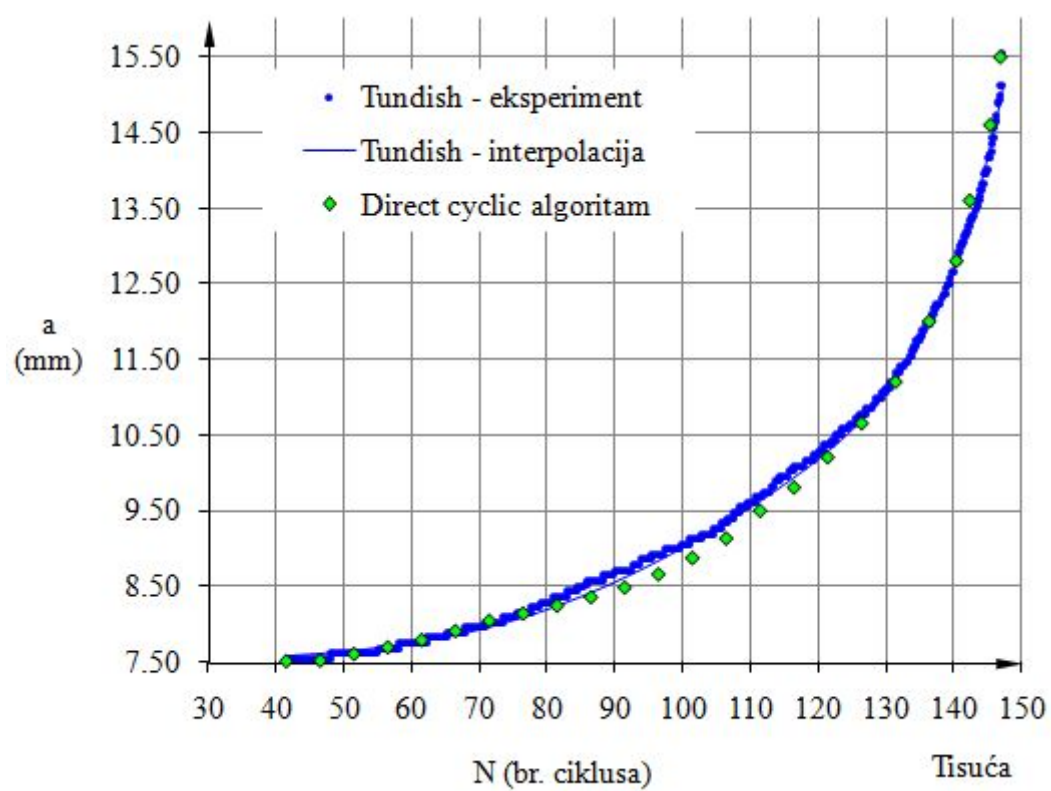


b)

Slika 111. Uvećani prikaz a) nastanka i b) rasta pukotine u CT epruveti

Na slikama 112-114 prikazana je usporedba numeričke direktne cikličke analize nastanka i rasta oštećenja i eksperimenta. Kao što je vidljivo sa slika, dobiveno je vrlo dobro podudaranje numeričkih i eksperimentalnih rezultata.

Slika 112. Usporedba numeričke analize rasta pukotine i eksperimenta za $R=0.1$ Slika 113. Usporedba numeričke analize rasta pukotine i eksperimenta za $R=0.3$



Slika 114. Usporedba numeričke analize rasta pukotine i eksperimenta za $R=0.5$

8. ZAKLJUČAK

U radu je provedeno eksperimentalno i numeričko modeliranje procesa deformiranja nodularnog lijeva koji se sve više upotrebljava za izradu kritičnih komponenti dinamički opterećenih konstrukcija. Cilj ovog rada bio je eksperimentalno i numerički istražiti deformacijske procese uslijed statičkog vlačnog i cikličkog opterećivanja kao i zamorno ponašanje nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT. Također se nastojalo istražiti i utjecaj mikrostrukture na procese nastanka i rasta oštećenja.

U okviru eksperimentalnih istraživanja detaljno je istražen utjecaj mikrostrukture na mehaničko ponašanje nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT. Da bi se mehaničko ponašanje materijala dovelo u vezu s mikrostrukturom materijala, u radu su analizirane četiri različite serije materijala dobivene različitim tehnologijama lijevanja. Različite serije materijala nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT dobivene su standardnim tehnološkim postupcima lijevanja, kao što su Flotret, Tundish i Inmould tehnologija, te primjenom jedne nestandardne tehnologije. Karakterizacija grafitne morfologije, kao i mikrostrukture matrice materijala obavljena je na velikom broju uzoraka za svaku seriju nodularnog lijeva.

U početnom dijelu eksperimentalnog istraživanja provedena su statička vlačna ispitivanja, te ciklička – simetrična i asimetrična ispitivanja na glatkim cilindričnim epruvetama. Ovisno o različitim mikrostrukturama, ovdje je istražen efekt cikličkog očvršćenja kao i općenito ponašanja materijala. Zaključeno je da, iako proizvedeni različitim tehnologijama lijevanja, sve četiri serije nodularnog lijeva pokazuju slično ponašanje obzirom na cikličko očvršćenje. Eksperimentalni rezultati pokazuju da veličina, oblik i raspodjela grafitnih nodula nemaju značajan utjecaj na cikličko očvršćenje materijala, ali igraju veliku ulogu u procesima iniciranja i rasta pukotina. U nastavku eksperimentalnog istraživanja proučavano je ponašanje ciklički opterećenog materijala nodularnog lijeva u blizini zareza. Istražen je nastanak i rast pukotina pod uvjetima različitih odnosa opterećivanja na CT i SENB epruvetama za sve četiri serije nodularnog lijeva. Rezultati pokazuju da veličina, oblik i raspodjela grafitnih nodula, kao i mikrostrukturne faze (ferit i perlit) imaju značajan utjecaj na zamorno ponašanje nodularnog lijeva.

Uzorci proizvedeni Flotret tehnologijom pokazuju najslabiji otpor ka širenju zamornih pukotina, dok Tundish serija nodularnog lijeva pokazuje najbolje rezultate. Obzirom na broj, oblik i veličinu grafitnih nodula kao i na udjel perlitne faze, može se zaključiti da veće nodule, nepravilnijeg oblika, bez obzira na udjel perlitne mikrostrukturne faze imaju nepovoljan utjecaj na zamorni životni vijek materijala. S druge strane, zabilježen je povoljan utjecaj pravilnog oblika nodula. Uzorci koji sadrže manje, pravilnije, te ravnomjernije raspoređene nodule, bez obzira na udjel perlitne mikrostrukturne faze imaju duži životni vijek uslijed cikličkog opterećivanja nego uzorci s većim, nepravilnijim nodulama i manjim udjelom perlitne faze.

Potvrđena je pretpostavka da veće nodule nepravilnijeg oblika, nepovoljno utječu na zamorno ponašanje materijala u usporedbi s većim brojem manjih nodula pravilnog oblika. Nadalje, rezultati pokazuju da perlitna mikrostrukturna faza ne utječe značajno na životni vijek u uvjetima zamora ukoliko njen udjel ne prelazi 10%.

Za analizu procesa iniciranja i mjerenje rasta zamornih pukotina na površini epruvete razvijena je nova optička metoda primjenom mjernog sustava Aramis. Za razliku od klasične metode mjerenja duljine pukotine pomoću mjernih traka, nova metoda omogućava detaljniju analizu procesa iniciranja i rasta makro pukotine, sve do konačnog sloma ispitne epruvete.

Na temelju eksperimentalnih rezultata predložen je konstitutivni model cikličke plastičnosti te su za sve četiri serije nodularnog lijeva određeni pripadni parametri materijala, što u literaturi nije napravljeno. Osim toga, određeni su parametri materijala za postojeće konstitutivne modele iz softverskog paketa Abaqus/Standard za iniciranje i rast oštećenja uslijed niskocikličkog zamora. Numeričkim istraživanjem težilo se konstitutivnim modelom što kvalitetnije opisati eksperimentalno dobivene rezultate. Na temelju eksperimentalnih rezultata iz vlastitih istraživanja, određeni su parametri materijala nodularnog lijeva potrebni za definiranje konstitutivnog modela cikličke plastičnosti.

Predložen je novi trodimenzijski kinematički materijalni model za opisivanje efekta cikličke plastičnosti, dok je algoritam iz [3] implementiran u formulaciju konačnih elemenata na razini materijalne točke korištenjem korisničke rutine, u softverski paket Abaqus. Kako bi se numerička simulacija čim više približila eksperimentalno dobivenim rezultatima, konstitutivni model se temelji na asocijativnom zakonu tečenja, von Misesovom kriteriju tečenja, te na nelinearnom izotropnom i kinematičkom očvršćenju uz pretpostavku izotermnog ponašanja

materijala. Za integraciju konstitutivnog modela numerički algoritam za probleme ljustaka, prikazan u [3] izveden je za trodimenzijski kinematički model i implementiran u softverski paket ABAQUS [4]. Točnost konstitutivnog modela i algoritma testirana je usporedbom eksperimentalnih i rezultata numeričke analize. U okviru numeričkih istraživanja primijenjen je model cikličke plastičnosti zajedno s kriterijima za nastanak i rast oštećenja, te implementiran u softver za numeričku analizu Abaqus/Standard. Numerički model primijenjen je i za analizu niskocikličkog zamornog oštećenja materijala.

Na primjerima opterećivanja epruveta sa zarezom istražila se brzina rasta kratkih pukotina u blizini zareza. Na temelju rezultata dobivenih s optičkim sustavom ARAMIS, omogućilo se verificiranje rezultata numeričke analize iniciranja i rasta oštećenja. Novi algoritmi omogućuju točniju analizu procesa deformiranja nodularnog lijeva u odnosu na algoritme iz literature. Na taj način se numeričkom simulacijom zamjenjuje značajno skuplji eksperiment.

8.1. Znanstveni doprinos

Istraživanje se temelji na mjerenjima na realnom materijalu koji se upotrebljava kao glavni konstrukcijski materijal kritičnih komponenti dinamički opterećenih konstrukcija.

Najvažniji doprinosi rada:

- Istražen je i prikazan utjecaj broja, veličine i oblika nodula, kao i udjela perlitne faze u feritnoj matrici na statičko vlačno ponašanje, simetrično i asimetrično cikličko ponašanje, lomnu žilavost, te proces zamornog iniciranja i rasta pukotine u nodularnom lijevu EN-GJS-400-18-LT.
- Na temelju eksperimentalnih rezultata predložen je konstitutivni model cikličke plastičnosti te su za sve četiri analizirane serije nodularnog lijeva određeni pripadni parametri materijala.
- Određeni su parametri materijala za postojeće konstitutivne modele iz softverskog paketa Abaqus/Standard za iniciranje i rast oštećenja uslijed niskocikličkog zamora.
- Razvijena je nova optička metoda za analizu procesa iniciranja i mjerenje rasta makro pukotina na površini epruvete tijekom lomno-mehaničkog ispitivanja materijala.

- Postojeći numerički algoritam za integriranje konstitutivnog modela cikličke plastičnosti ljuskastih konstrukcija izveden je za trodimenzijski konstitutivni model te je implementiran u formulaciju konačnih elemenata.
- Predloženi numerički algoritam omogućuje realno modeliranje procesa deformiranja nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT.

Na kraju je potrebno istaknuti da rezultati i zaključci koji su proizašli iz provedenih eksperimentalnih istraživanja doprinose definiranju mikrostrukture nodularnog lijeva s optimalnim mehaničkim svojstvima, točnijem definiranju kriterija za ocjenu prihvatljivosti pukotine u materijalu te procesu projektiranja i planiranju kontrolnih pregleda konstrukcijskih komponenata izrađenih od nodularnog lijeva oznake EN-GJS-400-18-LT. Osim toga, novi numerički algoritmi omogućuju realnu analizu procesa iniciranja i rasta oštećenja u nodularnom lijevu. Rezultati rada predstavljaju osnovu za razvoj novih numeričkih algoritama za modeliranje na više razina (*multiscale* metode) kod kojih rezultati dobiveni simulacijom reprezentativnog volumenskog elementa heterogenog materijala na mikrorazini, nakon provođenja računalne homogenizacije služe kao ulaz u model na kontinuumskoj makrorazini. Posebno je značajno da je istraživanje provedeno u skladu s razvojnim potrebama tvrtke KONČAR Institut za elektrotehniku te da će se rezultati istraživanja primijeniti u razvoju novih vjetroelektrana.

8.2. Buduće smjernice

Buduće smjernice za nastavak istraživanja mogu se sažeti sljedećim iskustvenim zaključcima. U okviru numeričke analize predlaže se istraživanje različitih, iz literature dostupnih, modela cikličke plastičnosti, te usporedba takvih modela s izloženim eksperimentalnim rezultatima. Spuštanje na niže dimenzijske razine tj. s razine mehanike kontinuuma na područje mikromehanike. Na mikro razini definirati mehaničke parametre konstituenata nodularnog lijeva. Unaprijediti eksperiment spuštanjem na mikro razinu, iskoristivši pritom morfologiju materijala za primjenu korelacijske analize (*DIC*). Analizirati mikro-mehanizme nastanka i rasta pukotine, te ponašanja iste u blizini diskontinuiteta (grafitnih nodula). Također, sugerira se nastavak razvoja kriterija oštećenja u sprezi s modelima cikličke plastičnosti za višeosno stanje naprezanja.

8.3. Završna riječ

Ovim radom ne samo da je eksperimentalno i numerički istraženo statičko, cikličko, te lomno-mehaničko ponašanje materijala nodularnog lijeva EN-GJS-400-18-LT, nego je to učinjeno za četiri različite serije tog materijala, analiziravši pritom utjecaje koje određene karakteristike svake serije imaju na pojedino karakteristično ponašanje materijala. Pored toga kao posljedica opsežnog i detaljnog istraživanja razvijena je nova optička metoda za identifikaciju nastanka i praćenje rasta makro pukotina.

LITERATURA

- [1] J. L. Chaboche, G. Cailletaud, Integration methods for complex plastic constitutive equations. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 133, 1-2, 125-155, 1996.
- [2] J. Sorić, Z. Tonković, W. B. Krätzig, A new formulation of numerical algorithms for modelling of elastoplastic cyclic response of shell-like structures. *Computers & Structures*, 78, 1-3, 161-168, 2000.
- [3] Z. Tonković, J. Sorić, I. Skozrit, On Numerical Modeling of Cyclic Elastoplastic Response of Shell Structures. *Computer Modeling in Engineering & Sciences*, 26, 2, 75-90, 2008.
- [4] ABAQUS, Abaqus Software. Version 6.10, Dassault Systèmes Simulia Corp., Providence, RI, USA, 2010.
- [5] N. Gubeljak, D. Semenski, N. Drvar, J. Predan, D. Kozak, M. Oblak, Object Grating Method Application in Strain Determination on CTOD Tests. *Strain*, 42, 2, 81-87, 2006.
- [6] N. Gubeljak, M. D. Chapetti, J. Predan, J. D. Landes, CTOD-R curve construction from surface displacement measurements. *Engineering Fracture Mechanics*, 78, 11, 2286-2297, 2011.
- [7] S. Daneshpour, J. Dyck, V. Ventzke, N. Huber, Crack retardation mechanism due to overload in base material and laser welds of Al alloys. *International Journal of Fatigue*, 0, 2011.
- [8] S. Daneshpour, M. Koçak, S. Langlade, M. Horstmann, Effect of overload on fatigue crack retardation of aerospace Al-alloy laser welds using crack-tip plasticity analysis. *International Journal of Fatigue*, 31, 10, 1603-1612, 2009.
- [9] S. Henkel, D. Holländer, M. Wünsche, H. Theilig, P. Hübner, H. Biermann, S. Mehringer, Crack observation methods, their application and simulation of curved fatigue crack growth. *Engineering Fracture Mechanics*, 77, 11, 2077-2090, 2010.
- [10] L. Llopart Prieto, Modelling And Analysis Of Crack Turning On Aeronautical Structures. Doctoral Thesis, Universitat Politècnica de Catalunya. Departament de Ciència dels Materials i Enginyeria Metal·lúrgica, Barcelona, 2007.
- [11] C. Guillemer-Neel, V. Bobet, M. Clavel, Cyclic deformation behaviour and Bauschinger effect in ductile cast iron. *Materials Science and Engineering: A*, 272, 2, 431-442, 1999.
- [12] P. Minnebo, K. F. Nilsson, D. Blagoeva, Tensile, Compression and Fracture Properties of Thick-Walled Ductile Cast Iron Components. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 16, 1, 35-45, 2007.
- [13] H. Q. Xue, E. Bayraktar, C. Bathias, Damage mechanism of a nodular cast iron under the very high cycle fatigue regime. *Journal of Materials Processing Technology*, 202, 1-3, 216-223, 2008.
- [14] N. Costa, N. Machado, F. S. Silva, Influence of Graphite Nodules Geometrical Features on Fatigue Life of High-Strength Nodular Cast Iron. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 17, 3, 352-362, 2008.
- [15] N. Costa, N. Machado, F. S. Silva, A new method for prediction of nodular cast iron fatigue limit. *International Journal of Fatigue*, 32, 7, 988-995, 2010.

-
- [16] F. Iacoviello, O. Di Bartolomeo, V. Di Cocco, V. Piacente, Damaging micromechanisms in ferritic-pearlitic ductile cast irons. *Materials Science and Engineering: A*, 478, 1-2, 181-186, 2008.
- [17] B. Šamec, I. Potrč, M. Šraml, Low cycle fatigue of nodular cast iron used for railway brake discs. *Engineering Failure Analysis*, 18, 6, 1424-1434, 2011.
- [18] M. Shirani, G. Härkegård, Fatigue life distribution and size effect in ductile cast iron for wind turbine components. *Engineering Failure Analysis*, 18, 1, 12-24, 2011.
- [19] M. Shirani, G. Härkegård, N. Morin, Fatigue life prediction of components made of spheroidal graphite cast iron. *Procedia Engineering*, 2, 1, 1125-1130, 2010.
- [20] H. R. Zambrano, G. Härkegård, Self-arresting fatigue cracks at notches in nodular cast iron. *Procedia Engineering*, 2, 1, 1531-1537, 2010.
- [21] P. Hübner, H. Schlosser, G. Pusch, H. Biermann, Load history effects in ductile cast iron for wind turbine components. *International Journal of Fatigue*, 29, 9-11, 1788-1796, 2007.
- [22] G. Pusch, Bruchmechanische Kennwerte von Gusseisen. *Konstruieren + gießen*, 33, 2-34, 2008.
- [23] H. Stroppe, G. Pusch, A. Ludwig, *Giessereiforschung*, 54, 4, 115-120, 2002.
- [24] T. Mottitschka, G. Pusch, H. Biermann, L. Zybelle, M. Kuna, Influence of overloads on the fatigue crack growth in nodular cast iron: experiments and numerical simulation. *Procedia Engineering*, 2, 1, 1557-1567, 2010.
- [25] P. Čanžar, Z. Tonković, A. Bakić, J. Kodvanj, Experimental and Numerical Investigation of Fatigue Behaviour of Nodular Cast Iron. *Key Engineering Materials - Advances in Fracture and Damage Mechanics*, X, 488 - 489, 182-185, 2011.
- [26] P. Čanžar, Z. Tonković, A. Bakić, J. Kodvanj, Low-cycle Fatigue Behaviour of Nodular Cast Iron: Experiments and Numerical Modelling. *Proceedings of 2nd International Conference of Engineering Against Fracture*, Mykonos, Greece, 2011.
- [27] F. Ding, M. Feng, Y. Jiang, Modeling of fatigue crack growth from a notch. *International Journal of Plasticity*, 23, 7, 1167-1188, 2007.
- [28] F. Fan, S. Kalnaus, Y. Jiang, Modeling of fatigue crack growth of stainless steel 304L. *Mechanics of Materials*, 40, 11, 961-973, 2008.
- [29] Y. Jiang, J. Zhang, Benchmark experiments and characteristic cyclic plasticity deformation. *International Journal of Plasticity*, 24, 9, 1481-1515, 2008.
- [30] S. Kalnaus, F. Fan, Y. Jiang, A. K. Vasudevan, An experimental investigation of fatigue crack growth of stainless steel 304L. *International Journal of Fatigue*, 31, 5, 840-849, 2009.
- [31] B. Li, L. Reis, M. de Freitas, Simulation of cyclic stress/strain evolutions for multiaxial fatigue life prediction. *International Journal of Fatigue*, 28, 5-6, 451-458, 2006.
- [32] J. Lemaitre, R. Desmorat, *Engineering damage mechanics ductile, creep, fatigue, and brittle failures*, Vol. XXIII, Springer, 2005.
- [33] P. J. Armstrong, C. O. Frederick, A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect. *Materials at High Temperatures*, 24, 1-26, 1966.
- [34] J. L. Chaboche, Time-independent constitutive theories for cyclic plasticity. *International Journal of Plasticity*, 2, 2, 149-188, 1986.
- [35] Y. F. Dafalias, E. P. Popov, Plastic Internal Variables Formalism of Cyclic Plasticity. *Journal of Applied Mechanics*, 43, 4, 645-651, 1976.
- [36] R. D. Krieg, A Practical Two Surface Plasticity Theory. *Journal of Applied Mechanics*, 42, 3, 641-646, 1975.
- [37] Z. Mroz, On the description of anisotropic workhardening. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 15, 163-175, 1967.
-

-
- [38] O. Watanabe, S. N. Atluri, Constitutive modeling of cyclic plasticity and creep, using an internal time concept. *International Journal of Plasticity*, 2, 2, 107-134, 1986a.
- [39] M. Akamatsu, K. Nakane, N. Ohno, An Implicit Integration Scheme for a Nonisothermal Viscoplastic, Nonlinear Kinematic Hardening Model. *Computer Modeling in Engineering & Sciences, CMES*, 10, 3, 217-228, 2005.
- [40] F. Auricchio, R. L. Taylor, A generalized elastoplastic plate theory and its algorithmic implementation. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 37, 15, 2583-2608, 1994.
- [41] F. Auricchio, R. L. Taylor, J. Lubliner, Application of return map algorithm to plasticity models. In: D. R. J. Owen; E. Onate (eds) *Computational Plasticity, Fundamentals and Applications*. Pineridge Press, Swansea, 2229-2248, 1992.
- [42] I. Doghri, Fully implicit integration and consistent tangent modulus in elasto-plasticity. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 36, 22, 3915-3932, 1993.
- [43] S. Hartmann, P. Haupt, Stress computation and consistent tangent operator using non-linear kinematic hardening models. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 36, 22, 3801-3814, 1993.
- [44] S. Hartmann, M. Kamlah, A. Koch, Numerical aspects of a non-proportional cyclic plasticity model under plane stress conditions. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 42, 8, 1477-1498, 1998.
- [45] O. S. Hopperstad, S. Remseth, A return mapping algorithm for a class of cyclic plasticity models. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 38, 4, 549-564, 1995.
- [46] J. Lubliner, R. L. Taylor, F. Auricchio, A new model of generalized plasticity and its numerical implementation. *International Journal of Solids and Structures*, 30, 22, 3171-3184, 1993.
- [47] J. Sorić, U. Montag, W. B. Krätzig, An efficient formulation of integration algorithms for elastoplastic shell analysis based on layered finite element approach. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 148, 3-4, 315-328, 1997.
- [48] S. Pommier, P. Bompard, Bauschinger effect of alloys and plasticity-induced crack closure: a finite element analysis. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 23, 2, 129-139, 2000.
- [49] S. Pommier, A study of the relationship between variable level fatigue crack growth and the cyclic constitutive behaviour of steel. *International Journal of Fatigue*, 23, Supplement 1, 0, 111-118, 2001.
- [50] S. Pommier, Cyclic plasticity and variable amplitude fatigue. *International Journal of Fatigue*, 25, 9-11, 983-997, 2003.
- [51] J. Lubliner, A simple model of generalized plasticity. *International Journal of Solids and Structures*, 28, 6, 769-778, 1991.
- [52] N. Phani Kumar V.V, A return mapping algorithm for cyclic viscoplastic constitutive models. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 195, 1-3, 148-178, 2006.
- [53] Krak-Gage, Fractomat, <http://www.krak-gage.com>.
- [54] EN, 1563: European standard for spheroidal graphite cast irons. 1997.
- [55] <http://www.ductile.org>, 2011.
- [56] Inženjerski priručnik 4, proizvodno strojarstvo, prvi svezak: materijali. Zagreb, Školska knjiga, 1998.
- [57] T. Filetin, F. Kovačiček, J. Indof, Svojstva i primjena materijala. IV izdanje, FSB, Zagreb, 2007.
- [58] I. Katavić, Ljevarstvo. Tehnički fakultet Sveučilišta u Rijeci, Rijeka, 2001.
-

-
- [59] J. R. Davis, (Ed.), ASM Specialty Handbook – Cast Irons. ASM International, Metals Park, Ohio, 1996.
- [60] S. I. Karsay, Ductile iron production. Quebec Iron and Titanium Corp., 111, 1967.
- [61] F. Neumann, Gusseisen, Schmelztechnik, Metallurgie, Schmelzbehandlung. Expert Verlag, 2, 1999.
- [62] ASTM Standard A536 - 84 Standard Specification for Ductile Iron Castings, 2009.
- [63] P. Clement, J. P. Angeli, A. Pineau, Short crack behaviour in nodular cast iron. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 7, 4, 251-265, 1984.
- [64] B. Stokes, N. Gao, P. A. S. Reed, Effects of graphite nodules on crack growth behaviour of austempered ductile iron. Materials Science and Engineering: A, 445-446, 0, 374-385, 2007.
- [65] J. C. Russ, The Image Processing Handbook. FL: CRC Press, Boca Raton, 1995.
- [66] ASTM Standard E606: Standard Practice for Strain-Controlled Fatigue Testing, 2002.
- [67] DIN 50125 Prüfung metallischer Werkstoffe - Zugproben, 2009.
- [68] fe-safe, Fatigue Theory Reference Manual. safe technology, 2, 2002.
- [69] MATLAB, Matlab manuals. Version 7.5 Release 2010a, The MathWorks, Inc. 2010.
- [70] J. Eufinger, T. Bruder, A. Heinrietz, H. Hanselka, An engineering approach to fatigue analysis based on elastic-plastic fracture mechanics. First IJFatigue & FFEMS Joint Workshop Characterisation of Crack Tip Stress Fields, 34-41, 2011.
- [71] ASTM Standard E647: Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates, 2002.
- [72] ASTM Standard E1820-01: Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness. Annual Book of ASTM Standards, Section 3, Volume 03.01, 2002.
- [73] Aramis, GOM GmbH, <http://gom.com>.
- [74] <http://www.krak-gage.com/pricelist.html>.
- [75] KRAK-GAGE® Indirect Potential Drop Technique - Patented Technology.
- [76] T. L. Anderson, Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications. Structural Reliability Technology, CRC Press, Boulder, Colorado, USA, 2005.
- [77] Z. Tonković, I. Skozrit, I. Alfirević, Influence of flow stress choice on the plastic collapse estimation of axially cracked steam generator tubes. Nuclear Engineering and Design, 238, 7, 1762-1770, 2008.
- [78] M. Franz, Mehanička svojstva materijala. Udžbenici Sveučilišta u Zagrebu, Zagreb, 2005.
- [79] R. I. Stephens, A. Fatemi, R. R. Stephens, H. O. Fuchs, Metal Fatigue in Engineering. WILEY-INTERSCIENCE Publication, New York, 2001.
- [80] J.-L. Doong, J.-R. Hwang, H.-S. Chen, The influence of pearlite fraction on fracture toughness and fatigue crack growth in nodular cast iron. Journal of Materials Science, 21, 3, 871-878, 1986.
- [81] NASGRO, Fracture Mechanics and Fatigue Crack Growth Analysis Software. v5.0, NASA-JSC and Southwest Research Institute, 2006.
- [82] P. Paris, F. Erdogan, A Critical Analysis of Crack Propagation Laws. Journal of Basic Engineering, 85, 1963.
- [83] K. Walker, The Effect of Stress Ratio During Crack Propagation and Fatigue for 2024-T3 and 7075-T6 Aluminum, Effects of Environment and Complex Load Histories on Fatigue Life. ASTM STP 462, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA, 1970.
- [84] D. J. Klingerman, K. H. Frank, J. W. Fisher, Low Cycle Fatigue - Fatigue Crack Growth In A36 Steel. Fritz Engineering Laboratory Report No. 358.31, 1971.
- [85] N. Shiramine, K. Shimizu, T. Narita, T. Noguchi, Influence of Graphite Nodule Size on the Impact Properties of Spheroidal Graphite Cast Iron. Hokkaido University, 1990.
-

-
- [86] M. Husnjak, *Mehanika loma - bilješke s predavanja*. FSB.
- [87] K. Van Minnebruggen, D. Van Puyvelde, W. De Waele, M. Verstraete, S. Hertele, R. Denys, Implementation of an unloading compliance procedure for measurement of crack growth in pipeline steel. *Sustainable construction and design*, 2, 397-406, 2011.
- [88] J. P. Monchoux, C. Verdu, R. Fougères, Effect of a ferritization heat treatment on the fracture toughness of ferritic spheroidal graphite cast iron. *Scripta Materialia*, 42, 11, 1047-1052, 2000.
- [89] J. Sorić, U. Montag, W. B. Krätzig, On the increase of computational algorithm efficiency for elasto-plastic shell analysis. *Engineering Computations* (Swansea, Wales), 14, 1, 75-97, 1997.
- [90] Z. Tonković, *Izvod konačnog elementa za analizu elastoplastičnog ponašanja ljuskastih konstrukcija*. Doktorska disertacija, FSB, Zagreb, 1998.
- [91] P. Čanžar, Z. Tonković, A. Bakić, J. Kodvanj, Modelling of cyclic plasticity and crack propagation. *Key Engineering Materials*, 452-453, 825-828, 2010.
- [92] I. Alfiredić, *Uvod u tenzore i mehaniku kontinuuma*. Golden marketing, Zagreb, 2003.
- [93] J. L. Chaboche, G. Rousselier, On the Plastic and Viscoplastic Constitutive Equations. *Journal of Pressure Vessel Technology*, 105, 153-164, 1983.
- [94] O. Watanabe, S. N. Atluri, Internal time, general internal variable, and multi-yield-surface theories of plasticity and creep: A unification of concepts. *International Journal of Plasticity*, 2, 1, 37-57, 1986b.
- [95] J. Sorić, *Metoda konačnih elemenata*. Golden marketing - Tehnička knjiga, Zagreb, 2004.
- [96] ABAQUS, *Abaqus Documentation*. Version 6.10, Dassault Systèmes Simulia Corp., Providence, RI, USA, 2010.
- [97] R. Darveaux, Effect of Simulation Methodology on Solder Joint Crack Growth Correlation and Fatigue Life Prediction. *Journal of Electronic Packaging*, 124, 3, 147-154, 2002.
- [98] J. H. Lau, S. H. Pan, C. Chang, A New Thermal-Fatigue Life Prediction Model for Wafer Level Chip Scale Package (WLCSP) Solder Joints. *Journal of Electronic Packaging*, 124, 3, 212-220, 2002.

PRILOG A

A1 Eksperimentalno i numeričko modeliranje zamornog ponašanja aluminijske legure AlCu5BiPb-T8 [91]

U okviru paralelnog istraživanja prikazani su rezultati eksperimentalnog i numeričkog istraživanja niskocikličkog zamora provedenog na aluminijskoj leguri AlCu5BiPb-T8. Eksperimentom su obuhvaćena statička vlačna ispitivanja, simetrična i asimetrična ciklička ispitivanja, kao i ispitivanje lomne žilavosti i rasta zamorne pukotine u materijalu. U okviru numeričkog modeliranja određeni su parametri materijala za konstitutivni model cikličke plastičnosti. Materijalni model se temelji na više-komponentnom obliku izotropnih i kinematičkih varijabli očvršćenja uz von Misesov kriterij tečenja. Numerički algoritam je implementiran u programski paket Abaqus [4], te je primijenjen za analizu rasta pukotine u blizini zareza.

A1.1 Uvod

Za što realnije modeliranje cikličkog ponašanja materijala potrebno je provoditi ispitivanja i s promjenljivim amplitudama opterećenja. Da bi se numeričkim simulacijama u što većoj mjeri približilo eksperimentalno dobivenim rezultatima, potrebno je što točnije definirati konstitutivne jednadžbe materijala i numeričke algoritme za njihovo rješavanje [27, 28].

U prilogu ovog rada dan je prikaz rezultata eksperimentalnih i numeričkih istraživanja koja su se izvodila s ciljem modeliranja procesa iniciranja i rasta zamorne pukotine u aluminijskoj leguri AlCu5BiPb-T8. Eksperimenti su provedeni na epruvetama sa i bez zareza na dinamičkoj kidalici (LFV 50-HH; Walter, Bai AG), kao i na cilindričnim epruvetama bez zareza na kvazi-statičkoj kidalici (MESSPHYSIK BETA 50-5) pri sobnoj temperaturi. Određene su mehaničke karakteristike materijala za opisivanje rasta pukotine za različite nivo opterećenja, kao i parametri materijala za definiranje konstitutivnih jednadžbi cikličke

plastičnosti. Numerički algoritam za Reissner-Mindlinov kinematički model prikazan u [2, 3] izveden je za trodimenzijski model i implementiran u softverski paket ABAQUS [4]. Numerički rezultati uspoređeni su s pripadnim eksperimentalnim. Osim toga, prikazana je primjena optičke opreme ARAMIS za analizu rasta pukotine.

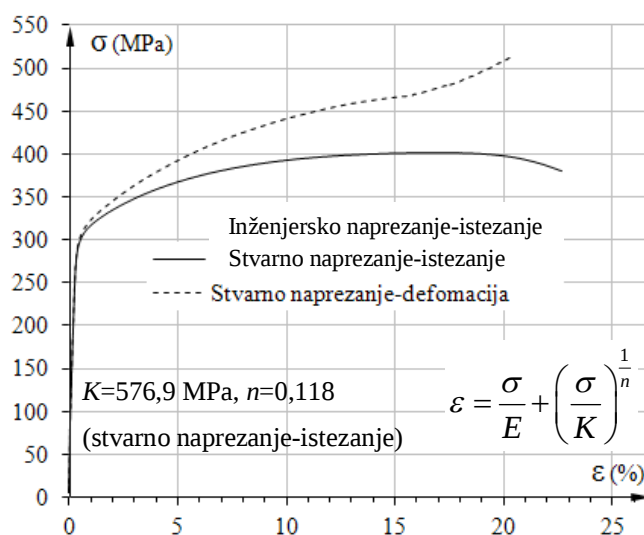
A1.2 Eksperiment

Za eksperimentalno i numeričko modeliranje niskocikličkog zamornog ponašanja materijala provedena su statička vlačna ispitivanja, kao i jednoosna simetrična i asimetrična ciklička ispitivanja, na cilindričnim epruvetama bez zareza čija je geometrija dana na slici 14a) (ASTM EN606). Osim toga, za ispitivanje lomne žilavosti i rasta zamorne pukotine u materijalu primijenjene su epruvete sa zarezom, debljine 10 mm, za savijanje u tri točke (SENB) u skladu s normom ASTM E1820 (slika 14b)). Udjel pojedinih elemenata u kemijskom sastavu aluminijske legure AlCu5BiPb–T8 izražen u postocima prikazan je u tablici 25.

Tablica 25. Udjel pojedinih elemenata u kemijskom sastavu aluminijske legure AlCu5BiPb–T8 u (%):

Si	Cu	Fe	Pb	Bi	Zn	Mn	Mg
0,2	5,3	0,7	0,3	0,3	0,03	0,03	0,01

Statičko vlačno ispitivanje [67] sa slike 115, prikazuje ovisnost inženjerskog i stvarnog naprezanja o istezanju s pripadnim parametrima za Ramberg-Osgoodov materijalni model.



Slika 115. Dijagram naprezanje istezanje

Mehaničke karakteristike aluminijske legure AlCu5BiPb–T8 dobivene statičkim vlačnim ispitivanjem prikazane su u tablici 26.

Tablica 26. Mehanička svojstva aluminijske legure AlCu5BiPb-T8

Granica razvlačenja $R_{p0,2}$, MPa	Vlačna čvrstoća R_m , MPa	Istezljivost (%)	Modul elastičnosti E , GPa	Poissonov omjer ν
305	401	22	76,7	0,33

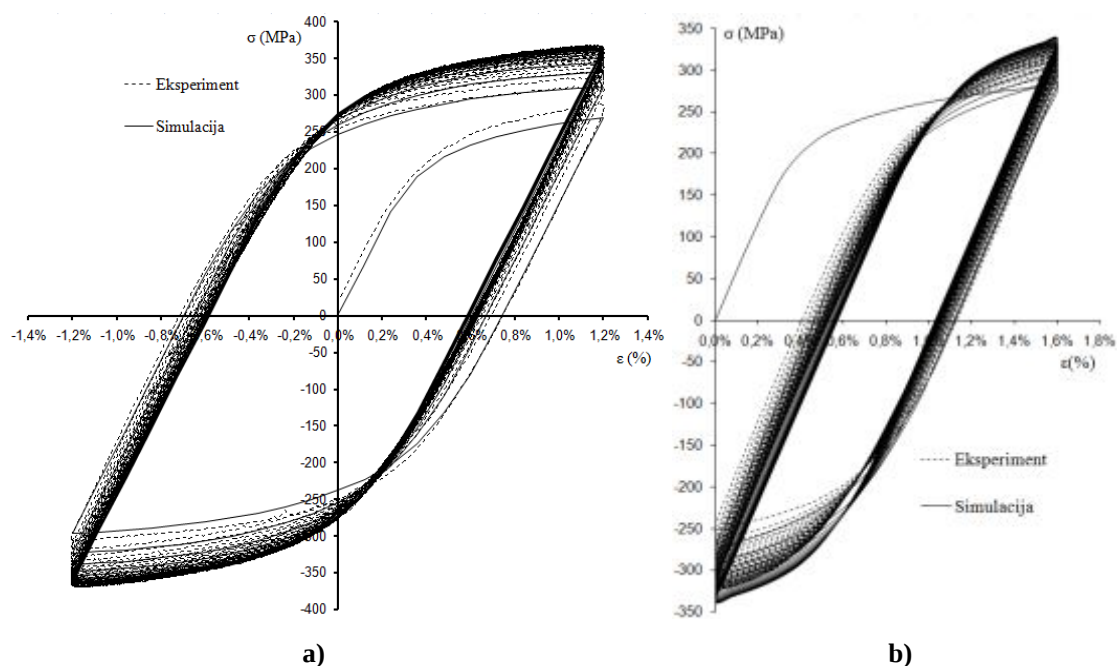
Kao što se može primijetiti, odabrana aluminijska legura ima slična mehanička svojstva (vlačna čvrstoća i granica razvlačenja) kao i glavni materijal proučavanja ovog rada. Odnos vlačne čvrstoće i granice razvlačenja (74) i (75) je također približno sličan, te prema [68] daje naznake da će karakter ponašanja materijala prilikom cikličkog opterećivanja biti sličan.

$$\text{EN-GJS-400-18-LT:} \quad \frac{R_m}{R_{p0,2}} = \frac{415}{272} = 1,53 \quad (74)$$

$$\text{AlCu5BiPb-T8:} \quad \frac{R_m}{R_{p0,2}} = \frac{401}{305} = 1,31 \quad (75)$$

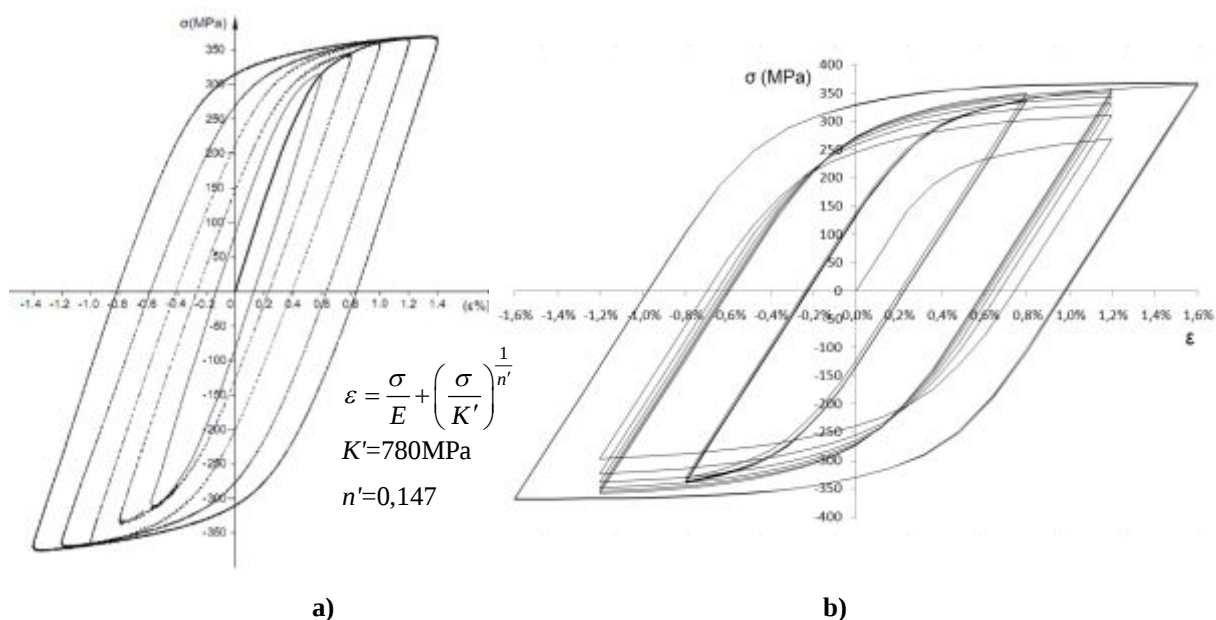
Ciklička ispitivanja aluminijske legure provedena su pri konstantnim amplitudama deformacija i naprezanja korištenjem mehaničkog ekstenzometra duljine 10 mm. Na slici 116 a) i b) prikazane su histereze za slučaj simetričnog i asimetričnog opterećivanja s kontroliranom deformacijom. Pritom je amplituda deformacije ($\Delta\varepsilon/2$) za simetrično ispitivanje iznosila 1,2 %, dok su kod asimetričnog ispitivanja, amplituda deformacije, kao i srednja deformacija, bile jednake 0,8 %. Iz dijagrama je vidljivo da dolazi do značajnog cikličkog očvršćenja materijala što se očituje u povećanju amplitude naprezanja s brojem opterećenja sa suprotnim predznakom. Pritom se stabilizirano naprezanje dobiva nakon desetak ciklusa opterećivanja. Nadalje, uspoređujući petlje histereze za simetrično i asimetrično ispitivanje, može se zaključiti da srednja deformacija nema značajan utjecaj na cikličko očvršćenje materijala.

Na slici 117a) prikazane su stabilizirane histereze za slučaj cikličkog opterećivanja s povećavanjem amplitude deformacije. Ovdje je amplituda povećavana u koracima od 0,2 %, dok je srednja deformacija bila jednaka nuli. Broj ciklusa za svaki korak je 40, a maksimalna amplituda deformacije jednaka je 1,4 %. Krivulja cikličko naprezanje-deformacija, koja je od velike važnosti za niskociklički zamor, konstruirana je na slici 117a) na način da povezuje vrhove stabiliziranih petlji histereza. Za njenu analitičku aproksimaciju primjenom Ramberg-Osgoodovog materijalnog modela primijenjena je metoda najmanjih kvadrata te su dobiveni parametri materijala prikazani na slici 117a).



Slika 116. Usporedba eksperimentalnih i numeričkih rezultata za: a) simetrično i b) asimetrični ispitivanje

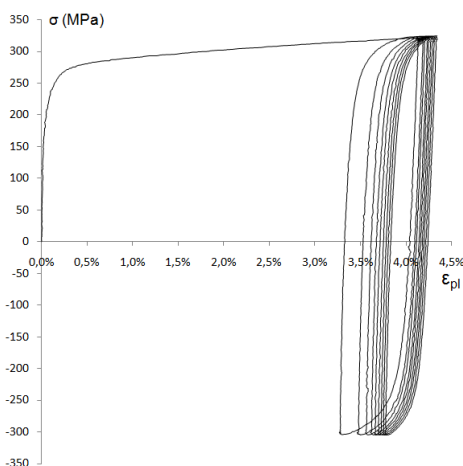
Kako bi se pokazao utjecaj povećanja i smanjenja amplitude deformacije na cikličko ponašanje materijala, provedena su ispitivanja s promjenljivim amplitudama deformacije. Za ispitivanje koji se sastoji od tri koraka s amplitudama jednakim 1,2 %, 0,8 % i 1,6 %, sa po šest ciklusa opterećenja u svakom koraku, dobivene su histereze kao na slici 117 b).



Slika 117. a) Stabilizirane histereze i b) ispitivanje s promjenljivim amplitudama deformacije

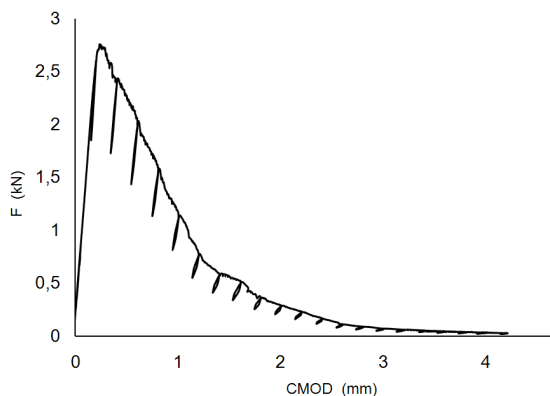
Ispitivanja puzanja (*ratcheting tests*) provedena su pri konstantnim amplitudama naprezanja s različitim kombinacijama srednjeg naprezanja i amplitude naprezanja. Tipična krivulja

ovisnosti naprežanja o deformaciji za amplitudu naprežanja od 630 MPa i srednjim naprežanjem od 10 MPa prikazana je na slici 118.



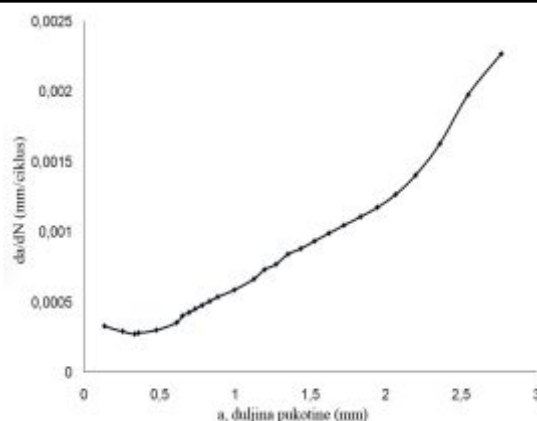
Slika 118. Ispitivanje puzanja (*ratcheting test*)

Na slici 119 prikazan je dijagram ovisnosti sile o otvaranju usta pukotine (*crack mouth opening displacement*) za određivanje lomne žilavosti materijala na SENB epruveti ($K_{IC}=24 \text{ MPa m}^{1/2}$). Na istoj SENB epruveti provedena je analiza rasta zamorne pukotine (da/dN). Ispitano je 15 epruveta s konstantnim amplitudama opterećenja s 3 različita omjera R u iznosu od 0,1; 0,25 i 0,5. Rast pukotine mjereno je video kamerom velikog uvećanja tvrtke Messphysik (slika 49).



Slika 119. Ovisnost sile o otvaranju usta pukotine

Na slici 120 prikazani su rezultati za rast pukotine pri odnosu opterećivanja $R=0,1$ i $\Delta F/2=1,08 \text{ kN}$.



Slika 120. Krivulja zamornog rasta pukotine

A1.3 Usporedba eksperimentalnih i numeričkih rezultata

Slika 116a) prikazuje usporedbu numeričke simulacije i eksperimentalno dobivenih rezultata iz simetričnog cikličkog eksperimenta uz kontrolu deformacije. Osim za prvi ciklus, postignuto je zadovoljavajuće podudaranje rezultata, jer je komponenta kinematskog očvršćenja kalibrirana pomoću stabilizirane krivulje naprezanje-deformacija. Točnost računalne simulacije istražena je usporedbom simulirane petlje histereze naprezanje-deformacija s eksperimentalnim podacima za asimetričan pokus, slika 116b). Dobiveno naprezanje-deformacija iz numeričke simulacije na zadovoljavajući način se podudara sa stvarnim ponašanjem materijala. Korišteni parametri materijala, u svim numeričkim simulacijama, identični su onima koje se koriste u simetričnim cikličkim ispitivanjima uz kontrolu deformacije. Ovaj je model nadalje primijenjen za analizu deformacija i naprezanja u vrhu pukotine te procjenu rasta pukotine u SENB epruveti.

A1.4 Zaključak

U ovom poglavlju prikazano je eksperimentalno i numeričko istraživanje niskocikličkog zamornog ponašanja aluminijske legure AlCu5BiPb-T8. Eksperimentom su obuhvaćena statička vlačna ispitivanja, simetrična i asimetrična ciklička ispitivanja, kao i ispitivanje lomne žilavosti i rasta zamorne pukotine u materijalu. Određeni su parametri materijala za konstitutivni model cikličke plastičnosti. Točnost računalne simulacije provjerena je usporedbom izračunatih i eksperimentalno dobivenih petlji histereze naprezanja i deformacije.

PRILOG B

B1 Analiza ispitivanja rasterećenja

Ovdje se opisuje algoritam za automatsko određivanje nagiba pravaca prilikom ispitivanja popuštanja kod određivanja duljine pukotine za dobivanje lomne žilavosti materijala. Skripta u softverskom paketu MATLAB napisana je kako bi se objedinili i obradili podaci dobiveni iz EDC-a kidalice Walter Bai, te iz ispitne procedure opisane u poglavlju 4.2.2.2 gdje se određuje lomna žilavost materijala.

Algoritam se može podijeliti na sljedeće korake:

1. Učitavanje podataka o sili, pomaku i trenutnom broju ciklusa opterećenja/rasterećenja, te iscrtavanje u obliku dijagrama (slika 121).
2. Prolazak kroz sve cikluse opterećenja/rasterećenja, izvodeći pritom sljedeće:

a) razdvojiti sve cikluse (slika 122),

b) svaki pojedini ciklus odvojiti na dio koji se odnosi na opterećenje i dio koji se odnosi na rasterećenje ispitne epruvete,

c) detekcija linearnog dijela ciklusa koji se odnosi na opterećenje/rasterećenje,

d) eliminacija podataka početnog i završnog segmenta opterećenja/rasterećenja kako bi se točnije odredio nagib,

e) određivanje nagiba opterećenja k_l^i i rasterećenja k_u^i interpolacijom točaka prema linearnom modelu $F(V) = kV + c$.
3. Usrednjavanje vrijednosti nagiba svakog ciklusa opterećenja/rasterećenja (slika 124):

$$k_{avg}^i = \frac{1}{2}(k_u^{i-1} + k_l^i)$$

4. Računanje popuštanja za svaki ciklus:

$$C_i = \frac{1}{k_{avg}^i}$$

```

% Compliance
% ---- data ----
% podaci spremljeni sa: save('counter_F_stroke_cmod.mat', 'counter', 'F',
'stroke', 'cmod')

% učitavanje podataka:
clear; clc;
load counter_F_stroke_cmod.mat; % učitava ova 4 vektora 'counter', 'F',
'stroke', 'cmod'
k_vec_uz = zeros(max(counter)+1,1); k_vec_si = zeros(max(counter)+1,1);
% i = 0;
for i = 0:(max(counter)-1)
    cmod_i=cmod(counter==i); F_i=F(counter==i);
    [max_el, max_el_ind] = max(F_i);

    % sve za UZLAZNI dio ciklusa
    F_i_uz = F_i(1:max_el_ind); cmod_i_uz = cmod_i(1:max_el_ind);
    [min_el, min_el_ind] = min(F_i(1:max_el_ind));
    faktor = 0.5; % 50% deltaF
    deltaF_i = faktor*(max_el - min_el);
    F_50 = F_i(F_i_uz < (min_el + deltaF_i)); cmod_50 = cmod_i(F_i_uz <
(min_el + deltaF_i));

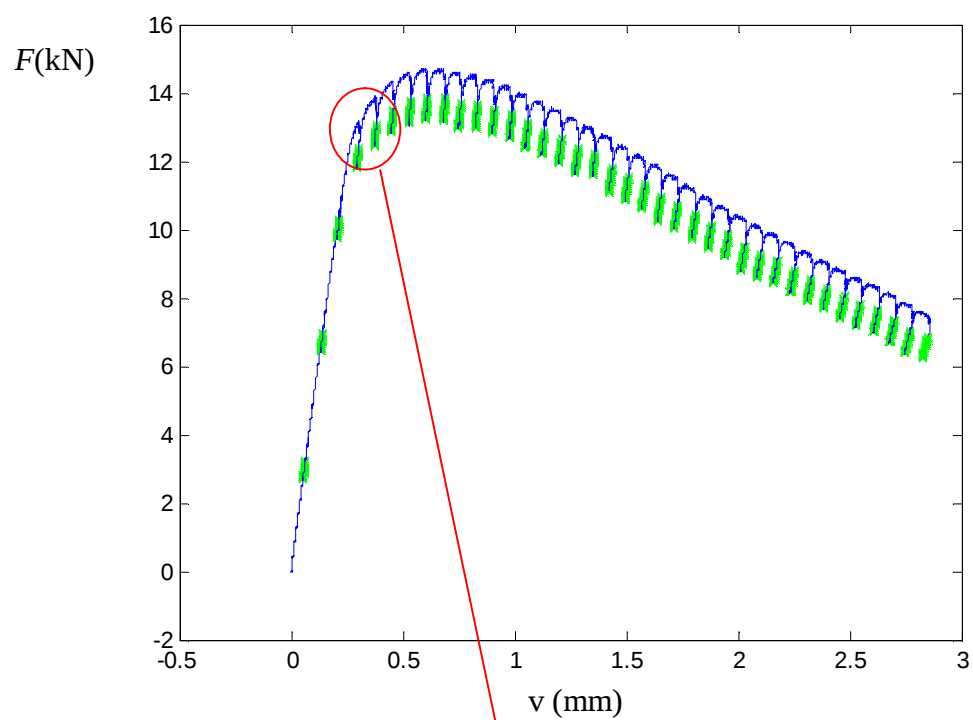
    % plot(cmod_i,F_i); hold on;
    % plot(cmod_50,F_50, 'r.')
    % inicijalni pravac
    p = polyfit(cmod_50, F_50, 1);
    % u k_vec sloziti nagibe pravaca ciklusa (sad samo uzlazni)
    k_vec_uz(i+1) = p(1);
    % plot(cmod_50, polyval(p, cmod_50),'g')
    % sve za SILAZNI dio ciklusa
    F_i_si = F_i(max_el_ind:length(F_i)); cmod_i_si =
cmod_i(max_el_ind:length(F_i));
    [min_el, min_el_ind] = min(F_i_si);
    faktor = 0.45; % 50% deltaF
    deltaF_i = faktor*(max_el - min_el);
    F_50 = F_i_si(F_i_si < (min_el + deltaF_i)); cmod_50 =
cmod_i_si(F_i_si < (min_el + deltaF_i));
    p = polyfit(cmod_50, F_50, 1);
    k_vec_si(i+1) = p(1);

%
plot(cmod_i, F_i, 'b')
hold on;
%
plot(cmod_50, polyval(p, cmod_50), 'g-x')
hold on;
end

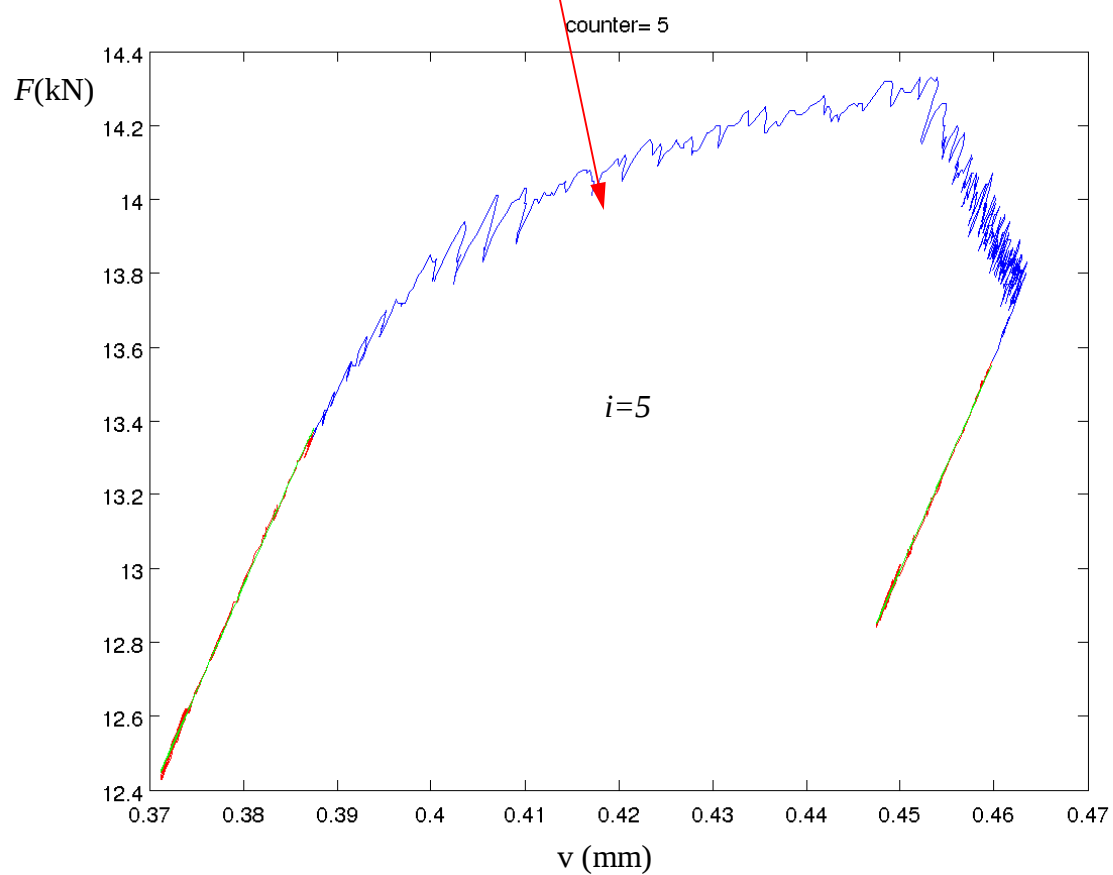
% plot k_vec ili compliance
figure
plot(0:numel(k_vec_uz)-1, k_vec_uz, '-o')
hold on;
plot(0:numel(k_vec_si)-1, k_vec_si, 'r-o')
legend('k_(uzl)', 'k_')
% plot(1./k_vec)

for i = 1:numel(k_vec_si)-1
    k_delt(i) = k_vec_si(i)-k_vec_uz(i+1);
end

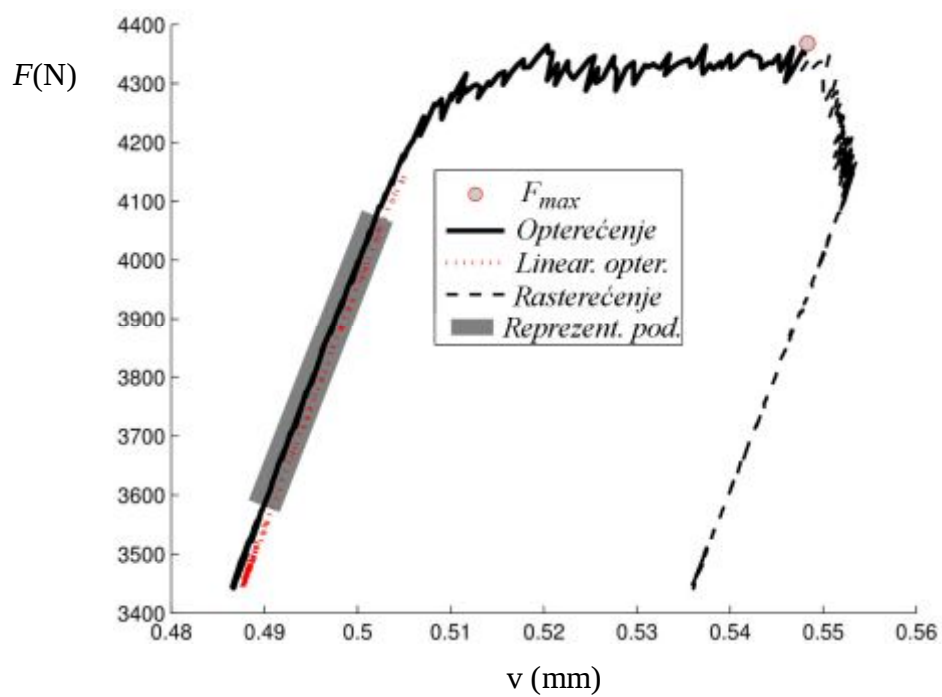
```



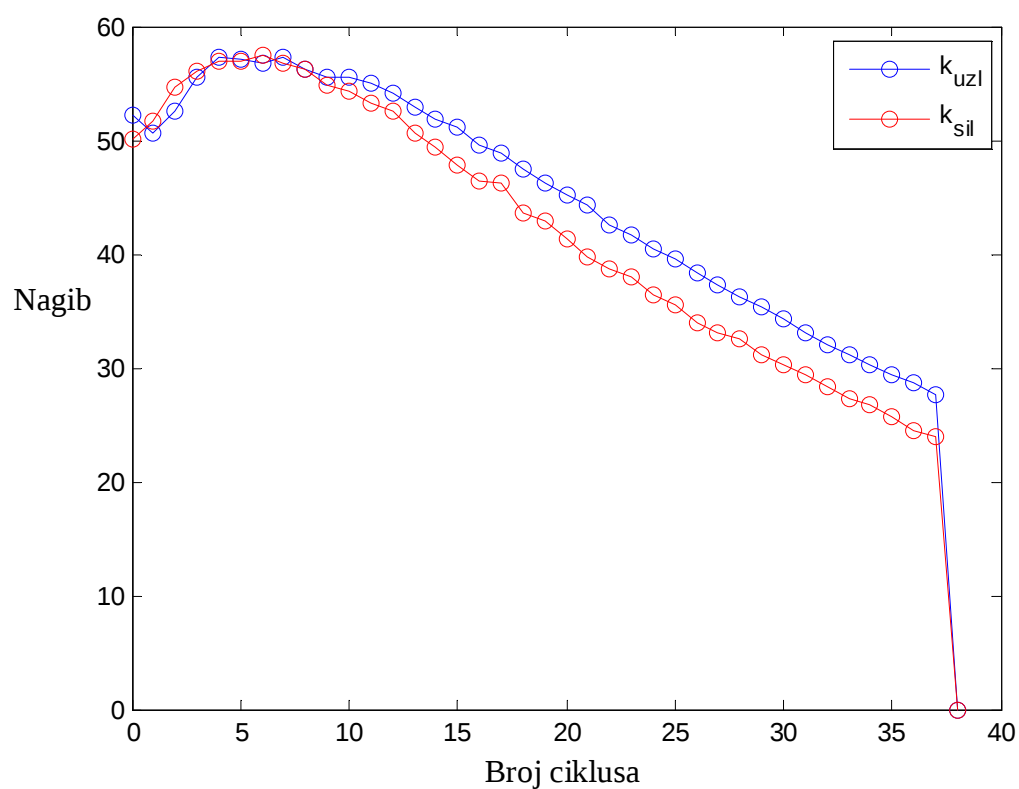
Slika 121. Dijagram sila - pomak



Slika 122. Uvećani prikaz jednog ciklusa opterećenja/rasterećenja



Slika 123. Shematski prikaz određivanja reprezentativnog uzorka



Slika 124. Nagib pravaca opterećenja/rasterećenja

PRILOG C

C1 Analiza cikličkih ispitivanja

Kako bi se olakšao postupak procesiranja i analize rezultata dobivenih eksperimentom, te s ciljem transparentnog i uniformno kritičkog rezoniranja dobivenih vrijednosti određenih karakteristika materijala, prilikom njegovog cikličkog ispitivanja, razvijen je i napisan kod u MATLAB-u koji je univerzalan za sve cikličke eksperimente izvedene na Walter Bai kidalici.

U nastavku ovog priloga dan je kod u MATLAB-u koji je slikovito popraćen slikama 125-128. U početnoj fazi prikupljaju se i razdjeljuju karakteristične vrijednosti iz eksperimenta s dinamičke kidalice, u ovom slučaju za ciklička ispitivanja. Nakon toga, radi lakše manipulacije 40 ciklusa opterećivanja i rasterećivanja, petlje histereze su podijeljene na uzlazne i silazne segmente svakog pojedinog ciklusa. Budući da stvarni podaci ne daju idealno glatke krivulje, prije manipulacije s petljama histereza, bilo je potrebno svaki ciklus na odgovarajući način aproksimirati dovoljno glatkom krivuljom. Granica tečenja određena je pojavom trajne plastične deformacije od 0,02% za prvi poluciklus. Ploha tečenja za zadnji, stabilizirani poluciklus kao i za svaki pojedini ciklus određena je prema [92]. Pri određivanju plohe tečenja za svaki ciklus opterećivanja bilo je potrebno kritički odrediti segment petlje histereze gdje je ponašanje materijala bilo linearno elastično.

```

clear;
clc;
load Counter_Stress_Strain.dat;
Counter=Counter_Stress_Strain(:,1);
Stress=Counter_Stress_Strain(:,2);
Strain=Counter_Stress_Strain(:,3);
%
%for i=0:0
i=0;
    Strain1_i=Strain(Counter==i);
    Stress1_i=Stress(Counter==i);
    %
    Stress1_max(i+1) = max(Stress1_i);
    %
    br_el_uk1 = size(Strain1_i, 1);
    [Strain1_max, br_el_uz1] = max(Strain1_i);
    Stress1_i_uz=Stress1_i(1:br_el_uz1);
    Strain1_i_uz=Strain1_i(1:br_el_uz1);
    %
    Stress1_i_uz_prorj = DECIMATE(Stress1_i_uz,13,'fir');
    Strain1_i_uz_prorj = DECIMATE(Strain1_i_uz,13,'fir');
    plot(Strain1_i_uz_prorj,Stress1_i_uz_prorj,'m-'); hold on;
    %
    Rp_dg=50;
    Rp_gg=200;
    %
    Strain_Rp_g = Strain1_i_uz( Stress1_i_uz < Rp_gg );
    Stress_Rp_g = Stress1_i_uz( Stress1_i_uz < Rp_gg );
    %
    Strain_Rp_d = Strain_Rp_g( Stress_Rp_g > Rp_dg );
    Stress_Rp_d = Stress_Rp_g( Stress_Rp_g > Rp_dg );
    %
    %plot(Strain_Rp_d,Stress_Rp_d, 'ro');hold on;
    r = polyfit(Strain_Rp_d,Stress_Rp_d, 1);
    %
    h1=-0.0002*r(1); %odsječak na osi y
    % r(1) = Youngov modul elastičnosti
    E=r(1); %Youngov modul elastičnosti za prvi poluciklus
    %
    Strain_Rp02=[0.0002:0.000025:0.0025];
    Stress_Rp02=r(1)*Strain_Rp02+h1;
    plot(Strain_Rp02,Stress_Rp02, 'b-');hold on;
    %
    Stress_Rp02_smooth = smooth(Strain1_i_uz,Stress1_i_uz,0.1,'rloess');
    plot (Strain1_i_uz,Stress_Rp02_smooth, 'g-')
    [Rp02xs1,Rp02ys1] = polyxpoly(Strain1_i_uz,Stress_Rp02_smooth,
    Strain_Rp02,Stress_Rp02);
    plot(Rp02xs1,Rp02ys1, 'bs');hold on;
%end
%
i=39;
    StrainS_i=Strain(Counter==i);
    StressS_i=Stress(Counter==i);
    %
    StressS_max(i+1) = max(StressS_i);
    %
    br_el_ukS = size(StrainS_i, 1);
    [StrainS_max, br_el_uzS] = max(StrainS_i);
    StressS_i_uz=StressS_i(1:br_el_uzS);
    StrainS_i_uz=StrainS_i(1:br_el_uzS);
    %

```

```

% S = stabilizano stanje; zadnji poluciklus
RpS_dg=-370;
RpS_gg=-170;
%
    Strain_RpS_g = StrainS_i_uz( StressS_i_uz < RpS_gg );
    Stress_RpS_g = StressS_i_uz( StressS_i_uz < RpS_gg );
%
    Strain_RpS_d = Strain_RpS_g( Stress_RpS_g > RpS_dg );
    Stress_RpS_d = Stress_RpS_g( Stress_RpS_g > RpS_dg );
%
    %plot(Strain_Rp_d,Stress_Rp_d, 'ro');hold on;
    s = polyfit(Strain_RpS_d,Stress_RpS_d, 1);
%
hS=-0.0002*s(1); %odsječak na osi y
bS=s(2)+hS;
% s(1) = Youngov modul elastičnosti za stabilizirano stanje
Es=s(1); %Youngov modul elastičnosti za zadnji (39.) poluciklus
%
Strain_Rp02S=[-0.012:0.00006:-0.005];
Stress_Rp02S=s(1)*Strain_Rp02S+bS;
plot(Strain_Rp02S,Stress_Rp02S, 'b-');hold on;
%
Stress_Rp02S_smooth = smooth(StrainS_i_uz,StressS_i_uz,0.1,'rloess');
plot(StrainS_i_uz,Stress_Rp02S_smooth, 'g-')
[Rp02Sxs,Rp02Sys] = polyxpoly(StrainS_i_uz,Stress_Rp02S_smooth,
    Strain_Rp02S,Stress_Rp02S);
plot(Rp02Sxs,Rp02Sys, 'bs');hold on;
%Rp02Sxs; ukupna plastična deformacija za zadnji poluciklus
%Rp02Sys; ukupno naprezanje za zadnji poluciklus
%
% točke stabiliziranog posljednjeg poluciklusa za vrijednosti
% naprezanja veće od naprezanja tečenja posljednjeg poluciklusa
%
    Strain_RpS_g1 = StrainS_i_uz( StressS_i_uz < StressS_max(i+1) );
    Stress_RpS_g1 = StressS_i_uz( StressS_i_uz < StressS_max(i+1) );
%
    Strain_RpS_g2 = StrainS_i_uz( StressS_i_uz > Rp02Sys );
    Stress_RpS_g2 = StressS_i_uz( StressS_i_uz > Rp02Sys );
%
% prorjeđivanje podataka
Strain_zad_polucikl = DECIMATE(Strain_RpS_g2,13,'fir');
Stress_zad_polucikl = DECIMATE(Stress_RpS_g2,13,'fir');
Zadnji_polucikl=[Strain_zad_polucikl,Stress_zad_polucikl];
plot(Strain_zad_polucikl,Stress_zad_polucikl,'m-'); hold on;
%
Strain_pl_zad_polucikl = Strain_zad_polucikl - Stress_zad_polucikl/Es;
Strain_pl_zad_polucikl_nuliran=Strain_pl_zad_polucikl-
    Strain_pl_zad_polucikl(1);
%
%end
%
%
for i=0:39
%for i=0:max(Counter)
    Strain_i=Strain(Counter==i);
    Stress_i=Stress(Counter==i);
    %
    %Stress_max = zeros(1, 11);
    Stress_max(i+1) = max(Stress_i);
    Stress_min(i+1) = min(Stress_i);
    %

```

```

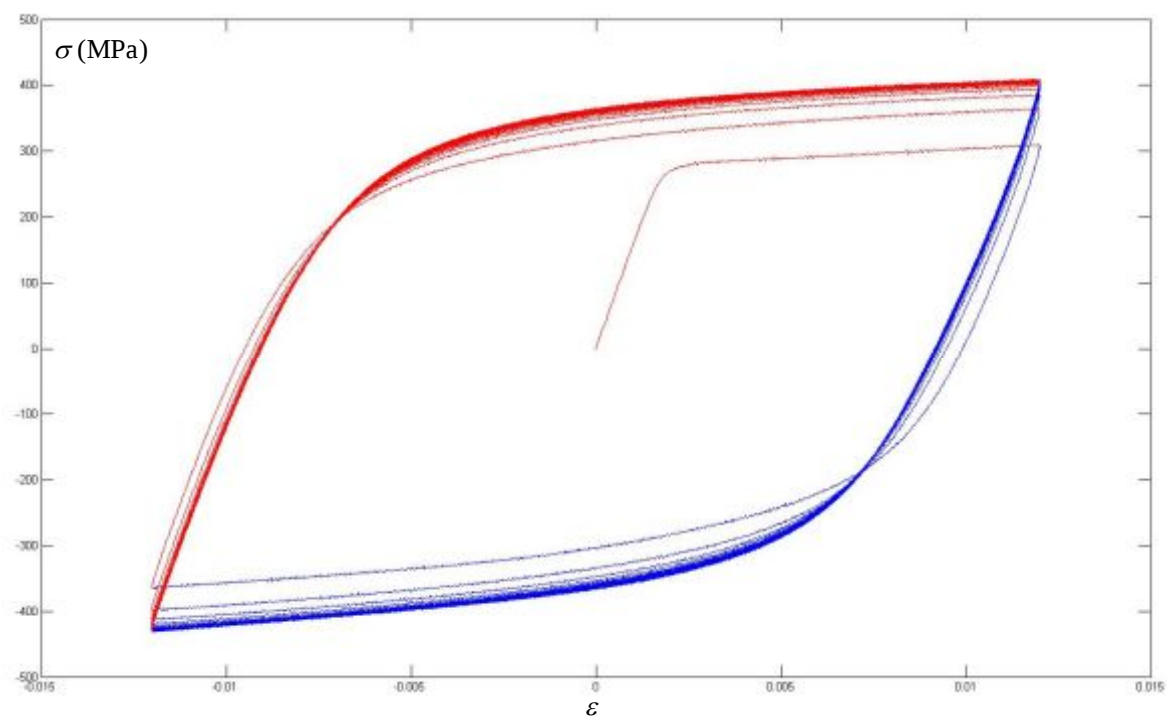
br_el_uk = size(Strain_i, 1);
[Strain_max, br_el_uz] = max(Strain_i);
Stress_i_uz=Stress_i(1:br_el_uz);
Strain_i_uz=Strain_i(1:br_el_uz);
%
[Strain_min, br_el_silaz] = min(Strain_i(br_el_uz:br_el_uk));
Stress_i_silaz=Stress_i(br_el_uz:br_el_uk);
Strain_i_silaz=Strain_i(br_el_uz:br_el_uk);
%
delta_Strain_donje_i=0.0028;
delta_Strain_gornje_i=0.00118;
%
Strain_002 = Strain_i_silaz((Strain_max - delta_Strain_donje_i) <
Strain_i_silaz);
Stress_002 = Stress_i_silaz((Strain_max - delta_Strain_donje_i) <
Strain_i_silaz);
%plot(Strain_002,Stress_002, 'ro');hold on;
%
Strain_delta = Strain_002(Strain_002 < (Strain_max -
delta_Strain_gornje_i));
Stress_delta = Stress_002(Strain_002 < (Strain_max -
delta_Strain_gornje_i));
%plot(cmod_i,F_i); hold on; title(['counter= ',num2str(i)])
%figure
grid on
plot(Strain_delta,Stress_delta, 'go');hold on;
title(['Counter = ',num2str(i)])
%
%
%figure;
grid on
plot(Strain_i_uz,Stress_i_uz, 'r-');hold on;
grid on
plot(Strain_i_silaz,Stress_i_silaz, 'b-');hold on;
%legend('Stress')
%
%
% inicijalni pravac
p = polyfit(Strain_delta, Stress_delta, 1);
%
Stress_smooth_silaz = smooth(Strain_i_silaz,Stress_i_silaz,0.1, 'rloess');
Stress_smooth_uz = smooth(Strain_i_uz,Stress_i_uz,0.1, 'rloess');
plot (Strain_i_silaz,Stress_smooth_silaz, 'r-')
%
h=0.0002*p(1);
b=p(2)+h;
Strain_offset=[0.005:0.00012:0.012];
Stress_offset=p(1)*Strain_offset+b;
plot(Strain_offset,Stress_offset, 'k-');hold on;
%
[xi,yi] =
polyxpoly(Strain_i_silaz,Stress_smooth_silaz,Strain_offset,Stress_offset);
[xs(i+1)] = min(xi);
[ys(i+1)] = min(yi);
plot(xi,yi, 'gd');hold on;
plot(xs,ys, 'bs');hold on;
plot(Strain_max,Stress_max, 'ks');hold on;
plot(Strain_min,Stress_min, 'ks');hold on;
%
Yield_surface=0.5*(Stress_max-ys);
Yield_surfacex2=(Stress_max-ys);

```

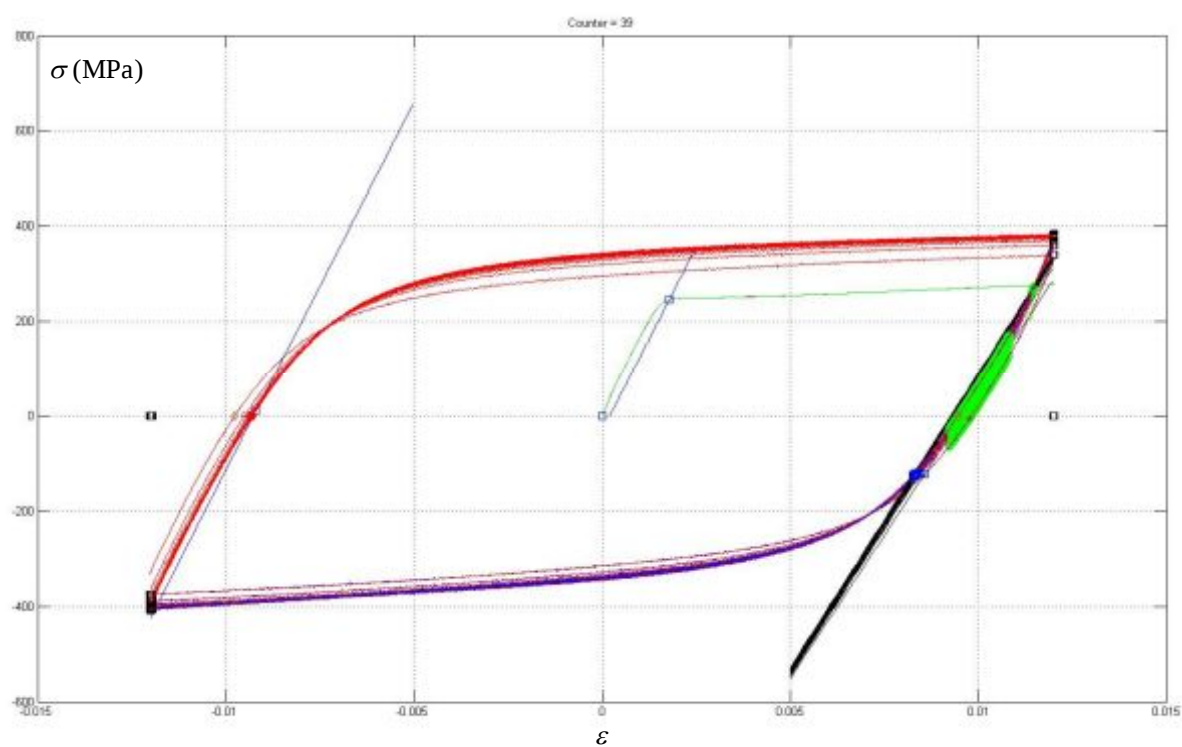
```

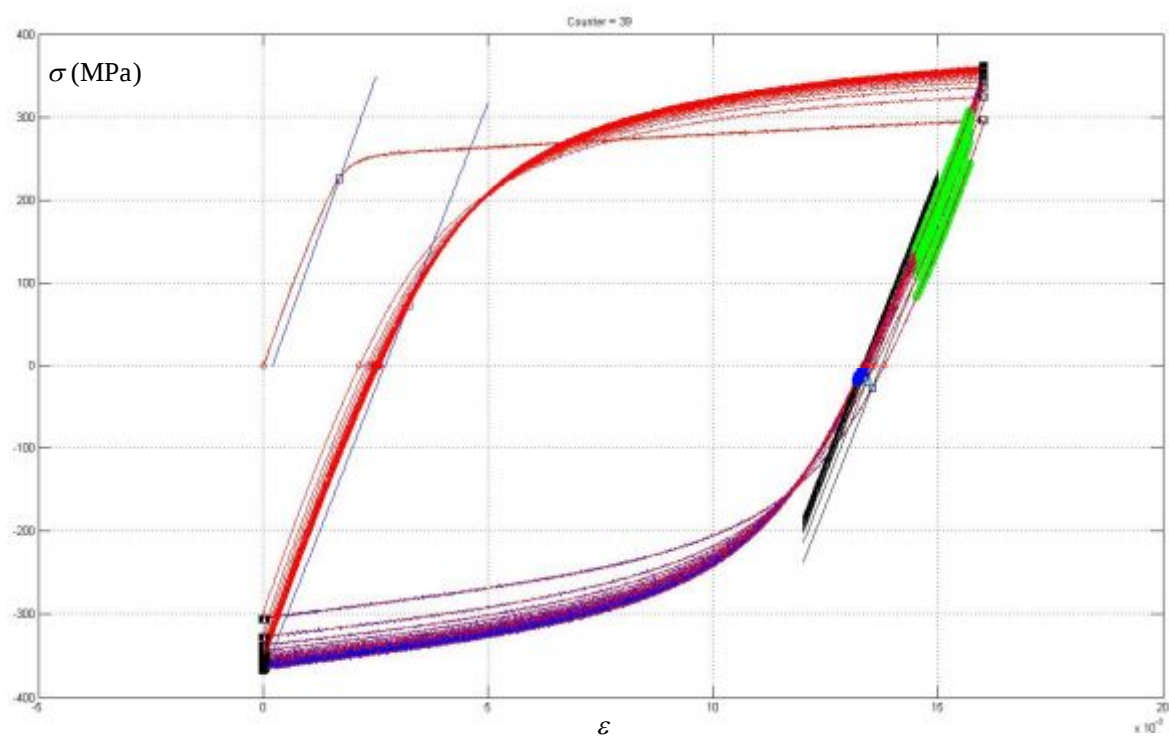
Yield_surfacex2=Yield_surfacex2';
Yield_surface_novo=0.5*(Stress_max-Stress_min);
%
%
abcisa_x=[-0.012:0.00024:0.012];
abcisa_y=0*abcisa_x+0;
[Epl_x_poz_i,Epl_y_poz_i] =
polyxpoly(Strain_i_silaz,Stress_smooth_silaz,abcisa_x,abcisa_y);
[Epl_xs_poz(i+1)] = max(Epl_x_poz_i);
[Epl_ys_poz(i+1)] = max(Epl_y_poz_i);
plot(Epl_x_poz_i,Epl_y_poz_i, 'rd');hold on;
%
[Epl_x_neg_i,Epl_y_neg_i] =
polyxpoly(Strain_i_uz,Stress_smooth_uz,abcisa_x,abcisa_y);
[Epl_xs_neg(i+1)] = max(Epl_x_neg_i);
[Epl_ys_neg(i+1)] = max(Epl_y_neg_i);
plot(Epl_x_neg_i,Epl_y_neg_i, 'rd');hold on;
%
%
end
%
Epl_xs_poz=[0 Epl_xs_poz];
Epl_xs_neg=[Epl_xs_neg 0];
%
Epl_xs_poz=Epl_xs_poz';
Epl_xs_neg=Epl_xs_neg';
%
Epl=Epl_xs_poz-Epl_xs_neg;
%
figure
plot(0:numel(Yield_surface)-1, Yield_surface, '-o');hold on;
title(['Counter = ',num2str(i)])
legend('Yield surface (MPa)')
%
figure
plot(0:numel(Yield_surface_novo)-1, Yield_surface_novo, '-o');hold on;
title(['Counter = ',num2str(i)])
legend('Yield surface - novo (MPa)')
%
%
Yield_surface=Yield_surface.';
%
Yield_surface_novo=Yield_surface_novo.';
%
figure
plot(Strain_pl_zad_polucikl, Stress_zad_polucikl, 'r-o'); hold on;
plot(Strain_zad_polucikl, Stress_zad_polucikl, '-o'); hold on;
plot(Strain_pl_zad_polucikl_nuliran, Stress_zad_polucikl, 'g-o'); hold on;
legend('Stress - Strain')
%
Plastic=[Stress_zad_polucikl,Strain_pl_zad_polucikl_nuliran];
xlswrite('101_12_Plastic.xls',Plastic);
xlswrite('101_12_Modul_elasticnosti.xls',Es);
%

```

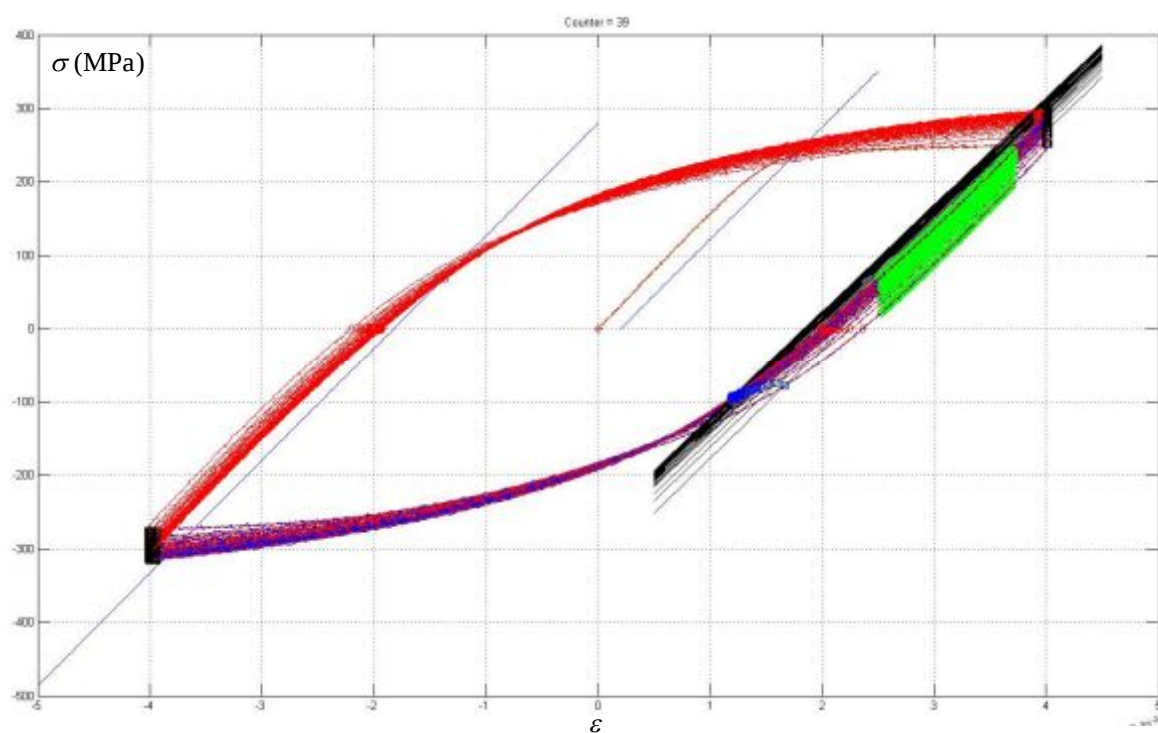


Slika 125. Podjela simetričnog ispitivanja na uzlazni i silazni dio

Slika 126. Analiza simetričnog cikličkog ispitivanja za $\varepsilon_{\text{amp}} = \pm 1,2 \%$



Slika 127. Analiza asimetričnog cikličkog ispitivanja za $\epsilon_{amp} = \pm 0,8 \%$



Slika 128. Analiza simetričnog cikličkog ispitivanja za $\epsilon_{amp} = \pm 0,4 \%$

ŽIVOTOPIS

Rođen 31. listopada 1979. godine.

Školovanje

1986-1994, osnovna škola "Davorin Trstenjak", Zagreb,
1994-1998, opća XI. gimnazija, Zagreb,
1998-2005, studij zrakoplovstva na Fakultetu strojarstva i brodogradnje Sveučilišta u Zagrebu,
2005, diplomirao na Fakultetu strojarstva i brodogradnje Sveučilišta u Zagrebu, studij: Zrakoplovstvo,
od 2006, poslijediplomski studij strojarstva na Fakultetu strojarstva i brodogradnje Sveučilišta u Zagrebu, smjer: Teorija konstrukcija.

Sport

1985-1999, Hokej na ledu – član hrvatske reprezentacije do 18 i 21 god.

Zaposlenje

04/2004 inženjer za razvoj proizvoda, TEP Ex, Zagreb,
12/2005 inženjer za hidrauličke sustave i konstrukcije, BRODARSKI INSTITUT, Zagreb,
10/2006 konstruktor brodskih teretnih uređaja, MacGREGOR, Zagreb,
04/2007 asistent na Zavodu za konstruiranje na Fakultetu strojarstva i brodogradnje, Sveučilišta u Zagrebu,
04/2007 suradnik na razvojnim projektima Končar - Instituta za elektrotehniku, Zagreb,
04/2008 asistent na Zavodu za tehničku mehaniku na Fakultetu strojarstva i brodogradnje, Sveučilišta u Zagrebu,
07/2011 inženjer za razvoj proizvoda i proračune, Končar - Institut za elektrotehniku, Zagreb.

Stipendije

1998-2003 Studentska stipendija Ministarstva znanosti obrazovanja i športa.

Strani jezici

Engleski i njemački.

Članstvo u znanstvenim društvima

Hrvatsko društvo za mehaniku (HDM).

Nagrade i priznanja

- 2000 Nagrada “Davorin Bazjanac” za uzoran uspjeh, FSB,
- 2001 Nagrada “Davorin Bazjanac” za uzoran uspjeh, FSB,
- 2002 Nagrada “Davorin Bazjanac” za uzoran uspjeh, FSB,
- 2003 “Rektorova nagrada” za rad pod naslovom: „RAT – *Ram Air turbine*“, Sveučilište u Zagrebu.

Broj objavljenih znanstvenih radova

- 0 rada u međunarodnim časopisima indeksiranim u CC-u (Current Contents-u)
- 1 plenarno izlaganje
- 2 rada objavljena u časopisima s međunarodnom recenzijom
- 4 rada u zbornicima radova s međunarodnih znanstvenih skupova
- 3 rada u zbornicima radova sa znanstvenih skupova

CURRICULUM VITAE

Born on 31st October 1979.

Education

1986-1994, primary school "Davorin Trstenjak", Zagreb,
1994-1998, XIth grammar gymnasium, Zagreb,
1998-2005, studies in Mechanical Engineering at the University of Zagreb,
2005, graduated in Mechanical Engineering at the Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture, University of Zagreb,
since 2006, doctoral study in Theory of Structures and Design at the Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture, University of Zagreb.

Sport

1985-1999, Ice hockey – Croatian national team member for U18 and U21.

Employment

04/2004 product development Engineer, TEP Ex, Zagreb,
12/2005 engineer for hydraulic systems and structures, BRODARSKI INSTITUT, Zagreb,
10/2006 cargo ship units constructor engineer, MacGREGOR, Zagreb,
04/2007 assistant at Chair of Design at the Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture, University of Zagreb,
04/2007 development projects associate at the KONČAR – Electrical Engineering Institute, Inc. Zagreb,
04/2008 assistant at Chair of Experimental Mechanics at the Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture, University of Zagreb,
07/2011 engineer for product development and calculations, KONČAR – Electrical Engineering Institute, Inc. Zagreb.

Scholarship

1998-2003 Student's scholarships of the Ministry of Science, Education and Sports of the Republic of Croatia.

Foreign languages

English and German.

Memberships

Croatian Society of Mechanics (CSM).

Awards

- 2000 “Davorin Bazjanac” award for exemplary accomplishment, FMENA,
- 2001 “Davorin Bazjanac” award for exemplary accomplishment, FMENA,
- 2002 “Davorin Bazjanac” award for exemplary accomplishment, FMENA,
- 2003 “Rector's award” for the work: „RAT – *Ram Air turbine*“, University of Zagreb.

Number of scientific publications

- 0 papers published in CC (Current Contents) journals
- 1 plenary session
- 2 papers published in other international journals
- 4 papers published in proceedings of international conferences
- 3 papers published in proceedings of conferences